

Национальная академия наук Украины
Институт проблем безопасности атомных электростанций

Серия «Теплофизика атомных электростанций»

ТЕПЛОФИЗИКА АВАРИЙ ЯДЕРНЫХ РЕАКТОРОВ

Монография

Чернобыль 2012

УДК 621.039.586:[536+539.1
ББК 31.46-08+22.327+22.36
Т34

Серия основана в 2010 г.

Авторы:

А. А. Ключников, И. Г. Шараевский, Н. М. Фиалко,
Л. Б. Зимин, Е. И. Шараевская

Рецензенты:

чл.-кор. НАН Украины, д.т.н. А. А. Авраменко;
чл.-кор. НАН Украины, д.ф.-м.н. В. И. Слисенко

*Рекомендовано в печать ученым советом
Института проблем безопасности АЭС НАН Украины*

Т34 **Теплофизика аварий ядерных реакторов** : монография / А. А. Ключников, И. Г. Шараевский, Н. М. Фиалко и др. ; НАН Украины, Ин-т проблем безопасности АЭС. – Чернобыль (Киев. обл.) : Ин-т проблем безопасности АЭС, 2012. – 528 с.
ISBN 978-966-02-5763-4 (серия)
ISBN 978-966-02-6194-5

В монографии рассмотрены теплофизические аспекты потенциально возможных тяжелых аварий в реакторных отделениях современных АЭС. Приведены примеры возникновения и развития проектных и запроектных аварий, имевших место в мировой атомной энергетике. Проанализированы важнейшие аспекты динамики теплообмена в типичных аварийных ситуациях, а также расчетная методология их учета. Применительно к возможным тяжелым авариям ядерных энергетических реакторов усовершенствован ряд представлений о динамике развития аварий в конструктивных элементах реакторных отделений и соответствующих методологических принципов, которые могут быть использованы в качестве исходных предпосылок для выбора мер по локализации и ликвидации аварийных ситуаций.

Предназначена для научных работников, специалистов ядерной энергетики, а также для аспирантов и студентов.

УДК 621.039. 586:[536+539.1

ISBN 978-966-02-5763-4 (серия)
ISBN 978-966-02-6194-5

© А. А. Ключников, И. Г. Шараевский,
Н. М. Фиалко, Л. Б. Зимин,
Е. И. Шараевская, 2012

Оглавление

Список сокращений.....	6
Введение.....	7
Глава 1. Особенности теплофизических процессов в нерегламентных и аварийных режимах ядерных реакторов	21
1.1. Процессы теплообмена в переходных эксплуатационных состояниях активных зон	21
1.2. Общие сведения о теплофизических процессах в нерегламентных режимах.....	33
1.2.1. Общая характеристика аварийных процессов с потерей теплоносителя первого контура.....	33
1.2.2. Взаимодействие расплава топлива с теплоносителем. Паровой взрыв	40
1.2.3. Проблемы охлаждения расплавленного коридума и корпуса аварийного реактора	44
1.2.4. Особенности аварийного тепломассообмена в объеме защитной оболочки реакторного отделения.....	46
1.2.5. Конденсационные гидроудары в элементах системы охлаждения.....	48
1.3. Физические особенности развития тяжелых аварий в ядерных реакторах основных типов	49
1.3.1. Прогнозируемые тяжелые аварии в реакторах основных типов	49
1.3.2. Особенности аварийного охлаждения топливных фрагментов.....	54
1.3.3. Поздние фазы тяжелой аварии с расплавлением активной зоны	57
1.3.4. Аварии с повреждением контейнмента	58
1.4. Особенности аварийных режимов реакторов на быстрых нейтронах с жидкометаллическим охлаждением.....	60
1.4.1. Проблемы идентификации предаварийных режимов в тепловыделяющих сборках	65
1.4.2. Динамика развития тяжелых аварий в реакторах на быстрых нейтронах с жидкометаллическим охлаждением.....	69
Глава 2. Аварийные теплофизические процессы в реакторных установках основных типов.....	76
2.1. Теплофизика топливных композиций	77
2.1.1. Температурные режимы топливных сердечников.....	78
2.1.2. Физические свойства топлива	82
2.1.3. Поведение ядерного топлива в условиях его облучения.....	89
2.2. Физические особенности аварийных режимов в ядерных реакторах основных типов.....	97
2.2.1. Аварийные переходные процессы в реакторах ВВЭР	97
2.2.2. Основные типы аварийных режимов в водоохлаждаемых реакторных установках некипящего типа.....	121

2.2.3. Аварии кипящих легководных реакторов с потерей теплоносителя.....	134
2.2.4. Аварии с нарушением охлаждения тяжеловодных реакторов типа CANDU.....	137
2.2.5. Аварии газоохлаждаемого реактора типа AGR.....	139
2.2.6. Физические особенности аварийных процессов в реакторах на быстрых нейтронах с жидкометаллическим охлаждением	141
2.2.7. Проблемы безопасности реакторов на быстрых нейтронах с жидкометаллическим охлаждением.....	163
Глава 3. Компьютерное моделирование аварийных процессов в водоохлаждаемых реакторах	180
3.1. Математические модели нерегламентных теплогидравлических процессов в энергетических ядерных реакторах	180
3.1.1. Общая характеристика расчетных теплогидравлических кодов улучшенной оценки	180
3.1.2. Сопоставление расчетных и экспериментальных данных	240
3.2. Теплообмен при аварийных режимах активных зон	258
3.2.1. Особенности аварийного теплообмена в активных зонах.....	258
3.2.2. Взаимодействие расплава активной зоны с бетоном	271
3.2.3. Взрывоопасные состояния.....	275
3.2.4. Проблемы локализации кориума.....	285
Глава 4. Физико-математическое моделирование динамики тяжелых аварий в водоохлаждаемых реакторах	289
4.1. Физико-математические модели теплофизических процессов при тяжелых авариях	292
4.2. Характерные особенности динамики кориума в различных фазах развития тяжелых аварий.....	302
Глава 5. Физико-математические модели аварийных процессов в реакторах на быстрых нейтронах с жидкометаллическим и газовым охлаждением.....	337
5.1. Аварийные процессы в реакторах с жидкометаллическим охлаждением.....	337
5.1.1. Система аварийной защиты АЭС.....	337
5.1.2. Вопросы надежности.....	343
5.1.3. Распространение локальных повреждений ТВЭЛ.....	348
5.1.4. Переходные процессы в объеме активной зоны.....	352
5.1.5. Неконтролируемые аварийные режимы.....	356
5.1.6. Аварийные режимы с повышением мощности ядерного реактора.....	366
5.1.7. Аварийные режимы с ухудшением условий теплоотвода.....	373
5.1.8. Неконтролируемый аварийный режим, связанный с прекращением циркуляции теплоносителя	377

5.1.9. Режимы течения расплавленного топлива.....	386
5.1.10. Модели и программы для расчета аварийных процессов.....	398
5.1.11. Трансформации расплавленного топлива.....	408
5.1.12. Деформации и послеаварийное расхолаживание реакторов с жидкометаллическим охлаждением.....	419
5.1.13. Горение неподвижного натрия и натриевых струй.....	429
5.2. Аварийные процессы в реакторах с газовым охлаждением.....	432
5.2.1. Особенности конструкции реакторов на быстрых нейтронах с газовым охлаждением.....	432
5.2.2. Особенности динамики аварийных ситуаций в реакторах на быстрых нейтронах с газовым охлаждением.....	452
5.2.3. Мероприятия по локализации и ликвидации последствий аварий в реакторах на быстрых нейтронах с газовым охлаждением.....	460
Глава 6. Опыт тяжелых аварий ядерных энергоблоков с реакторами основных типов	472
6.1. Аварии реакторов с легководным охлаждением	473
6.2. Аварии реакторов с тяжеловодным замедлителем	500
6.3. Аварии газоохлаждаемых реакторов	504
6.4. Аварии реакторов на быстрых нейтронах с жидкометаллическим охлаждением	508
Список литературы.....	512

СПИСОК СОКРАЩЕНИЙ

АЗ	- аварийная защита
АкЗ	- активная зона
АР	- автоматическое регулирование
АРМ	- автоматический регулятор мощности
АСП	- автоспектральная плотность
БН	- быстрые нейтроны
БРУ-А	- быстродействующая редукционная установка со сбросом пара в атмосферу
БРУ-К	- быстродействующая редукционная установка со сбросом пара в конденсатор турбины
БЩУ	- блочный щит управления
ВВЭР	- водо-водяной энергетический реактор
ВКУ	- внутрикорпусные устройства
ВТИ	- Всероссийский теплотехнический институт
ГЦК	- главный циркуляционный контур
ГЦН	- главный циркуляционный насос
ЖРО	- жидкие радиоактивные отходы
ЗО	- защитная оболочка
ИИ	- искусственный интеллект
КН	- конденсатный насос
КТП	- критическая плотность теплового потока
ЛАР	- локальное автоматическое регулирование
МПА	- максимальная проектная авария
МЭИ	- технический университет «Московский энергетический институт»
ПВД	- подогреватель высокого давления
ПГ	- парогенератор
ПК	- парогенерирующий канал
ПНД	- подогреватель низкого давления
РБМК	- реактор большой мощности канальный
РМД	- регулятор минимального давления
РОМ	- регулятор ограничения мощности
РУ	- реакторная установка
САОЗ	- система аварийного охлаждения зоны
СУЗ	- система управления и защиты
ТВС	- тепловыделяющая сборка
ТВЭЛ	- тепловыделяющий элемент
ТГП	- теплогидравлические процессы
ТГРК	- теплогидравлический расчетный код
ТМІ	- АЭС «Три Майл Айленд» (США)
ФЭИ	- Физико-энергетический институт Минатома России
ЯР	- ядерный реактор
ЯРБН	- ядерный реактор на быстрых нейтронах
ЯЭУ	- ядерная энергетическая установка

Введение

Известно, что любые виды промышленной деятельности человека, лежащей в основе современной цивилизации, характеризуются наличием риска возникновения технологических аварий, включая аварии с серьезными экологическими последствиями. Для каждой отрасли промышленности такой риск специфичен, как, впрочем, специфичны и меры по его минимизации. Так, в химической промышленности это риск утечки высокотоксичных соединений в окружающую среду, а также риск пожаров и взрывов на предприятиях. Не является в этом плане исключением и ядерный энергокомплекс, основу которого составляет парк действующих АЭС. Определяющей технологической особенностью объектов атомной энергетики является образование и накопление значительных количеств высокорadioактивных веществ в процессе эксплуатации РУ. Большую их часть составляют продукты деления ядер урана с суммарной активностью порядка 10^{20} Бк. Именно по этой причине эксплуатация ядерных энергоблоков связана со специфическим риском - потенциальной радиологической опасностью заражения больших территорий и нанесения существенного ущерба здоровью проживающего на них населения. Очевидно, что риск ядерных аварий на АЭС должен быть минимизирован.

История становления и развития атомной энергетики остро поставила перед современной цивилизацией ряд неотложных проблем. Первая и, пожалуй, наиболее важная из них – проблема обеспечения безопасности АЭС. Естественно, и ранее, на протяжении минувших шести десятков лет, она не теряла своей актуальности. Тем не менее, именно в последние годы эта проблема приобрела глобальный характер, став одним из безусловных приоритетов для всего мирового сообщества. Недавняя тяжелая ядерная авария, произошедшая на энергоблоках АЭС «Фукусима» (Япония), наглядно подтверждает это. Будучи на этот раз инициированной не техногенными факторами, а непрогнозируемыми природными катаклизмами, данная катастрофа оказала крайне негативное влияние не только на экономический потенциал самой Японии - одной из самых передовых держав, но также и на тесно взаимосвязанные с этим потенциалом в современном глобализованном мире экономики других стран. Таким образом, значимость проблемы обеспечения эксплуатационной безопасности действующих и проектируемых АЭС, тесно взаимосвязанная с функционированием и развитием всего ядерного энергокомплекса, так же, как и ключевая роль атомной энергетики в энергообеспечении человечества, являются неоспоримыми. Указанную фундаментальную проблему обеспечения безопасности ЯЭУ отличает комплексный характер и ряд характерных особенностей.

Прежде всего современная ЯЭУ является сложным и весьма теплонапряженным динамическим объектом, который требует применения развитого системного подхода к анализу не только штатных режимов эксплуатации отдельных его элементов, в первую очередь РУ, но также и недопустимых с

точки зрения безопасности нештатных эксплуатационных состояний оборудования. Попыткой реализации такого системного подхода явилась, в частности, недавняя монография [1], которая посвящена комплексному анализу условий возникновения и развития аномальных, предаварийных и аварийных теплофизических процессов (в особенности, кризисов теплоотдачи при кипении теплоносителя на поверхности ТВЭЛ) в АкЗ водоохлаждаемых ЯР кипящего (ВВЭР, PWR) и кипящего (РБМК, BWR) типов. Как известно, указанные нерегламентные эксплуатационные состояния и процессы представляют собой серьезную угрозу безопасности РУ. Иные тепло- и ядерно-физические аспекты этой комплексной проблемы рассмотрены в недавних работах [2 - 25]. В частности, в них проанализирована актуальная проблематика исследований ТГП при сверхкритическом давлении теплоносителя [2, 10, 22, 25], которая представляет значительный интерес для создания нового поколения перспективных РУ повышенной безопасности на тепловых и быстрых нейтронах. Вместе с тем во всех вышеуказанных работах [1 - 25], в основном, рассматриваются аварийные ситуации, при которых расплавление АкЗ ЯР еще не произошло и повреждения оболочек ТВЭЛ вследствие возникновения на их теплоотдающей поверхности кризисных явлений имеют локальный характер. Совершенно иные теплофизические процессы и другая аварийная динамика РУ имеет место в условиях, когда по тем или иным причинам тяжелая авария ядерного энергоблока находится в стадии развития и ядерное топливо в АкЗ уже расплавлено.

В настоящее время приходится констатировать, что, несмотря на исключительную важность системного анализа тяжелых ядерных аварий с целью надежного прогнозирования аварийной динамики ЯР в этих условиях, информация о соответствующих тепло- и ядернофизических, гидродинамических, материаловедческих и других процессах, а также результатах их исследований достаточно ограничена, не систематизирована и носит, в отличие от работ [1 - 25], разрозненный характер. Попытка системного анализа этих процессов, включая рассмотрение современных методологических подходов к математическому и физическому моделированию соответствующих явлений, которые протекают при возникновении и развитии тяжелых аварий в АкЗ ЯР основных типов, предпринята в настоящей монографии. В ней рассмотрены также типичные аварийные состояния не только в АкЗ, но и в некоторых других критически важных для безопасности ЯЭУ элементах и системах ядерного энергоблока с РУ на тепловых и быстрых нейтронах (например, в ПГ «натрий - вода»), а также хроника известных тяжелых аварий ЯР, их уроки и перспективы реализации эффективных диагностических подходов на основе ИИ к раннему обнаружению и автоматической идентификации предаварийных режимов эксплуатации именно в начальной фазе зарождения этих потенциально опасных эксплуатационных состояний.

В качестве примера необходимости реализации указанного системного подхода к анализу вышеуказанного комплекса аварийных теплофизических,

гидродинамических, материаловедческих и других процессов, определяющих, в частности, динамику протекания МПА в РУ с водо-водяным энергетическим ЯР, целесообразно перечислить эти процессы, кратко охарактеризовав их. Как известно, под МПА понимается разгерметизация первого контура вследствие мгновенного разрыва трубопровода максимального диаметра с беспрепятственным двухсторонним истечением теплоносителя при работе реактора на номинальной мощности с учетом возможного ее превышения вследствие погрешностей и допусков системы контроля и управления. Для такой аварийной ситуации требуется [26 - 29], чтобы система аварийного охлаждения реактора обеспечила непревышение так называемого второго проектного предела повреждения ТВЭЛ (температура оболочки ТВЭЛ не должна быть более 1200 °С), локальную глубину окисления оболочек ТВЭЛ не более 18 % первоначальной толщины и долю прореагировавшего циркония не более 1 % его массы в АкЗ. Должны также быть обеспечены возможность расхолаживания реактора и выгрузка топлива из АкЗ после МПА. Достаточно полное описание аварийной динамики МПА, а также особенности функционирования соответствующих элементов штатных систем САОЗ рассмотрены в ряде работ, например в [30, 31].

Таким образом, реализация комплексного системного анализа аварийной динамики МПА на АЭС с ВВЭР требует рассмотрения следующих взаимосвязанных процессов:

а) истечения теплоносителя первого контура, недогретого до температуры насыщения, через возникший разрыв в соответствующей циркуляционной петле в условиях резкого падения давления за время, равное нескольким сотым долям секунды, ниже давления насыщения; последующего прохождения волн разрежения и сжатия, а также возникновения механических усилий на элементы конструкции АкЗ; дальнейшего быстрого снижения расхода теплоносителя и опрокидывания циркуляции (при разрыве трубопровода холодной части контура циркуляции) или соответствующего его увеличения (при разрыве горячей части);

б) вскипания теплоносителя в верхней части АкЗ и распространения процесса генерации паровой фазы по циркуляционному контуру; уменьшения скорости снижения давления; снижения абсолютного значения расхода теплоносителя, определяемого критическим истечением двухфазной смеси; снижения мощности до уровня остаточного тепловыделения (около 7 % от номинала); трансформации режимов теплообмена в АкЗ от конвективного до поверхностного и развитого пузырькового кипения;

в) развития кризиса теплоотдачи при пузырьковом кипении за время 0,5÷0,8 с при разрыве холодной части циркуляционной петли;

г) возникновения первого пика температуры оболочки ТВЭЛ вследствие перераспределения накопленного в нем тепла за счет аксиальной теплопроводности этой оболочки;

д) динамику изменения температуры оболочки ТВЭЛ (в течение временного интервала около $t \approx 15$ с), обусловленную следующими физическими

явлениями: небалансом интенсивности генерации тепла из-за остаточного тепловыделения и из-за экзотермической пароциркониевой реакции (при $T \geq 1100$ °С), а также снижение интенсивности отвода тепла к теплоносителю в режимах закризисного теплообмена (при переходном и пленочном кипении), возможном ухудшении охлаждения в условиях распухания ТВЭЛ (при $T \geq 650$ °С). Величина остаточного тепловыделения, обусловленного β -распадом продуктов деления в ТВЭЛ, после аварийного останова ЯР в результате срабатывания АЗ соответственно составляет от его номинальной мощности: 10 % к исходу 1-й секунды, 7 % - на 10-й; 1,5 % через 1 ч и 0,15 % через 30 сут. В этих условиях необходимо также учитывать продолжающееся истечение теплоносителя, приводящее к дальнейшему снижению давления и потере теплоносителя в АкЗ;

е) оценку эффектов от начала функционирования пассивной части САОЗ в условиях снижения давления в контуре ниже давления в гидроемкости; а также при начале подачи холодной борированной воды из этой гидроемкости не только в холодные нитки неповрежденных петель ЯР, но также и в горячие нитки или в верхнюю камеру ЯР. Должны быть учтены процессы перемешивания холодной воды с теплоносителем, содержащимся в контуре, и последующего проникновения воды при заливе в холодную нитку через опускающую трубу в нижнюю камеру ЯР (этому процессу препятствует воздействие встречного потока пара и эффект байпасирования вследствие прохода части теплоносителя САОЗ в поврежденную холодную нитку и далее в течь); эффекты от дальнейшего снижения давления в первом контуре до нескольких десятых мегапаскаля на исходе 30-й секунды после начала МПА, когда расход через АкЗ близок к нулю; процесс окончания истечения теплоносителя через разрыв при выравнивании давления в контуре и под ЗО на уровне 0,2 - 0,4 МПа; начала эффективного заполнения нижней камеры ЯР водой (после 30-й секунды МПА); включения активной части САОЗ для подачи воды аварийного охлаждения низкого давления (при давлении $p \approx 1$ МПа);

ж) заполнения нижней камеры ЯР водой (к исходу 50-й секунды). Определяющим в этой фазе аварии является процесс разогрева АкЗ, поскольку с момента включения гидроемкостей САОЗ и до окончания заполнения нижней камеры собственно АкЗ находится без эффективного охлаждения и имеет недостаточно эффективный теплоотвод посредством излучения и естественной конвекции пара. Скорость нарастания температуры оболочки ТВЭЛ в этих условиях составляет около 8 - 12 °С/с, в результате чего за 30 с температура этой оболочки может достичь значений более 1100 °С, что приведет к существенному дополнительному выделению тепла вследствие пароциркониевой реакции. Определяющие факторы этого периода таковы: остаточный уровень воды в нижней камере реактора и скорость заполнения камеры водой системы аварийного охлаждения реактора;

з) эффектов от залива разогретой АкЗ, который обусловлен поднятием уровня воды выше нижнего торца АкЗ, в силу чего условия теплосъема в АкЗ

улучшаются за счет интенсивного испарения воды. Этот процесс приводит к образованию восходящего потока пара с диспергированными в нем каплями унесенной жидкости; теплосъему с горячих элементов АЗ и передаче этого тепла дисперсному потоку, отводу тепла посредством аксиальной теплопередачи в АкЗ. Эти эффекты приводят к повторному увлажнению поверхности ТВЭЛ, перемещению фронта повторного увлажнения вверх при последовательной смене основных режимов теплообмена, которые включают конвекцию, пузырьковое кипение, переходное и пленочное кипение в обращенном кольцевом и дисперсном режимах двухфазного потока. Вследствие возникновения пленочного кипения температура оболочки ТВЭЛ в соответствующем сечении проходит через второй пик и в последующие моменты времени начинает снижаться, особенно резко - при прохождении через данное сечение фронта повторного смачивания. Показательно, что эффект, препятствующий заливу, - закипание части контура паром, проходящим через ПГ и насос в разрыв (указанное обстоятельство препятствует заливу АкЗ вследствие малой величиныдвигающего напора циркуляции на уровне около 0,05 МПа);

Вполне очевидно, что комплекс вышеуказанных взаимосвязанных нестационарных ТГП, протекающих при МПА, не может быть с приемлемой точностью и эффективностью описан в рамках традиционных подходов, предполагающих традиционные методы локального инженерного расчета вышеуказанных ТГП с использованием расчетных эмпирических корреляций для фрагментарного описания отдельных процессов. Наиболее продуктивным следует считать именно системный подход к анализу теплофизики аварийного ЯР, который предполагает разработку соответствующей математической модели МПА на основе комплексного компьютерного анализа вышеуказанных нестационарных, причем тесно взаимосвязанных ТГП.

Указанная математическая модель принципиально должна обладать:

высокой адекватностью, позволяющей обеспечить высокую степень надежности и достоверности расчетного анализа нестационарных ТГП в циркуляционном контуре ЯР в аварийных ситуациях;

достаточной общностью, которая необходима для полного описания характерных классов режимов ТГП, которые возникают при соответствующих авариях РУ основных типов.

Имеются все основания полагать, что на современном этапе развития атомной энергетики выработка эффективных инженерных решений не только на этапе проектирования ЯЭУ, но также при ее эксплуатации, включая возможные тяжелые аварии ядерных энергоблоков, без таких математических моделей, предназначенных для эффективного расчетного анализа нестационарных аварийных ТГП, а также без соответствующих программных средств, способных обеспечить компьютерную реализацию этих моделей, практически невозможна.

За минувшие пять десятилетий были созданы основы разработки математических моделей нестационарных ТГП, а также создано достаточно эффективное математическое и программное обеспечение для реализации этих

моделей. Созданные для анализа вышерассмотренных нестационарных аварийных ТГП программные средства (теплогидравлические коды) отражают достигнутый на соответствующем этапе их развития уровень разработки соответствующих теплофизических моделей этих процессов [32, 33].

Обычно при разработке указанной математической модели нестационарной аварийной теплогидравлики РУ на первоначальном этапе такая модель в известной мере идеализируется с целью не только упрощения дальнейшего описания соответствующих ТГП, но также и возможного исключения эффектов и явлений, кажушихся малосущественными либо неизученными. Этот этап определяет место данной модели в ряду других. Например, пренебрежение эффектами межфазного теплового и силового взаимодействия приводит к гомогенным равновесным моделям теплогидравлики двухфазных потоков, стоящим на нижних ступенях иерархии математических моделей двухфазных систем.

Следующим этапом является построение системы дифференциальных уравнений модели на основе применения фундаментальных законов сохранения массы, импульса и энергии в рамках принятых при идеализации исходной системы физических допущений. Как правило, получаемые на этом этапе системы дифференциальных уравнений столь сложны, что требуют дальнейших упрощений, в частности применения процедуры усреднения во времени и в пространстве.

Основополагающим элементом такой математической модели является система замыкающих соотношений, описывающих закономерности протекающих тепловых, гидродинамических и массообменных процессов. Без указанных соотношений получить замкнутое описание рассматриваемой физической системы невозможно. Практическое использование полученного математического описания комплекса нестационарных ТГП, кроме того, связано с выбором методики численного решения полученной системы дифференциальных уравнений и реализацией ее в виде соответствующего компьютерного программного комплекса.

Вполне очевидно, что неизбежная в инженерных расчетах физическая идеализация исходной системы нестационарных ТГП в циркуляционном контуре ЯР и принятые при ее математическом описании упрощения, а также недостаточная изученность закономерностей теплофизических процессов, которые обуславливают конкретный вид системы замыкающих соотношений разработанной модели МПА и, кроме того, неизбежные неточности, связанные с численной реализацией этой модели, диктуют необходимость тщательного анализа ее достоверности. В основу этого анализа принципиально должно быть положено сопоставление тех численных данных, которые обеспечивает компьютерная реализация разработанной математической модели МПА, с результатами известных теплофизических исследований соответствующих физических закономерностей протекания в рассматриваемых аварийных условиях фундаментальных процессов гидродинамики и теплообмена в двухфазных потоках. При этом к указанным результатам исследований следует

отнести не только известные и широко используемые в практике инженерных расчетов по обоснованию безопасности ядерных энергоблоков эмпирические корреляции по кризисам теплоотдачи, началу кипения теплоносителя, режимам его течения, но также и новейшие экспериментальные сведения об этих сложных, вероятностных и многоплановых процессах, которые были получены теплофизиками разных стран в исследовательских лабораториях мира за последние годы. Значительная часть этих данных представлена и проанализирована в недавней работе [1], которая предшествует настоящей монографии. Таким образом, актуальная задача разработки расчетных теплогидравлических кодов, способных адекватно описывать не только штатные режимы эксплуатации РУ, но также МПА и другие возможные аварийные режимы ЯР объективно свидетельствует о насущной необходимости существенного расширения фронта фундаментальных теплофизических исследований ТГП применительно к проблематике безопасности РУ основных типов.

К сожалению, в настоящее время приходится констатировать, что за минувшие два десятилетия в странах бывшего СССР указанные фундаментальные исследования в силу известных объективных причин были фактически свернуты. Не миновала эта участь и украинскую школу реакторной теплофизики. Вместе с тем именно неотложные проблемы обеспечения эксплуатационной безопасности действующих и проектируемых в Украине АЭС позволяют с высокой степенью уверенности рассчитывать на возобновление и расширение вышеуказанных фундаментальных теплофизических исследований. Требуют этого также и актуальные проблемы разработки эффективных технических средств для предотвращения и минимизации последствий возможных тяжелых аварий ядерных энергоблоков.

Как известно, развитие атомной энергетики осуществляется на основе использования опыта эксплуатации блоков-предшественников. Решение проблемы повышения безопасности АЭС, прежде всего, основывается на результатах разработок проектов, выполненных мировыми лидерами в области ядерной энергии в разных странах мира за последние десятилетия. Так, в период после Чернобыльской катастрофы и до настоящего времени разработан ряд концептуальных проектов АЭС средней и большой мощности с повышенными характеристиками безопасности. Следует отметить, что ЯЭУ с реакторами третьего поколения обладают свойствами самозащищенности от реактивных аварий, а также обеспечивают возможность отвода тепла при естественной циркуляции теплоносителя, что создает необходимые предпосылки для создания усовершенствованных АЭС. К проектам РУ нового поколения средней мощности относятся российские АЭС с ВВЭР-640, ВПБР-600, к проектам большой мощности на базе ВВЭР-1000 относятся проекты АЭС-91/99, АЭС-92 и РУ-484, а также известные иностранные разработки - EPR (European Pressurized Reactor), AP-600 (Westinghouse и Electric Corp.).

При разработке этих проектов всесторонне рассматривался широкий спектр проблем обеспечения безопасности, включая вопросы хранения и транспортировки ядерного топлива, обращения с ЖРО и т.д. Центральной

проблемой является оценка соответствия проекта основным критериям по суммарной вероятности тяжелого повреждения АкЗ, а также превышения предельного аварийного выброса продуктов деления за пределы АкЗ. В целях достижения приемлемого уровня самозащищенности в проекты РУ нового поколения внесены пассивные системы безопасности, которые являются принципиально новыми.

Теоретическое обоснование и экспериментальная проверка существующих и перспективных технических решений повышения безопасности, разработка и комплексное обоснование концептуальных подходов к недопущению тяжелых повреждений АкЗ, разработка рекомендаций по выбору характеристик и расчету противоаварийных технических средств для новых проектов АЭС является целью современных исследований по безопасности.

Серьезный анализ известных ядерных аварий с тяжелыми последствиями выполнен в работах [14, 34] с общих позиций. Вместе с тем изучение сопутствующих тяжелым авариям теплофизических процессов в реакторных отделениях поврежденных энергоблоков АЭС нуждается в дальнейшем совершенствовании и развитии, поскольку динамика и особенности протекания этих процессов, определяющим образом влияющие на сценарий развития аварии, до настоящего времени изучены недостаточно.

При моделировании тяжелых аварий ЯР обычно решаются следующие задачи: предотвращение развития аварии; локализация аварии в корпусе реактора либо в контейнменте. Исходя из специфики этих задач, рассматриваются возможности охлаждения расплава ядерного топлива непосредственно в корпусе ЯР или уже вне его. Решение этих задач требует информации о состоянии и структуре этого расплава (собственно расплав, расплав с включениями фрагментов разрушенных ВКУ и т.д.). Требуют дальнейшего изучения вопросы, связанные с паровым взрывом и взрывом водорода в результате протекания пароциркониевой реакции, а также поведения расплава $UO_2 - ZrO_2$, которые оказывают определяющее влияние на сценарий дальнейшего развития аварии.

Следует отметить, что охлаждение расплава (кориума) непосредственно в корпусе ЯР представляется одной из наиболее перспективных концепций локализации аварии. Ее реализация требует углубленного изучения процесса водяного охлаждения ядерного топлива даже при условии разрушения корпуса ЯР. Иной концептуальный подход к локализации аварии - растекание расплава в нижней части контейнмента с последующим охлаждением его слоя водой.

Основные результаты теоретических и экспериментальных исследований в области тяжелых аварий РУ ядерных энергоблоков были получены, в основном, за годы, минувшие после Чернобыльской катастрофы в 1986 г. Эти работы всесторонне проанализированы в недавней монографии [35]. Кроме того, достаточно представительный обзор этих исследований выполнен в работе [36]. В соответствии с принятым в настоящее время в атомной энергетике принципом глубоко эшелонированной защиты населения и окружающей

среды от последствий возможной тяжелой аварии на АЭС, которая связана с повреждением корпуса ЯР, в современных проектах ядерных энергоблоков в качестве одного из физических барьеров на пути распространения продуктов деления предусмотрен прочный контеймент для удержания внутри него этих радиоактивных материалов. Кроме того, внутри контеймента предусматривается дополнительный комплекс технических средств для локализации такой ядерной аварии и ограничения ее последствий. Указанные средства включают используемые в проектах реакторных отделений АЭС с некипящими водоохлаждаемыми РУ распылители, охладители, ледяные конденсаторы, а также бассейны-барботеры для реакторов кипящего типа и т.д.

С точки зрения экологической безопасности для населения, проживающего на территориях, прилегающих к АЭС, тяжелая авария даже в случае разрушения корпуса ЯР с выходом расплавленного топлива не является критической в том случае, если топливо удерживается в контейменте. Это обуславливает важность проблемы обеспечения целостности контеймента. Удержание целостности контеймента в течение нескольких часов после начала тяжелой аварии существенно снижает радиоактивность внутри контеймента вследствие осаждения высокорadioактивных аэрозолей на его внутренних поверхностях. Так, в США для вновь строящихся АЭС принято требование сохранения целостности контеймента в течение суток. В Германии действует закон, в соответствии с которым герметичность контеймента должна обеспечиваться в любых ситуациях.

Как известно, следствием тяжелой аварии на АЭС принято считать расплавление АкЗ ЯР с возможным последующим разрушением его корпуса и выходом из него расплавленного топлива. Происходящие при этом процессы - физические, химические и др., сопровождаемые многими другими сопутствующими явлениями, являются крайне сложными. Значительная часть этих процессов изучена недостаточно даже в упрощенных лабораторных условиях. Таково, например, поведение высокотемпературных потоков топливного расплава, содержащего внутренние источники тепловыделения, их взаимодействие с бетонными и металлическими конструкциями корпуса контеймента, а также с водой, перенос и осаждение паров и аэрозолей и т.д. Надежное прогнозирование динамики развития вероятной тяжелой ядерной аварии ЯЭУ требует детального комплексного исследования этих процессов.

Так, расплав ядерного топлива с температурой 2000 - 3000 °С способен разрушить конструкционные элементы контеймента, образуя при взаимодействии с ними новые виды соединений с неизвестными в настоящее время теплофизическими свойствами. В частности, многие виды ТГП в процессе развития тяжелых аварий происходят в условиях, когда поведение материалов не изучено, а сами процессы являются комплексными и относятся одновременно к нескольким разделам науки: механике многофазных сред, высокотемпературной химии и физике, радиационному материаловедению и т.д.

Согласно одному из принятых сценариев развития тяжелой аварии расплав топлива выходит из разрушенного реактора в виде струи в подреактор-

ное пространство, где расположен бассейн с водой. При попадании струи в воду происходит интенсивное парообразование с возможным паровым взрывом. Далее струя дробится на капли, которые впоследствии переходят в твердую фазу, образуя частицы разных размеров. Энергия расплавленного топлива гасится посредством парообразования, нагрева пара и дробления струи и образуемых частиц. При высокой плотности их оседания возникает проблема охлаждения слабопроницаемого слоя с интенсивным внутренним тепловыделением. Если интенсивность предпринятого охлаждения недостаточна, остатки неразрушенной струи и слой частиц будут в дальнейшем разогреваться и приведут к абляции дна контейнмента с последующим его разрушением.

Обеспечение целостности контейнмента как одного из важнейших физических барьеров безопасности на пути возможного выхода радиоактивных материалов за пределы АЭС было и остается одной из главных задач в структуре комплекса мер по локализации последствий тяжелой аварии ЯР. Как известно, предшествующим контейнменту барьером безопасности является собственно корпус ЯР. С учетом роли этого барьера создание необходимых условий для сохранения его целостности предусмотрено, например, в проекте AP-600 [37], реализованном в США, а также обеспечено на энергоблоках финской АЭС «Ловииза» [38]. В связи с изложенным необходимо подчеркнуть, что важнейшими параметрами тяжелой аварии ядерного энергоблока являются температурные уровни аварийного ЯР, а также продолжительность соответствующих периодов, за которые эти уровни достигаются. Действительно, характерные временные масштабы играют определяющую роль в динамике развития тяжелой аварии: так, за время развития нештатной ситуации, исчисляемое несколькими десятками минут, могут быть задействованы предусмотренные проектом противоаварийные технические средства; напротив, аварийный переходной процесс, длящийся несколько секунд (подобная ситуация имела место в ходе развития ядерной катастрофы на Чернобыльской АЭС), исключает возможность даже объективной оценки первопричин возникшей аварии.

В аварийном ЯР процесс начального разогрева АкЗ до момента значительного повреждения ее ядра составляет 2 - 3 часа. Это время позволяет остановить аварию, если оператор в состоянии подавать воду в реактор. Процесс расплавления и разрушения стенок реактора, блокировка и расплавление ядерного топлива с последующим образованием бассейна расплавленного кориума длится около часа. В этой фазе доступ воды в реактор может быть ограничен. До разрушения корпуса реактора может пройти около трех часов, если расплав, взаимодействуя с охладителем, застывает и затем вновь расплавляется вследствие внутреннего разогрева. Так, тяжелая авария в ЯР типа PWR начинается с неполадок в системе безопасности, и ее развитие определяется особенностями протекания ТПП и физики взаимодействия материалов ВКУ [36]. Развитие аварии вследствие недостаточного охлаждения ядра ЯР ведет к экзотермическому окислению циркония с интенсивным тепловыделением и выделением водорода.

Как известно, в ходе тяжелой аварии водород генерируется в объеме контейнмента в достаточно больших количествах, причем температура ядра АкЗ повышается с интенсивностью от одного до десяти градусов в секунду. Вначале плавится топливо и элементы ВКУ, а затем стенки ЯР. В результате расплав собирается в нижней части корпуса ЯР, проплавляет его и стекает в нижнюю часть контейнмента. Кроме того, корпус ЯР может быть разрушен и до его проплавления за счет термических и динамических напряжений.

Во время первой фазы тяжелой аварии внутри корпуса реактора наиболее важными параметрами являются интенсивность генерации водорода, время до начала плавления АкЗ, температура теплоносителя в системе охлаждения ЯР. Первый из них определяет возможность взрыва водорода, второй важен для управления аварийной динамикой, третий в значительной мере определяет конкретный тип сценария развивающейся аварии.

Следует отметить, что начальная фаза развития аварии в АкЗ водоохлаждаемых ЯР исследована достаточно полно [39 - 50]. Так, в экспериментах [42] оболочки реальных ТВЭЛ в модельных ТВС разогревались и в дальнейшем разрушались путем их прямого электрообогрева, а характер деградации ядерного топлива при этом наблюдался и анализировался. Авторы установили, что присутствие воды в горячем топливном сердечнике ускоряет деградацию топлива и усиливает генерацию водорода за счет ускорения процесса окисления циркония водяным паром. Эти исследования были продолжены в работе [43], результаты которой показали, что достаточно протяженная и развитая (с толщиной около 0,3 мм) окисная пленка на поверхности стенок конструктивных элементов значительно сокращает дополнительную генерацию водорода в процессе охлаждения ЯР. Показательно, что именно начальная фаза аварии определяет количество, состав и параметры расплава, попадающего в контейнмент после нарушения целостности корпуса ЯР. При наиболее неблагоприятном сценарии тяжелой аварии контейнмент может быть разрушен взрывом не только накопившегося в нем водорода, но также и за счет термического воздействия расплава ядерного топлива на его стенки. Последующие фазы развития тяжелой аварии исследовались в работах [37, 44 - 46] в контексте следующих аварийных событий:

- а) прорыва струи расплава через корпус ЯР, несмотря на наличие воды;
- б) охлаждения водой (внутри ЯР или снаружи) слоя частиц топлива на дне корпуса ЯР для предотвращения разрушения корпуса;
- в) разрушения корпуса при отсутствии воды внутри и снаружи ЯР;
- г) разрушения ЯР и выхода расплава топлива в подреакторное пространство;
- д) истечения струи расплава в бассейн с водой в подреакторном пространстве, фрагментации расплава, процессов парообразования и последующего затвердевания частиц;
- е) разрушения корпуса ЯР вследствие парового взрыва.

В результате исследований, выполненных в работе [45], было установлено, что непосредственное разрушение нижней части корпуса ЯР при воз-

действии на нее потока расплавленного топлива при электрической мощности энергоблока до 1000 МВт, в целом, можно считать достаточно маловероятным. Выполненные в работе [48] исследования влияния исходного уровня тепловой мощности ЯР на возможность его аварийного разрушения показали, что при электрической мощности до 600 МВт вероятность сохранения целостности корпуса ЯР достаточно высока. Вместе с тем отечественные исследования [49] свидетельствуют о том, что эффект стратификации расплава, который не был учтен в [48], требует дальнейшего изучения. В силу этого обстоятельства, оценки, представленные в работах [45 - 48], нуждаются в дальнейшем уточнении и требуют проведения специальных исследований.

Иной аспект этой проблемы рассмотрен в работе [47], которая ставила своей целью исследование особенностей прохождения струи топливного расплава через бассейн с водой. В этих экспериментах было установлено что около половины объема струи в ходе этого процесса диспергируется, а недиспергированное ее ядро локализуется в виде слабопроницаемой массы в донной части бассейна, длительное охлаждение которой представляется сложной технической задачей.

Весьма противоречивые сведения о предполагаемых причинах парового взрыва изложены, например, в работе [50], в которой исследовалось взаимодействие струй расплавов $\text{UO}_2\text{-ZrO}_2$ и Al_2O_3 с водой. В первом случае паровые взрывы не наблюдались, а во втором случае они имели место. В этой связи в работе [35], в частности, отмечается следующее. Струи $\text{UO}_2\text{-ZrO}_2$ и Al_2O_3 принципиально различаются не только гидродинамическими характеристиками, но и теплофизическими свойствами составляющих их материалов. Так, более плотная (в первом случае) струя имеет большую кинетическую энергию и глубже проникает в подреакторный бассейн, имея при этом большую поверхность охлаждения. Кроме того, эта струя лучше дробится на капли, отличаясь при этом от модельной струи окиси алюминия, которая имеет высокое поверхностное натяжение, что и затрудняет распад струи. Об этом свидетельствуют также данные работ [51, 52]. В результате два типа этих потоков – натурный и модельный – существенно отличаются по условиям их охлаждения. При этом в первом случае струя интенсивно дробится и распространяется на значительную часть объема бассейна, а во втором – она локализована и остается устойчивой вплоть до начала парового взрыва.

Очевидно также, что характер разрушения корпуса ЯР и динамика изменения геометрии сквозных нарушений стенки в процессе развития тяжелой аварии также имеют определяющее значение на ее ход. Так, процесс деградации поврежденного участка корпуса может быстро прогрессировать, способствуя скорейшему выходу расплавленного топлива в подреакторное пространство. Вместе с тем оценки, выполненные в работе [53], свидетельствуют о том, что наиболее вероятный размер отверстия при проплавлении корпуса топливом имеет порядок 0,15...0,20 м, что существенно меньше более ранних прогнозных оценок. Это подтверждается, в частности, данными работ [48, 54, 55]. Согласно этим данным, катастрофические разрушения корпусов водоох-

лаждаемых ЯР маловероятны. Тем не менее, необходимость проведения дальнейших исследований не только паровых взрывов при взаимодействии расплава $\text{UO}_2\text{-ZrO}_2$ с водой, но также и прочностных характеристик реакторных сталей в условиях развития тяжелой аварии можно считать безусловной.

Согласно данным работы [36], значительная часть (до 70...80 %) продуктов цепной реакции (исключая теллур) выделяется из расплавленного ядра и взаимодействует с окислами циркония, образуя аэрозоли, которые осаждаются на поверхностях с более низкой температурой. Общий выход низколетучих продуктов распада (окислы и гидроокислы бария, рутения и др.) на протяжении ранней фазы развития аварии не превышает единиц процентов. Исключение составляет молибден, выход которого значителен, однако сведений о его участии в дальнейших химических взаимодействиях пока недостаточно. Весьма существенная часть образующихся химических соединений продуктов распада представлена высокорастворимыми соединениями CsI и CsOH . Таким образом, в результате начального этапа тяжелой аварии существенная часть топливного расплава остается внутри корпуса, разогреваясь за счет распада продуктов деления, и заметно увеличивая тем самым суммарное тепловыделение.

В результате при переходе к более поздним фазам развития аварии нижняя часть корпуса ЯР оказывается заполненной высокотемпературным расплавом, в котором происходит конвективный теплообмен. В этих условиях с целью сохранения поврежденного корпуса ЯР на период интенсивного тепловыделения истекающий из этого корпуса расплав должен надежно охлаждаться. Задача охлаждения в известной мере осложняется образованием на заливаемой водой поверхности расплава затвердевшего слоя, который, однако, препятствует выходу высоколетучих продуктов распада. Следует также отметить, что динамика теплообмена в этих специфических условиях изучена недостаточно, что в известной мере сдерживает разработку эффективных систем аварийного охлаждения для действующих и проектируемых АЭС.

Анализ динамики развития тяжелых ядерных аварий на АЭС, начиная с разрушения АкЗ ЯР энергоблока «ТМІ-2», сделал очевидной необходимость введения в практику обучения оперативного персонала такого понятия, как «обратная связь по опыту эксплуатации». Так, после анализа этой аварии Федеральной комиссией по ядерному регулированию (NRC) было установлено, что аналогичное исходное событие ранее послужило причиной возникновения аварийной ситуации на таком же энергоблоке другой АЭС. Суть события состояла в открытии и последующем зависании предохранительного клапана компенсатора объема РУ, что, однако, тогда не повлекло за собой развития аварийной ситуации. В этом более раннем случае оператор, обнаружив отказ, принял необходимые меры: закрыл запорную задвижку перед отказавшим клапаном. Тем самым действия оператора воспрепятствовали последующей потенциально возможной потере теплоносителя из АкЗ ЯР, что и предотвратило дальнейшее развитие этого ядерного инцидента. Следует полагать, что если бы персонал АЭС «ТМІ-2» располагал информацией об этой известной

аварийной ситуации, он, скорее всего, не допустил бы ее развития в тяжелую аварию.

С учетом изложенного основными задачами «обратной связи по опыту эксплуатации» были признаны: сбор сведений, связанных с безопасностью ЯЭУ; анализ непосредственных и вероятных последствий аварии; выяснение и систематизация технических причин аварий, включая ошибки, допущенные оперативным персоналом; разработка превентивных мер, направленных на предотвращение аналогичных аварий в будущем. Не менее важна также и реализация этих принципов при подготовке студентов по специальности «Атомная энергетика», которым в их будущей практической деятельности, возможно, предстоят непосредственные столкновения с серьезными нештатными и аварийными ситуациями.

К сожалению, даже недавние специальные учебные пособия, широко используемые в практике преподавания (в том числе и обязательного для студентов указанной специальности курса «Надежность и безопасность АЭС») [56 - 65], уделяют причинам и динамике развития тяжелых ядерных аварий явно недостаточное внимание. В настоящей монографии предпринята попытка частично восполнить указанный пробел. С этой целью в данной работе собрана и представлена в более широком контексте не только хроника событий и физика процессов при возможных потенциально опасных нештатных и аварийных ситуациях на АЭС с ЯР различных типов, но также и систематизированы общие сведения о нештатных эксплуатационных состояниях, которые возможны в соответствующих конструкциях ЯЭУ.

Таким образом, одним из первых обязательных условий обеспечения безопасности ядерных энергоблоков на всех уровнях управления этими сложными техническими объектами и в штатных, и в нерегламентных аварийных ситуациях (включая тяжелые ядерные аварии РУ) является достаточная глубина знаний о широком спектре тесно взаимосвязанных между собой ядерно-физических, гидродинамических и, в особенности, теплофизических процессов, которые составляют фундамент безопасности современных атомных энерготехнологий.

В заключение авторы приносят глубокую благодарность многим своим коллегам - известным специалистам ведущих профильных отечественных научно-исследовательских и конструкторских организаций, - многолетнее продуктивное сотрудничество с которыми в значительной мере способствовало написанию данной монографии.

Глава 1

Особенности теплофизических процессов в нерегулируемых и аварийных режимах ядерных реакторов

1.1. Процессы теплообмена в переходных эксплуатационных состояниях активных зон

Энерговыведение в переходных режимах. Как известно, в переходных режимах и в различные периоды эксплуатации ЯР характер энерговыведения по высоте АкЗ изменяется. Так, введение в ЯР регулирующих стержней уменьшает плотность потока нейтронов и, кроме того, видоизменяет характер энерговыведения в объеме АкЗ. Качественный характер изменения аксиального профиля этого энерговыведения в зависимости от положения регулирующих стержней по высоте АкЗ показан на рис. 1.1 [57].

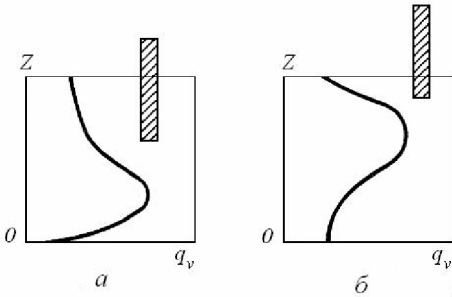


Рис. 1.1. Характер распределения энерговыведения в начале (а) и в конце (б) кампании ЯР.

В переходных режимах РУ наибольшие деформации поля энерговыведения в АкЗ имеют место при умеренном (на 40 - 50 %) снижении мощности и последующем восстановлении этой мощности до номинального значения. Пример динамики такого изменения энерговыведения в АкЗ ВВЭР-1000 представлен на рис. 1.2.

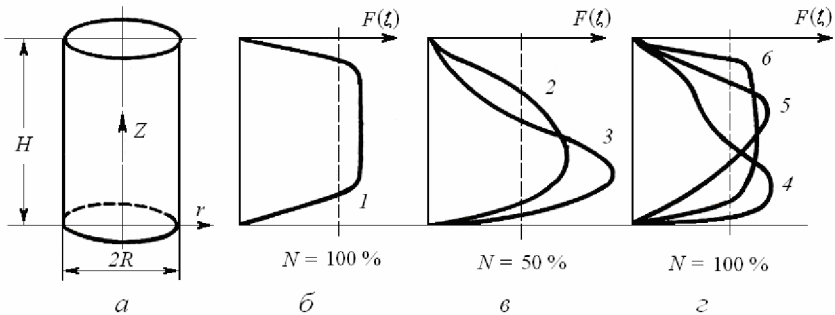
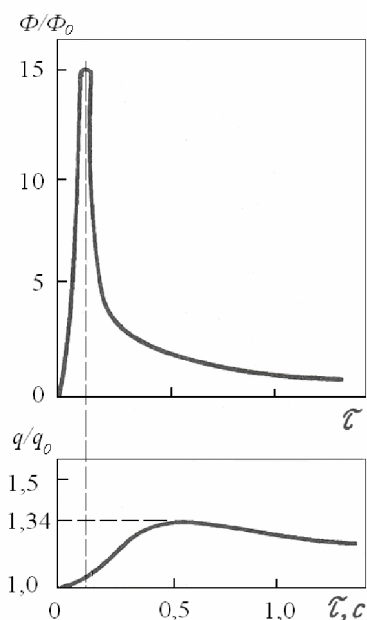


Рис. 1.2. Качественный характер трансформации аксиального энерговыведения в АкЗ (а) реактора ВВЭР-1000 при изменении тепловой мощности РУ и различной длительности эксплуатации этого ЯР на соответствующих уровнях мощности (б, в, з): 1 - 100 %; 2 - 0 ч, 50 %; 3 - 4,62 ч, 50 %; работа 5,3 ч на 50 % мощности; 4 - 5,3 ч, 100 %; 5 - 10,6 ч, 100 %; 6 - 15,8 ч, 100 %. $\zeta = z/H$, $F(\zeta) = q(\zeta)/q$.

Процессы деформации поля энерговыделения в АкЗ имеют значительную постоянную времени, поскольку изменение тепловых характеристик зоны относительно инерционно в сравнении с изменением физических параметров ЯР. Эта характерная особенность энерговыделения в АкЗ ЯР наиболее отчетливо проявляет себя при возникновении в РУ быстропротекающих аварийных переходных процессов. Так, например, аварийный выброс из АкЗ потоком теплоносителя одной из ТВС ЯР ВВЭР-440 за время 0,1 с обуславливает



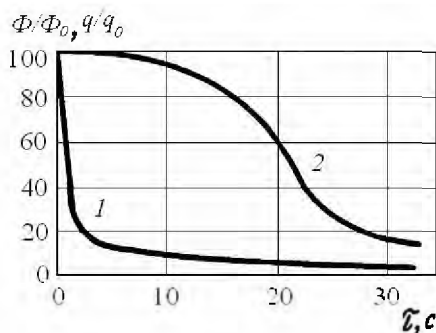
локальную нейтронную вспышку, которая по своей интенсивности в 15 раз превышает номинальное значение нейтронного потока Φ_0 перед этой аварийной ситуацией, а также инициирует увеличение плотности теплового потока на поверхности ТВЭЛ в соответствующей области ЯР, которое за этот период увеличивается лишь в 1,34 раза относительно исходного доаварийного значения q_0 . Рис. 1.3 иллюстрирует характер вышеуказанных соотношений в ходе этой аварийной ситуации.

Рис. 1.3. Динамика изменения относительных величин нейтронного потока (Φ/Φ_0) и плотности теплового потока (q/q_0) при аварийном выбросе из АкЗ одной ТВС за время 0,1 с.

Напротив, при останове ЯР тепловая мощность снижается существенно медленнее плотности нейтронного потока (рис. 1.4) вследствие значительных количеств аккумулированной в АкЗ теплоты и, в особенности, остаточного энерговыделения в топливе за счет β -распада продуктов деления. Действительно, высокая температура, низкая теплопроводность и достаточно высокая теплоемкость диоксида урана приводят к тому, что в этом топливе аккумулируется большое количество теплоты. При аварийных отключениях ЯР, связанных с ухудшением теплоотвода, эта теплота может повысить температуру оболочки ТВЭЛ до недопустимого значения. При использовании металлического урана или композитного керметного топлива, обладающих более высокой теплопроводностью, чем диоксид урана, количество теплоты, запасенное в ТВЭЛ, значительно меньше, в силу чего температура оболочки ТВЭЛ при отключении ЯР оказывается в пределах допустимой.

Известно также, что остаточное тепловыделение в ЯР после его останова обусловлено следующими ядерно-физическими процессами. Прежде всего, в начальные моменты времени (первые 100 с после останова ЯР) продолжают

вклад вносит уже тепловыделение от радиоактивного распада продуктов деления. Периоды полураспада этих продуктов составляют от нескольких секунд до тысяч лет, в силу чего в остановленном ЯР, а также в отработавшем топливе еще длительное время после прекращения деления ядер выделяется



энергия распада осколков деления. Это обуславливает необходимость постоянного охлаждения ЯР после его останова, а также охлаждения отработавшего топлива в специализированных хранилищах.

Рис. 1.4. Характер снижения мощности (1) и теплового потока (2) после останова ЯР.

Так, если ЯР до останова эксплуатировался в течение времени τ_c на мощности N_0 , то динамика снижения мощности его остаточного тепловыделения N описывается известным соотношением

$$N/N_0 = 0,065[\tau^{-0,2} - (\tau + \tau_c)^{-0,2}].$$

Если $\tau_c \gg \tau$, то $N/N_0 = 0,065\tau^{-0,2}$.

Ниже иллюстрируется динамика изменения мощности остаточного тепловыделения в различные периоды после останова ЯР. Эти данные свидетельствуют о том, что, несмотря на относительно небольшую (в сравнении с номинальной тепловой мощностью ЯР) величину мощности остаточного тепловыделения, суммарная величина теплоты, выделяющейся за длительный период распада продуктов деления, значительна и требует реализации надежного теплосъема. Так, в РУ с электрической мощностью 1000 МВт после длительной эксплуатации в базовом режиме мощность остаточного тепловыделения через час после останова составит 48 МВт, через сутки около 15 МВт, через год около 0,8 МВт. Вполне очевидно, что нарушение непрерывного охлаждения остановленного ЯР создает аварийную ситуацию.

Мощность остаточного тепловыделения после останова ЯР ВВЭР [57].

Время после останова	N/N_0 , %
1 с	6,5
10 с	5,1
100 с	3,2
1000 с	1,9
1 ч	1,4
10 ч	0,75
100 ч	0,33
1000 ч	0,11
1 год	0,023

Температурные режимы ТВЭЛ в переходных процессах. Обычно под термином «переходные процессы» понимаются процессы перехода АкЗ ЯР с одного температурного уровня на другой. Расчет большинства таких процессов, связанных, например, с уменьшением расхода, может быть выполнен на основе квазистационарных подходов. Для таких расчетов необходимо располагать значениями теплового потока и расхода в каждый момент времени. Коэффициенты теплоотдачи рассчитываются по зависимостям для соответствующего стационарного режима, что не приводит к существенным погрешностям, поскольку изменения коэффициентов теплоотдачи в таких процессах обычно относительно невелики.

Далее рассматриваются основные соотношения для расчета температурных режимов ТВЭЛ в указанных переходных процессах. Как известно, базовая конструкция ТВЭЛ в энергетических ЯР имеет вид цилиндрических стержней. Распределение температуры в топливном цилиндре с плотностью объемных источников тепловыделения q_v , Вт/м³ описывается соотношением

$$t(r) = t_{нов} + \frac{q_v R^2}{8\lambda} \left[1 - \left(\frac{r}{R} \right)^2 \right].$$

Плотность теплового потока на поверхности топливного сердечника составляет $q = q_v R/2$. Тогда средняя по объему температура такого цилиндра определяется выражением $\bar{t} = \frac{1}{\pi R^2} \int_0^R t(r) 2\pi r dr$, и после подстановки $t(r)$ в $\bar{t}$

средняя температура составит $\bar{t} = t_{нов} + q_v R^2/8\lambda$. Очевидно, что среднее термическое сопротивление такого цилиндрического ТВЭЛ определяется как

$$\xi_T = \frac{\bar{t} - t_{нов}}{q} = \frac{q_v R^2}{8\lambda} \frac{2}{q_v R} = \frac{R}{4\lambda}.$$

При этом уравнение теплового баланса для цилиндрического элемента с внутренним тепловыделением (в нестационарном процессе), после усреднения по объему, представится в виде

$$Vc\rho \frac{dt}{d\tau} = q_v - qF, \quad (1.1)$$

где V - объем, F - площадь поверхности.

Как известно, в упрощенной постановке радиальный температурный профиль в топливном сердечнике ТВЭЛ в условиях переходного процесса в АкЗ ЯР (рис. 1.5) может быть получен на основе следующих соотношений. Такой топливный сердечник радиуса R без оболочки с плотностью тепловыделения, описываемой законом $q_v = q_{v,0} f(\tau)$, омывается теплоносителем с переменной температурой $t_{ж}(\tau)$ и постоянным коэффициентом теплоотдачи α .

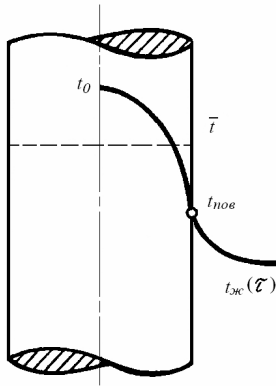


Рис. 1.5. Радиальный температурный профиль в топливном сердечнике ТВЭЛ.

В этих условиях плотность теплового потока на наружной поверхности сердечника составит $q = \alpha [t_{нов} - t_{жс}(\tau)]$. С другой стороны, с учетом термического сопротивления топливного сердечника этот же тепловой поток может быть представлен в виде $q = \frac{4\lambda}{R}(\bar{t} - t_{нов})$. Исходя из указанных выражений, тепловой поток на поверхности топливного сердечника составит

$$q = \frac{\bar{t} - t_{жс}(\tau)}{\frac{R}{4\lambda} + \frac{1}{\alpha}}. \quad (1.2)$$

С учетом нестационарного характера переходного процесса в АкЗ ЯР, который обуславливает зависимость $q_v(\tau) = q_{v,0}f(\tau)$, после подстановки выражения (1.2) в уравнение (1.1) может быть получено

$$\frac{d\bar{t}}{d\tau} = \frac{q_{v,0}}{c\rho} f(\tau) - \frac{[\bar{t} - t_{жс}(\tau)]}{\tau_0}, \quad (1.3)$$

где $\tau_0 = [(R/4\lambda) + (1/\alpha)]Rc\rho/2$ - постоянная времени, которая определяет динамические характеристики цилиндрического сердечника ТВЭЛ. Показательно, что слагаемые в правой части этого последнего выражения для постоянной времени топливного сердечника характеризуют соответствующие постоянные времени для отдельных процессов: $\tau_0 = \tau_{вн} + \tau_{н}$. Здесь $\tau_{вн} = R^2/8\alpha$ - постоянная времени для процессов внутри ТВЭЛ; $\tau_{н} = Rc\rho/2\alpha$ - постоянная времени для внешних процессов теплообмена.

Учитывая, что $\alpha R/\lambda = Bi$, и $\lambda/c\rho = a$, постоянная времени для топливного сердечника составит $\tau_0 = \frac{R^2}{a} \frac{Bi + 4}{8Bi}$. Вполне очевидно, что в стационарных

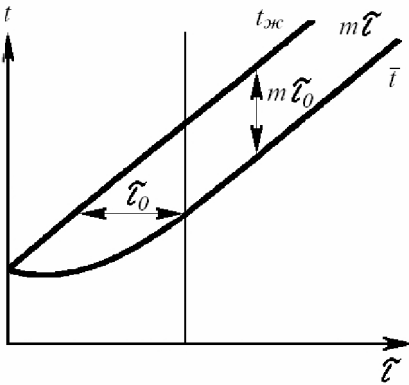
условиях ($f(0) = 1$, $dt/d\tau = 0$), из равенства (1.3) следует: $\bar{t} = t_{жс}(0) + \frac{q_{v,0}}{c\rho F} \tau_0$.

Если же в момент $\tau = 0$ температура теплоносителя скачком увеличивается на $\Delta t_{ж}$, то температура ТВЭЛ будет изменяться в соответствии со следующим законом: $\Delta \bar{t} = \Delta t_{ж}(1 - e^{-\tau/\tau_0})$. Для мгновенного изменения энерговыделения на величину Δf аналогично имеем

$$\overline{\Delta t} = \frac{q_{v,0}}{c\rho} \tau_0 \Delta f (1 - e^{-\tau/\tau_0}).$$

Таким образом, τ_0 есть постоянная экспоненты, описывающей изменение температуры ТВЭЛ после скачкообразного изменения входных параметров (температуры теплоносителя или энерговыделения).

Для линейного во времени изменения температуры теплоносителя $\Delta t_{\text{ж}} = m\tau$ изменение температуры ТВЭЛ составит $\bar{t} = m\tau - m\tau_0(1 - e^{-\tau/\tau_0})$.



Максимальное запаздывание температуры ТВЭЛ относительно температуры теплоносителя при $\tau \rightarrow \infty$ составляет $m\tau_0$. Иными словами, это запаздывание равно изменению температуры теплоносителя за время τ_0 , как это иллюстрируется рис. 1.6.

Рис. 1.6. Изменение средней температуры ТВЭЛ ($\bar{t}$) при линейном росте температуры теплоносителя ($t_{\text{ж}}$).

Постоянную времени для топливного сердечника любой геометрической формы можно записать в общем виде

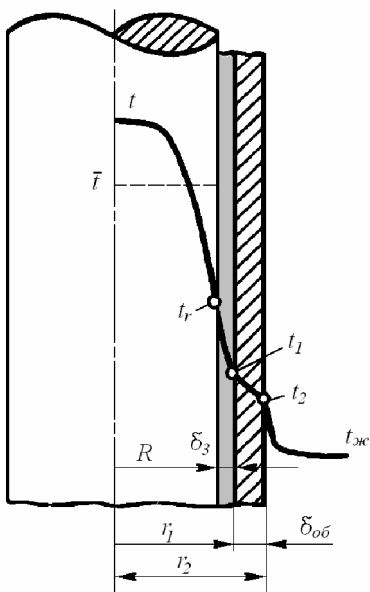
$$\tau_0 = R_T c\rho \frac{V}{F}, \quad (1.4)$$

где V , F — объем и площадь поверхности теплосъема с поверхности сердечника, R_T — его суммарное термическое сопротивление при переносе теплоты к теплоносителю, включающее среднее значение внутреннего термического сопротивления сердечника.

Постоянная времени реального цилиндрического ТВЭЛ, имеющего оболочку и газовый зазор между топливом и оболочкой, учитывает их суммарное термическое сопротивление в соответствии с расчетной схемой для определения температурного профиля, приведенной на рис. 1.7. Выражение для оценки постоянной времени такого реального ТВЭЛ имеет вид [57]

$$\tau_0 \cong \left(\frac{R}{4\lambda} + \frac{\delta_z}{\lambda_z} + \frac{\delta_{об}}{\lambda_{об}} + \frac{1}{\alpha} \right) \frac{R_{cp}}{2}.$$

Решение иной нестационарной задачи теплофизики ЯР, а именно оценку параметров тепловой инерции процесса энерговыделения в АкЗ при начале ее расхолаживания после останова РУ в результате срабатывания АЗ в первом приближении целесообразно произвести без учета внутреннего теп-



ловыделения в ТВЭЛ вследствие β -распада продуктов деления. Указанная оценка может быть выполнена на основе следующих соотношений. Пусть АкЗ охлаждается жидкостью с расходом M и постоянной температурой t , причем начальная температура топлива равна t_0 , теплоемкость топлива составляет $C_T = (V_T \rho_T c_T)$; теплоемкость теплоносителя есть $C_{ж} = V_{pc} = SH\rho c$. В указанных соотношениях V_T - объем топлива; S , H - площадь сечения для прохода теплоносителя и высота ТВС.

Рис. 1.7. Радиальный температурный профиль ТВЭЛ с газовым зазором между топливом и оболочкой.

Тогда изменение температуры за время $d\tau$ может быть найдено из уравнения теплового баланса

$$-(C_T + C_{ж})dt = Mctd\tau. \quad (1.5)$$

С учетом того, что $Mc = WSp_c = (W/H)C$, выражение (1.5) может быть представлено в виде $\frac{dt}{t} = -\frac{C}{C_T + C} \frac{\tau}{\tau_{TP}}$, где $H/W = \tau_{TP}$ - время транспорта теплоносителя через АкЗ. Интегрирование выражения (1.5) позволяет получить

$$t = t_0 \exp\left(-\frac{C}{C_T + C} \frac{\tau}{\tau_{TP}}\right). \quad (1.6)$$

В качестве примера оценки характерных временных параметров тепловой инерции АкЗ ЯР ВВЭР-440 в начальной фазе ее расхолаживания после срабатывания АЗ целесообразно выполнить следующий расчет. Основные расчетные параметры в этой задаче таковы: объем топлива $V_T = 4,5 \text{ м}^3$; радиус топливной таблетки $R = 3,775 \text{ мм}$; высота тепловыделяющей части ТВС $H = 2,5 \text{ м}$; объем теплоносителя $V = 7,56 \text{ м}^3$; скорость теплоносителя $W = 3,4 \text{ м/с}$; коэффициент теплоотдачи с поверхности ТВЭЛ $\alpha_{эф} = 2260 \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{К)}$; теплофизические свойства топлива: $\rho_T = 10^4 \text{ кг/м}^3$; $c_T = 330 \text{ Дж/(кг} \cdot \text{К)}$; $\lambda_T = 2,3 \text{ Вт/(м} \cdot \text{К)}$; охлаждающего теплоносителя: $\rho = 750 \text{ кг/м}^3$; $c = 5460 \text{ Дж/(кг} \cdot \text{К)}$.

Временной сдвиг в тепловыделении, обусловленный внутренним термическим сопротивлением ТВЭЛ, составляет

$$\tau_{\text{вн}} = \frac{R^2}{8a_T} = \frac{R^2 c_T \rho_T}{8\lambda_T} = \frac{(3,775 \cdot 10^{-3})^2 \cdot 330 \cdot 10^4}{8 \cdot 2,3} = 2,56 \text{ с.}$$

Время запаздывания, определяемое внешним термическим сопротивлением теплоотдаче с поверхности ТВЭЛ в теплоноситель, соответственно, определяется как

$$\tau_{\text{н}} = \frac{R_{\text{СТ}} \rho_T}{2\alpha_{\text{эф}}} = \frac{3,775 \cdot 10^{-3} \cdot 330 \cdot 10^4}{2 \cdot 2,26 \cdot 10^3} = 2,76 \text{ с.}$$

Тогда общее время запаздывания тепловыделения составляет

$$\tau_0 = \tau_{\text{вн}} + \tau_{\text{н}} = 2,56 + 2,76 = 5,32 \text{ с.}$$

Поскольку время транспорта теплоносителя через АкЗ определяется как

$$\tau_{\text{тр}} = H/W = 2,5/3,4 = 0,735 \text{ с,}$$

а теплоемкость топлива и теплоносителя соответственно равны: $C_T = c_{\text{Тр}} V_T = 330 \cdot 10^4 \cdot 4,5 = 1,485 \cdot 10^7 \text{ Дж/К}$ и $C = c_p V = 5460 \cdot 750 \cdot 7,56 = 3,096 \cdot 10^7 \text{ Дж/К}$, причем их характерное отношение составляет $(C + C_T)/C = 1 + C_T/C = 1 + 1,485 \cdot 10^7 / 3,096 \cdot 10^7 = 1,48$, то дополнительное время запаздывания с учетом указанного отношения теплоемкостей составит

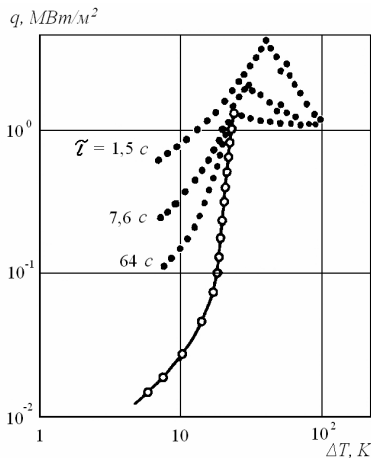
$$\tau_3 = \tau_p (C + C_T)/C = 0,735 \cdot 1,48 = 1,09 \text{ с.}$$

Кризис теплоотдачи в нестационарных условиях. Как указывалось в работе [1], подавляющее большинство экспериментальных данных по кризисам теплоотдачи в двухфазных потоках получены в стационарных теплогидравлических условиях. В то же время ряд нештатных теплогидравлических режимов АкЗ характеризуется отчетливо выраженной нестационарностью. Таковы, например, вышерассмотренные нестационарные условия энерговыделения в АкЗ при возникновении в ней нейтронной вспышки в результате аварийного выброса из нее потоком теплоносителя одной из ТВС. Учитывая это, целесообразно оценить пределы применимости известных расчетных соотношений по КТП, которые получены применительно к стационарным теплогидравлическим режимам ТВЭЛ [1], к условиям для нестационарного теплоотсоема с его теплоотдающей поверхности. Так, временной масштаб процесса кипения можно оценить как частное от деления характерного размера (капиллярной постоянной) на скорость испарения:

$$\tau_{*1} = \sqrt{\sigma / g(\rho' - \rho'')} / [(q / r\rho'')(1 - \rho'' / \rho')].$$

Другой временной параметр - время транспорта теплоносителя через АкЗ - определяется как частное от деления длины ТВС на скорость смеси: $\tau_{*2} = L S_{\text{сМ}} / M$, где S - сечение ТВС для прохода теплоносителя; M - расход. При этом если характерное время нестационарного ТПП, который реализует-

ся в реакторном канале, превышает сумму вышеуказанных временных параметров, т.е. $\tau \gg \tau_* = \tau_{*1} + \tau_{*2}$, то реализацию вышеуказанного квазистационарного подхода для расчета КТП в условиях нестационарного процесса энерговыделения можно считать оправданной. Если же $\tau \ll \tau_*$, то необходим дополнительный учет нестационарности. Так, при импульсе мощности ($\Delta t \approx 1$ мс) наступлению пленочного кипения предшествует существенное (в 5 - 10 раз) увеличение интенсивности теплоотдачи по сравнению со стационарными



условиями генерации пара. Эти и другие особенности нестационарной теплогидравлики реакторных каналов рассмотрены в работе [1], а также в специальных исследованиях. Характерные физические особенности влияния периода энерговыделения на величину КТП иллюстрируются рис. 1.8.

Рис. 1.8. Особенности КТП в экспериментах со скачкообразным увеличением мощности кипящей поверхности (τ - время после начала наброса мощности): ○ - кривая кипения для стационарных условий; ● - кривые кипения для нестационарных условий.

Таким образом, использование в оценочных практических расчетах реакторных каналов экспериментальных обобщающих зависимостей по КТП, полученных в стационарных теплогидравлических условиях, применительно к задачам нестационарной теплогидравлики АкЗ, в целом в ряде случаев может считаться оправданным. Как следует из вышеизложенного, такие оценочные расчеты обеспечивают некоторый запас по предельной тепловой нагрузке ТВЭЛ. В то же время уточненные расчеты величины КТП применительно к условиям снижения расхода или наброса мощности должны учитывать следующие соотношения:

$$\tilde{q}_{кр} / q_{кр,0} = F_1[K_M(\tau)], \quad \tilde{q}_{кр} / q_{кр,0} = F_2[K_q(\tau)],$$

где $K_M = (1/M)(dM/d\tau)(d^2/\nu)$ - критерий гидродинамической нестационарности; $K_q = (1/q_{кр,0})(dq/d\tau) d^2/a$ - критерий тепловой нестационарности; $\tilde{q}_{кр}$, $q_{кр,0}$ - КТП для нестационарных и стационарных условий; F_1 , F_2 - экспериментально определяемые функции.

При реализации таких уточненных расчетов принято считать, что критические мощности при нестационарных и стационарных условиях в первом приближении связаны соотношением

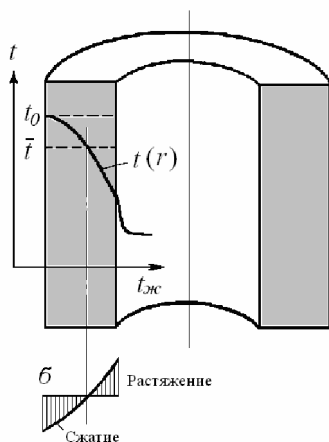
$$Q_{нест} = Q_{ст} + \frac{dQ_{ст}}{dp} \Delta p + \frac{dQ_{ст}}{dM} \Delta M + \frac{dQ_{ст}}{d(\Delta t_{нед})} \Delta t_{нед},$$

где p - давление. Все производные в этом выражении устанавливаются по соотношениям для стационарных условий.

Тепловые удары и периодические колебания температуры. В переходных режимах РУ температура в различных конструктивных элементах ВКУ обычно изменяется с различной скоростью. Резкие изменения температуры теплоносителя приводят к изменениям перепадов температуры в конструкциях, что вызывает возникновение термических напряжений или тепловых ударов. Величина указанных напряжений определяется рядом факторов: скоростью изменения температуры теплоносителя, значениями коэффициентов теплоотдачи, теплофизическими свойствами материалов ВКУ, толщиной стенок оболочек ТВЭЛ и др.

Наибольшую опасность указанные тепловые удары представляют для АкЗ и элементов конструкции РУ с жидкометаллическим охлаждением на БН, поскольку подогрев теплоносителя в ЯР этого типа обычно достигает 200 - 250 °С, а коэффициенты теплоотдачи к жидким металлам характеризуются высокими значениями.

Так, для стенки изолированного трубопровода ЯЭУ, имеющей начальную температуру t_0 , в условиях быстрого снижения температуры теплоносителя



теплетя внутренние слои такой трубы охлаждаются быстрее, чем наружные. Радиальное распределение температуры в этой стенке приобретает вид, показанный на рис. 1.9. При этом, если средняя температура стенки составляет $\bar{t}$, то слои, имеющие температуру выше средней, оказываются сжатыми, а ниже средней - растянутыми.

Рис. 1.9. Радиальное распределение температуры и термические напряжения по сечению стенки трубы.

В этих условиях значение термических напряжений оценивается в конструкции по формуле $\sigma = \frac{\alpha E}{1 - \mu} [\bar{t} - t(r)]$, где α - коэффициент линейного расширения; E - модуль упругости; μ - коэффициент Пуассона; $\bar{t}$ - температура

стенки; $\bar{t} = \frac{1}{R_2^2 - R_1^2} \int_{R_1}^{R_2} t(r) dr$. Очевидно, что максимальные термические на-

пряжения возникают на поверхности подобных конструктивных элементов.

Обычно под термином «тепловой удар» понимается однократное изменение температуры поверхности. Однако в потоке теплоносителя возможно

существование высоких колебаний температуры, которые необходимо учитывать, особенно при высоких тепловых нагрузках соответствующих поверхностей. Температурные пульсации оказывают влияние на коррозионные процессы, поскольку приводят к разрушению защитных пленок на поверхности и могут вызвать усталостные напряжения.

Причинами пульсаций температуры принципиально могут быть: колебания мощности ЯР; турбулентные пульсации теплоносителя, определяемые внутренней структурой его потока; неустановившиеся конвективные течения в элементах первого контура (патрубках, тройниках и др.), которые имеют место при наличии значительных градиентов температуры; смена режимов кипения (в месте кризиса, при переходе к пленочному кипению).

Определение указанных температурных напряжений обычно требует нахождения распределения температуры в стенке толщиной h , на одной из поверхностей которой заданы пульсации температуры, а на другой – осуществляется теплообмен с греющим теплоносителем при постоянном коэффициенте теплоотдачи.

В общем случае термоупругие нестационарные напряжения на поверхности элементов ЯЭУ могут быть определены на основе известного соотношения из теории упругости

$$\sigma(x=h, \tau) = \frac{\alpha E}{1-\mu} \left[\frac{1}{h} \int_0^h t(x, \tau) dx - t(h, \tau) \right].$$

Кроме того, для оценки долговечности соответствующей конструкции необходимо располагать информацией о статистических характеристиках указанных температурных пульсаций, в особенности данными об интенсивности напряжений S_σ и их эффективном периоде Θ . Как известно, эти параметры связаны со спектральной плотностью пульсаций напряжений $G_\sigma(\omega)$

соотношениями $S_\sigma = \sqrt{\int_0^\infty G_\sigma(\omega) d\omega}$; $\Theta = 2\pi \frac{S_\sigma}{S'_\sigma}$, где S_σ - среднеквадратич-

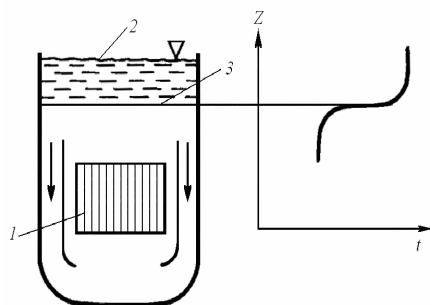
ное отклонение (интенсивность напряжений); S'_σ - интенсивность скорости изменения напряжений; ω - круговая частота.

Спектральная плотность напряжений $G_\sigma(\omega)$ определяется исходя из спектральной плотности пульсаций температуры $G_T(\omega)$ и взаимосвязи температур и напряжений. Как показывают эксперименты, для гармонических колебаний имеет место соотношение $S_T = \Delta t/3$, или $\Delta t/4$, где Δt - размах колебаний температуры.

Эффективный период колебаний температуры в этих условиях составляет $\Theta_t = 2\Delta t/n$, где Δt - измеренный интервал времени, n - число проходов через нулевые значения (среднее значение температуры).

Особенности температурных режимов при термическом расслоении теплоносителя. В переходных, и особенно аварийных, режимах в большин-

стве случаев наблюдается расслоение (стратификация) теплоносителя по плотности в зависимости от температуры. Градиент температуры вызывает появление термогравитационных сил, которые изменяют картину течения и температурный режим потока. Разность температур между более и менее нагретыми областями теплоносителя в переходных режимах ЯЭУ (в зависимости от типа РУ) может достигать сотен градусов, что обуславливает возникновение значительных термических напряжений в конструкционных элементах. Так, расслоение теплоносителя может иметь место в верхней камере ЯР различного типа (ВВЭР, БН) в режимах с уменьшением энерговыделения. При этом нагретые слои теплоносителя оказываются в верхней части этой камеры, более холодные - в нижней. Вполне очевидно, что устойчивая стратификация препятствует развитию естественной циркуляции при реализации аварийного расхолаживания АкЗ в условиях остановленных (по тем или иным причинам) ГЦН. Следует отметить, что между горячей и холодной областями теплоносителя в объеме ЯР располагается тонкий горизонтальный слой, в котором реализуется практически весь перепад температуры между этими близкими к изотермическому состоянию областями. Указанная температурная стратификация объема ЯР иллюстрируется схемой, представленной на рис. 1.10. Игнорирование подобного термического расслоения теплоносителя при контроле его температур в условиях развивающейся тяжелой аварии ЯР может иметь негативные последствия для ее формирующегося сценария.



Следует также отметить, что указанный температурный градиент между стратифицированными слоями теплоносителя достаточно устойчив и практически не меняется во времени.

Рис. 1.10. Термическое расслоение теплоносителя в объеме ЯР: 1 - АкЗ; 2 - уровень теплоносителя; 3 - граница горячей и холодной зон.

Определяющим критерием подобия, характеризующим устойчивость стратифицированных течений, в которых силы плавучести играют главную роль, является число Ричардсона: $Ri = g\beta \frac{\partial t / \partial z}{(\partial W / \partial z)^2}$. Так при $Ri \gg 0,5$ граница раздела устойчива, а при меньших значениях Ri на поверхности раздела появляются колебания, амплитуда которых увеличивается с увеличением скорости теплоносителя. Как известно, критериями подобия, определяющими характер течений, являются также числа Фруда и Рейнольдса:

$$Fr = W^2 / (g\beta \Delta t l); \quad Re = Wl / \nu.$$

Иным примером расслоенных течений является режим подачи холодной воды в трубопровод одной из петель первого контура ВВЭР в аварийном ре-

жиме утечки теплоносителя. Структура течения теплоносителя в этом случае состоит из двух встречных потоков, представленных на рис. 1.11. Теплоноситель с высокой температурой распространяется на длину l в одну сторону, более холодный течет в другую. Длина проникновения горячего теплоносителя в горизонтальный трубопровод может быть оценена на основе соотношения

$$l/d = C \operatorname{Re}^{0.5} \operatorname{Fr}^{-1.5},$$

где $C \approx 0,01$ для $\operatorname{Re} = 10^2 \div 10^4$ и $\operatorname{Fr} < 1$.

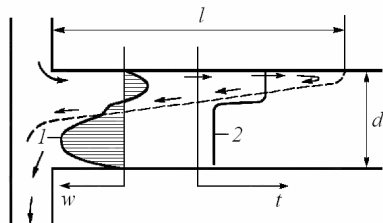


Рис. 1.11. Характер течения горячего и холодного теплоносителя в трубопроводе при восполнении его потерь в условиях течи первого контура: 1 - распределение скорости; 2 - распределение температуры.

1.2. Общие сведения о теплофизических процессах в нерегламентных режимах

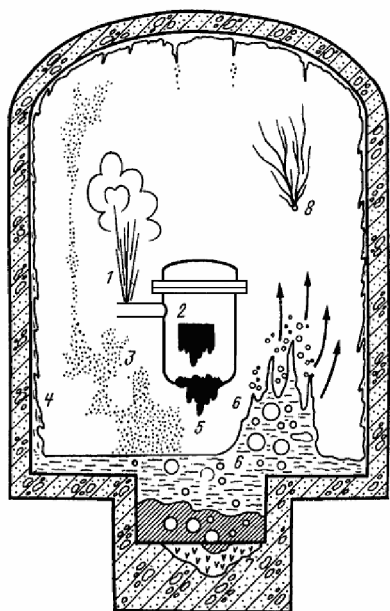
1.2.1. Общая характеристика аварийных процессов с потерей теплоносителя первого контура

Как известно, нарушение теплосъема в АкЗ приводит к недопустимому разогреву и возможному разрушению ТВЭЛ и других важных для безопасности конструктивных элементов ЯР. Причиной такой аварийной ситуации могут быть: значительные потери теплоносителя первого контура, например вследствие развития МПА; внезапное заклинивание ротора ГЦН; блокировка проходного сечения ТВС фрагментами разрушенных по какой-либо причине ВКУ и другие аварийные процессы, приводящие к ухудшению охлаждения оболочек ТВЭЛ. На рис. 1.12 представлена общая схема возникновения и развития подобной тяжелой аварии, а также конкретизированы ее наиболее возможные последствия.

Известно также, что режимы теплоотдачи на поверхности ТВЭЛ определяются конкретными тепловыми и гидродинамическими условиями в АкЗ (массовая скорость, паросодержание, температура оболочки и др.), которые формируются в зависимости от конкретного сценария развивающейся тяжелой аварии. Физические особенности возникновения кризисных явлений на поверхности ТВЭЛ в различных теплогидравлических условиях всесторонне проанализированы в работе [1]. Системный анализ представленных на рис. 1.12 основных этапов тяжелой аварии, а также сопровождающих эти этапы теплофизических процессов в ходе тяжелых аварий ядерных энергоблоков с ЯР на тепловых и быстрых нейтронах основных энергетических типов представлен в последующих главах настоящей монографии.



Рис. 1.12. Общая схема возникновения и развития тяжелой аварии ядерного энергоблока с ЯР водо-водяного типа.



Так, например, в числе актуальных проблем безопасности ЯР типа ВВЭР наиболее важными являются проблемы, связанные с аварийными теплофизическими процессами, которые сопровождают потерю теплоносителя первого контура. Общая схема протекания таких процессов в ЯР водо-водяного типа, а также в ЗО РУ представлена на рис. 1.13.

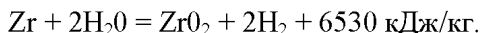
Рис. 1.13. Общая схема протекания аварийных процессов в ходе тяжелой аварии водоохлаждаемого ЯР с расплавлением АкЗ: 1 - течь первого контура; 2 - расплавление АкЗ; 3 - аэрозоли в защитной оболочке; 4 - конденсация пара на поверхностях внутри ЗО; 5 - разрушение корпуса; 6 - паровой взрыв; 7 - взаимодействие кориума с бетоном; 8 - возгорание водорода.

Реализация системного анализа такой тяжелой аварии требует детального рассмотрения ее следующих трех этапов

1. Фаза разгерметизации и осушения АкЗ (первые 10 - 15 с после начала аварии). Определяющим параметром этой фазы аварии является величина расхода теплоносителя, теряемого из первого контура. Достоверная оценка этого параметра требует надежной информации о критической скорости истечения из разрыва, уровне мощности ЯР, а также интенсивности теплоотдачи в АкЗ. В свою очередь критическая скорость истечения двухфазного потока определяется гидродинамическими факторами (например, режимом течения), а также величиной истинного объемного паросодержания и геометрии разрыва. Как известно, при истечении теплоносителя из ЯР, охлаждаемого недогретой водой, давление быстро снижается до значения, соответствующего давлению насыщения при данной температуре. Следствием этого процесса является интенсивное парообразование. Кроме того, направление движения теплоносителя в АкЗ не только неоднократно изменяется на обратное, но также и в определенные моменты движение может полностью прекратиться. При этом паросодержание потока теплоносителя изменяется в широких пределах. Развитие указанных аварийных ТПП обуславливает массовое возникновение кризисных явлений на теплоотдающих поверхностях ТВЭЛ. Очевидно, что расчет и прогнозирование достигаемых при этом температурных уровней оболочек и топливных сердечников ТВЭЛ имеет для конкретного сценария развития такой тяжелой аварии определяющее значение.
2. Фаза заполнения (залива) АкЗ теплоносителем САОЗ. В ходе этой фазы тяжелой аварии борированная вода из системы аварийного охлаждения проходит через холодный участок и опускной зазор в корпусе. Эта вода вступает в контакт с образующимся паром. В указанных условиях взаимодействие воды и пара имеет нерегулярный пульсационный характер. Так, при соприкосновении воды с паром происходит быстрая конденсация, создается разрежение, затем интенсивность конденсации снижается, давление возрастает. Эти нестационарные ТПП обуславливают возникновение значительных пульсаций расхода с большой амплитудой, что может вызвать гидравлические удары. Возможны режимы захлебывания, когда встречный поток пара препятствует поступлению воды в АкЗ.

Как известно, в штатных режимах эксплуатации АкЗ современного ЯР водо-водяного типа, такого, как ВВЭР-1000, достаточно теплонапряжена и имеет следующие температурные и энергетические характеристики: средняя температура теплоносителя первого контура - 303 °С; средняя температура топлива - 870 °С; энергия, аккумулированная в теплоносителе - $3,8 \cdot 10^5$ МДж; энергия, аккумулированная в ТВЭЛ - $1,4 \cdot 10^4$ МДж. Кроме того, аварийный останов РУ инициирует, как это было отмечено выше, также остаточное тепловыделение с ТВЭЛ, составляющее 6 – 7 % $N_{ном}$, которое обусловлено радиоактивным распадом продуктов деления. Дости-

гаемые при этом высокие температурные уровни ТВЭЛ создают необходимые предпосылки для интенсивного экзотермического взаимодействия циркония их оболочек с водой, которое реализуется в соответствии с химической реакцией



Реакция начинается при температуре около 800 - 950 °С, а при достижении 1200 °С она приобретает самоподдерживающийся (автокаталитический) характер. В результате этой пароциркониевой реакции при взаимодействии циркониевых оболочек ТВЭЛ с водой выделяется водород в количестве примерно 500 л/кг, а суммарное энерговыделение составляет 6530 кДж/кг.

3. Фаза повторного смачивания ТВЭЛ. В ходе этой фазы развития тяжелой аварии борированная вода САОЗ подается в АкЗ из нижней или верхней камеры ЯР. В этих условиях при взаимодействии подаваемой воды с перегретыми до высокой температуры оболочками ТВЭЛ образуется значительное количество пара с диспергированными в нем каплями воды. Пульсирующий при этом фронт смачивания прерывисто перемещается из-за неравномерного распределения потока теплоносителя и неравномерного распределения зазоров в ТВС. Вода, выброшенная из АкЗ, при заливе снизу может снова рециркулировать и вернуться в нее. Этот возврат приводит к повторному смачиванию ТВЭЛ. Характерная динамика изменения температурных уровней оболочки ТВЭЛ при использовании различных видов топливных сердечников в ходе развития тяжелой аварии водо-водяного ЯР, которая инициирована разрывом первого контура РУ, представлена на рис. 1.14.

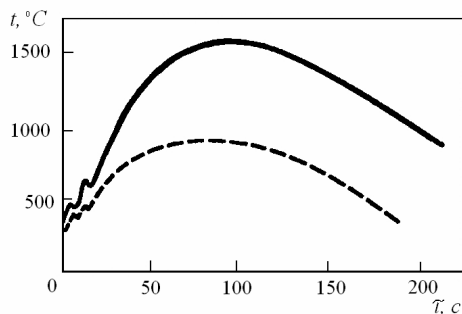
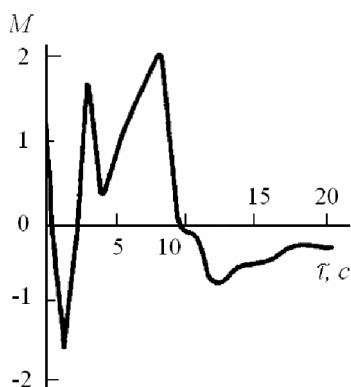


Рис. 1.14. Динамика изменения температуры оболочки ТВЭЛ при разрыве трубопровода первого контура водоохлаждаемого ЯР: — - керамическое топливо (UO_2); - - - - керметное топливо с высокой теплопроводностью.

Как видно из вышеизложенного, каждая из рассмотренных фаз тяжелой аварии в водо-водяном энергетическом ЯР характеризуется определенной спецификой тепловых и гидродинамических процессов, которые сопровождают динамику развития соответствующей аварийной фазы. Так, процессы теплообмена при разгерметизации первого контура в значительной мере определяются истечением из него теплоносителя. В этих условиях давление в

контуре падает до значения, соответствующего давлению насыщения при данной температуре. Жидкость у поверхности нагрева может оказаться перегретой настолько, что ее температура будет превосходить температуру гомогенного парообразования, в то время как центры парообразования не успели активироваться. Вследствие одновременного резкого роста паровых пузырей образуется сплошной паровой слой, т.е. обращенный кольцевой режим, когда жидкое ядро потока отделено от поверхности теплосъема паровой пленкой.

Указанный ТГП соответствует условиям возникновения кризиса теплоотдачи на охлаждаемой теряемым теплоносителем поверхности ТВЭЛ [1]. Следует, однако, подчеркнуть, что в этой фазе развития аварийного процесса возникновение кризисных явлений в АкЗ может явиться следствием не только формирования вышеуказанного обращенного кольцевого режима течения теплоносителя, но также и результатом аварийного снижения его расхода в первом контуре. Характер аварийных теплогидравлических условий, формирующихся в АкЗ, в значительной мере определяется областью локализации разрыва первого контура. Так, при его разгерметизации часто возникает обратная циркуляция, затем по мере опорожнения контура направление потока снова меняется и, наконец, расход уменьшается до очень низких значений. Указанная аварийная динамика изменения расхода теплоносителя в ходе тяжелой аварии представлена на рис. 1.15. Рассмотренные ТГП, которые протекают в указанных условиях в аварийной АкЗ, обуславливают формирование на поверхности ТВЭЛ следующих режимов теплосъема: 1) конвективный теплообмен с жидкостью; 2) пузырьковое кипение; 3) кризис теплоотдачи; 4) закризисный теплообмен; 5) конвективный теплообмен с паром. Основные теплогидравлические характеристики этих режимов представлены в табл. 1.1.



кают в указанных условиях в аварийной АкЗ, обуславливают формирование на поверхности ТВЭЛ следующих режимов теплосъема: 1) конвективный теплообмен с жидкостью; 2) пузырьковое кипение; 3) кризис теплоотдачи; 4) закризисный теплообмен; 5) конвективный теплообмен с паром. Основные теплогидравлические характеристики этих режимов представлены в табл. 1.1.

Рис. 1.15. Динамика изменения расхода теплоносителя в АкЗ водоохлаждаемого ЯР в начальной фазе аварии с потерей теплоносителя.

Таблица 1.1. Теплогидравлические характеристики основных режимов теплообмена в аварийной АкЗ

Режим	φ	α , 10^3 Вт/(м ² ·К)	$(T_{ст} - T_s)$, °С
Конвекция жидкости	около 0	20	менее 6
Пузырьковый	0 - 0,09	15 - 100	6-60
Кризис	0 - 0,09	15 - 100	30-60
Закризисный теплообмен:			
переходный	0 - 0,05	1 - 80	60 - 300
плочный	более 0,5	1 - 3	200 - 800
Конвекция пара	1	3-5	

Как известно, величина коэффициента теплоотдачи α в штатных условиях эксплуатации АкЗ водо-водяного энергетического ЯР составляет около $(2 \div 4) \cdot 10^4 \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{К)}$. После наступления кризиса кипения величина α уменьшается на порядок и более. Такое ухудшение интенсивности теплоотдачи приводит к тому, что в течение нескольких секунд температура оболочки возрастет до средней температуры топлива (рис. 1.16), несмотря на снижение нейтронной мощности ЯР.

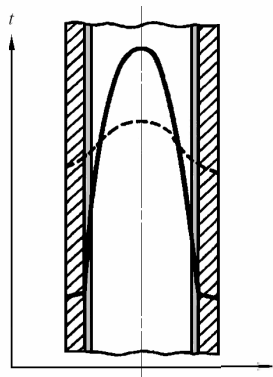


Рис. 1.16. Характер радиального температурного профиля ТВЭЛ при аварийном останове ЯР в условиях разгерметизации первого контура: (—) до и (---) после останова.

В стадии разгерметизации при нестационарных условиях происходит вскипание в объеме теплоносителя, приводящее к высоким значениям истинного объемного паросодержания. Однако при малой течи, когда давление падает достаточно медленно, роль объемного вскипания невелика, и механизм наступления кризиса связан с переходом пузырькового кипения в пленочное. В случае значительных течей, приводящих к интенсивному объемному вскипанию, преобладающим следует считать механизм теплообмена на основе испарения жидкостной пленки. Оценочные расчеты КТП в указанной фазе тяжелой аварии целесообразно выполнять на основе эмпирических расчетных зависимостей, полученных в стационарных теплогидравлических условиях, используя при этом соответствующие поправочные коэффициенты. Так, например, плотность теплового потока, который отводит испаряющаяся пленка (в МВт/м^2), в нестационарных условиях можно оценить по соотношению $q = 3,15(0,84 - x)$.

Имеет свои характерные теплофизические особенности и фаза залива аварийной АкЗ теплоносителем САОЗ. К началу этой фазы аварии ТВЭЛ частично или полностью осушены, и температура оболочек может достигать 1000°C . Основная задача САОЗ - обеспечение таких условий охлаждения, чтобы температура оболочки не превысила предельную (1200°C). После начала залива (или возобновления расхода теплоносителя) температура оболочки ТВЭЛ может продолжать нарастать, хотя и с уменьшающейся скоростью, за счет остаточного тепловыделения и тепла, аккумулированного в топливе. Характер изменения температуры оболочки ТВЭЛ в указанной фазе аварии представлен на рис. 1.17. При первом контакте заливаемого в аварийную АкЗ теплоносителя САОЗ на поверхности разогретых ТВЭЛ реализуется переходное или пленочное кипение, которое сопровождается орошением поверхности теплосъема каплями диспергированной жидкости. При дальнейшем понижении температуры наступает повторное смачивание поверхности жидкостью, т.е. восстанавливается контакт жидкости с поверхностью.

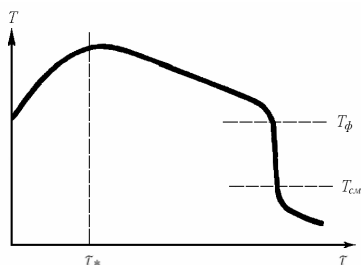


Рис. 1.17. Характер изменения температуры оболочки ТВЭЛ в режиме послеаварийного охлаждения: τ - время после залива АкЗ; τ_* - время достижения максимального значения температуры ТВЭЛ; T_ϕ - температура фронта охлаждения; $T_{см}$ - температура смачивания.

Процессы теплообмена в каждой зоне разогретого ТВЭЛ связаны с направлением, скоростью потока и температурой поверхности в области фронта смачивания. Схема режимов теплообмена при аварийном заполнении АкЗ из нижней камеры ЯР представлена на рис. 1.18. В целом приведенные на этой иллюстрации структурные формы диабатного парожидкостного потока [1] соответствуют течению жидкости и парожидкостной смеси в вертикальном ПК, где существуют увлажненные и неувлажненные участки поверхности. В неувлажненной области различают три вида теплообмена: пленочное кипение, охлаждение разбрызгиваемых капель, переходное кипение. Все эти три вида режимов генерации паровой фазы сопровождают закризисный теплообмен.

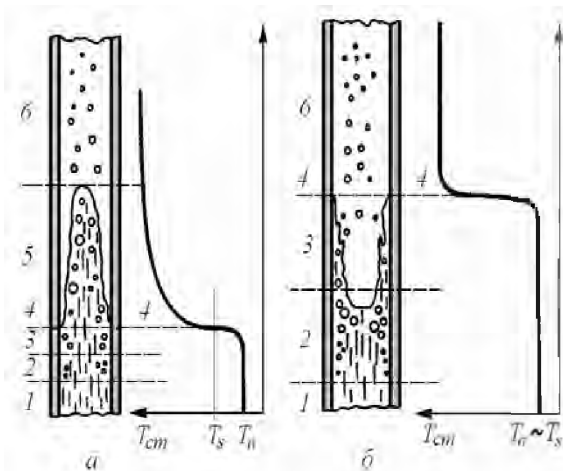


Рис. 1.18. Структура режимов течения при аварийном заполнении АкЗ снизу: *а* - быстрое заполнение ($T_{вх} < T_s$) - большие массовые скорости заполнения; *б* - медленное заполнение ($T_{вх} \approx T_s$) - малые массовые скорости заполнения; 1 - зона вынужденной конвекции; 2 - зона неразвитого пузырькового кипения; 3 - зона развитого кипения; 4 - фронт смачивания; 5 - зона пленочного кипения (обращенный кольцевой режим); 6 - зона пленочного кипения (дисперсный режим).

Рис. 1.19 иллюстрирует режимы теплообмена и распределения температуры при заливе осушенной АкЗ из верхней камеры ЯР и повторном смачивании охлаждаемых поверхностей ТВЭЛ пленкой жидкости. При заливе сверху возможны режимы «захлебывания», когда образуется встречный поток пара и пленка тормозится или даже увлекается потоком пара вверх (так называемая паровая блокировка). Физически положение фронта смачивания определяется аксиальной координатой сечения, в котором развиваются кризисные явления теплообмена.

Температура топлива в процессе залива АкЗ в основном определяется следующими теплофизическими параметрами: коэффициентом теплоотдачи от оболочки ТВЭЛ к воде (α') или к пару (α''); коэффициентами гидравличе-

ского сопротивления трения и местными сопротивлениями (включая возможные блокировки); начальной температурой топлива; аксиальной теплопроводностью, на основе которой теплота из горячей области ТВЭЛ с одной стороны фронта смачивания передается в другую его часть, которая имеет более низкую температуру. В этих условиях температура стенки аварийного ТВЭЛ на фронте смачивания при малых массовых скоростях в первом приближении может быть оценена на основе выражения

$$T_{\phi} = T_s + 180[1 - (p/p_k)^2]. \quad (1.7)$$

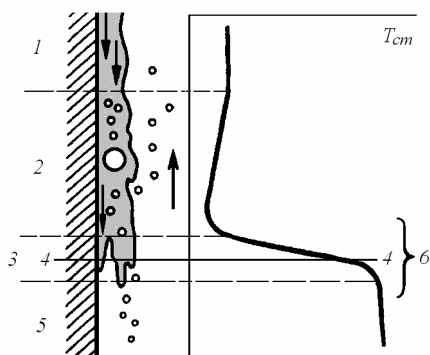


Рис. 1.19. Структура режимов кипения, а также распределение температуры на поверхности ТВЭЛ при повторном смачивании этой поверхности стекающей пленкой жидкости: 1 - зона конвекции; 2 - зона пузырькового кипения (капли увлекаются паром); 3 - зона пульсирующей пароводяной смеси; 4 - фронт смачивания; 5 - зона пленочного кипения; 6 - область влияния аксиальной теплопроводности.

Наличие интенсивного тепловыделения в стенке увеличивает температуру фронта на десятки градусов и снижает скорость движения фронта. Оценку температур поверхности за фронтом смачивания, где происходит охлаждение поверхности паром с каплями жидкости, в этих условиях целесообразно выполнять по известным формулам для расчетов закризисного теплообмена [1].

1.2.2. Взаимодействие расплава топлива с теплоносителем.

Паровой взрыв

Как известно, типичный сценарий развития тяжелой аварии энергоблока с ЯР водо-водяного типа, которая сопровождается плавлением его АкЗ, включает следующие фазы этой аварии: прекращение (или сокращение) охлаждения; перегрев топлива; окисление оболочек ТВЭЛ; химическая реакция взаимодействия циркония с паром; выделение водорода; расплавление оболочек ТВЭЛ и топливных сердечников; образование кориума; взаимодействие кориума с теплоносителем; фрагментация расплава; образование ударных волн; паровой взрыв; охлаждение фрагментов разрушенной АкЗ. Особое место в указанном сценарии занимает сложный процесс взаимодействия кориума – расплава материалов разрушенной АкЗ – с охлаждающим аварийный ЯР теплоносителем. Указанный процесс является одним из наиболее сложных и многоплановых в теплофизике тяжелых аварий водо-водяных энергетических ЯР. Его отличает комплексный характер, поскольку при взаимодействии кориума с теплоносителем тесно переплетаются не только процессы фазового

перехода при кипении теплоносителя и реализуемого при этом сложного теплообмена, но также физико-химические явления, которые сопровождают плавление ТВЭЛ и ВКУ, а также последующее взаимодействие между собой топливных и конструкционных материалов ЯР в широком диапазоне температуры. Кроме того, одним из наиболее сложных эффектов при указанном взаимодействии является паровой взрыв. Как известно, паровым взрывом называют взрывообразное (за время около 1 мс) образование больших количеств пара, сопровождающееся местным повышением давления, вследствие перехода тепловой энергии (затрачиваемой на испарение жидкости и расширение пара) в энергию механического разрушения.

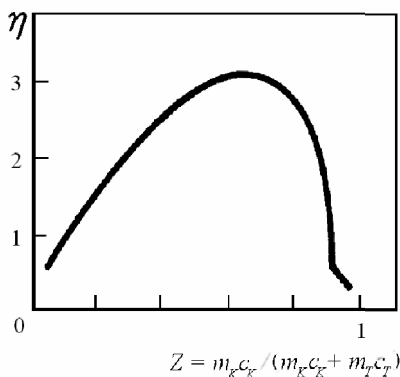
Для возникновения и развития крупномасштабного парового взрыва необходимо выполнение следующих условий: 1) образование такой структуры смеси расплава и теплоносителя, которая была бы достаточно компактной и позволяла волне давления распространяться внутри нее; 2) смесь должна иметь достаточное количество теплоносителя для образования пара; 3) должен присутствовать спусковой механизм - импульс давления, который привел бы к срыву пленки пара на каплях расплава, резкой интенсификации теплообмена.

Таким образом, в условиях тяжелой аварии паровой взрыв может возникнуть при контакте кориума с теплоносителем. При этом наиболее важным эффектом этого аварийного явления следует считать его потенциал разрушения, который зависит от скорости образования пара. Последняя определяется характером теплообмена кориума с водой. Так, количество тепла, передаваемого от расплава к воде и пару за период τ_0 составляет

$$Q = \int_0^{\tau_0} \alpha(\tau) F(\tau) [T_{кор}(\tau) - T] d\tau, \quad (1.8)$$

где $F(\tau)$ - площадь поверхности теплообмена; $T_{кор}(\tau)$ - температура кориума.

Механическая энергия парового взрыва оценивается как $E = Q\eta$, где η - коэффициент конверсии - доля тепловой энергии, перешедшая в механическую. Зависимость указанного коэффициента конверсии от характерного соотношения



отношения теплоемкостей кориума представлена на рис. 1.20. Энергия ударной волны, распространяющаяся в среде из сферического источника радиуса R , может быть оценена из выражения

Рис. 1.20. Зависимость коэффициента конверсии при паровых взрывах от соотношения объемных теплоемкостей кориума (индекс K) и теплоносителя (индекс T).

$$E = \frac{4\pi^2 R}{\rho c} \int_0^\infty p^2(\tau) d\tau,$$

где ρ , c – плотность, теплоемкость среды.

С учетом того, что давление, развиваемое при паровом взрыве, изменяется по закону $p(\tau) = p_{\max} e^{-\tau/\Theta}$, интегрирование последнего выражения позволяет получить

$$E = \frac{4\pi^2 R}{\rho c} \frac{p_{\max}^2 \Theta}{2}, \quad (1.9)$$

где $p_{\max}$ – максимальное давление (пик «давления»); Θ – постоянная времени.

Как следует из данных, которые представлены на рис. 1.20, максимальная интенсивность взаимодействия реализуется при соотношении объемов расплава и воды $1,5 \div 2,0$. При других соотношениях указанная интенсивность существенно меньше, что может быть следствием как недостаточного количества расплава (и, следовательно, недостатка аккумулированной им теплоты), так и недостатка воды для реализации парового взрыва.

Величина площади поверхности теплообмена сильно зависит от степени дробления (фрагментации) расплава, поскольку именно фрагментация расплава приводит к увеличению площади контакта взаимодействующих фаз в $10^6 \div 10^8$ раз и к интенсивной генерации пара за время $10^{-4} \div 10^{-3}$ с.

Указанные выше механизмы фрагментации кориума связаны с локальными тепловыми и гидродинамическими явлениями на границе расплава и теплоносителя. Периодический рост и схлопывание паровых пузырей, разница в скоростях капли и расплава приводят к возникновению сил, вызывающих дробление капель. Образующиеся при взаимодействии с каплями расплава ударные волны также приводят к дроблению капель. Характерные особенности фрагментации капель расплава в ударной волне схематично изображены на рис. 1.21.

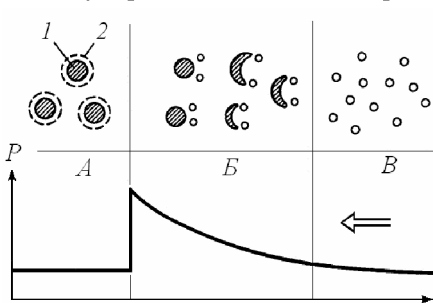


Рис. 1.21. Фрагментация капель в ударной волне: A – зона исходной смеси; B – зона взрывного превращения; B – зона расширения смеси; 1 – капля; 2 – паровая оболочка.

В явлении парового взрыва, согласно [57], выделяются четыре стадии – фазы (рис. 1.22):

- 1) фаза задержки – смешение теплоносителя и крупных капель расплава, образование паровой пленки на поверхности расплава;
- 2) фаза интенсивного взаимодействия – прорыв пленки пара, фрагментация капель, возникновение ударной волны;

- 3) фаза распространения парового взрыва – распространение фронта ударной волны, диспергирование капель расплава за счет ударной волны, интенсификация перемешивания, увеличение энергии волны (стадии 2, 3 соответствуют фазе парового взрыва);
- 4) фаза затухания импульсов давления, кипение теплоносителя на застывших фрагментах кориума.

Характер изменения развиваемого при паровом взрыве давления схематично представлен на рис. 1.22. При этом следует отметить, что длительность фазы парового взрыва ($\Delta\tau$) пропорциональна корню кубическому из массы

расплава: $\Delta\tau \sim m^{1/3}$, т.е. пропорциональна линейному размеру объема кориума R , так как $R \sim m^{1/3}$.

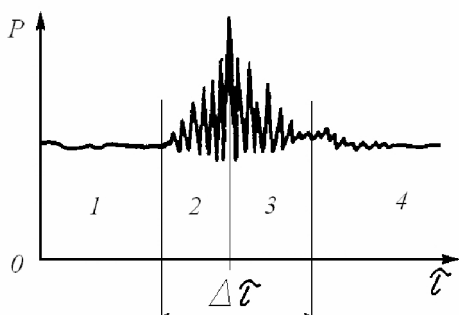
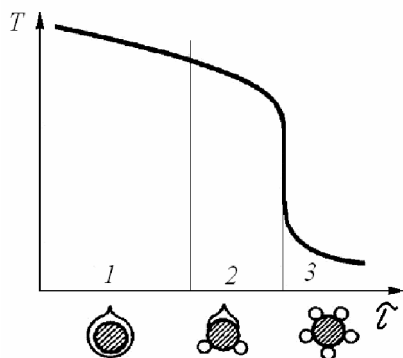


Рис. 1.22. Характер импульсов давления в различных фазах парового взрыва: 1 - фаза задержки; 2 - фаза интенсивного взаимодействия; 3 - фаза парового взрыва и распространения фронта ударной волны; 4 - фаза затухания.

Следует также отметить, что одним из наиболее важных эффектов, которые играют роль спускового механизма при инициировании парового взрыва, является интенсивность отвода теплоты от капли расплавленного кориума.



Характерные фазы теплосъема, которые соответствуют основным режимам теплообмена при кипении теплоносителя на поверхности такой капли (имеющей идеализированную сферическую форму) схематично представлены на рис. 1.23.

Рис. 1.23. Характер теплоотвода от одиночной сферической капли кориума: 1 - пленочное кипение; 2 - переходное; 3 - пузырьковое (коллапс паровой пленки).

Как следует из представленных на рис. 1.23 данных о характере режимов кипения теплоносителя на поверхности остывающей капли кориума, в режиме пленочного кипения (область 1) коэффициент теплоотдачи находится на уровне $3 \cdot 10^3$ Вт/(м²·К) и лишь при импульсе давления может увеличиваться на порядок. При наступлении пузырькового кипения интенсивность теплосъема существенно повышается и температура капли резко снижается (область 3).

1.2.3. Проблемы охлаждения расплавленного кориума и корпуса аварийного реактора

Поскольку в процессе развития тяжелой аварии водо-водяного энергетического ЯР в его корпусе формируется объем расплавленного однородного кориума, то внутри этого объема возникают токи естественной конвекции, интенсивность которых зависит от чисел Gr , Pr или их произведения $Ra = Gr \cdot Pr = \frac{g\beta\Delta T l^3}{\nu\alpha}$.

Для расчета теплоотвода от такого расплава с внутренним тепловыделением Q используется модифицированный критерий $Ra_1 = g\beta Q l^3 / \nu\alpha\lambda$, поскольку $\Delta T = Q l^2 / \lambda$. Режим естественной конвекции для объема такого расплавленного топлива характеризуется достаточно большими числами $Ra_1 \sim 10^5 \div 10^{10}$, причем интенсивность теплосъема из объема кориума в значительной мере определяется ориентацией соответствующей поверхности этого объема. Оценочные данные о тепловых потоках, которые будут отводиться в указанных условиях в аварийном ЯР, представлены на рис. 1.24 совместно с характером зависимости тепловой нагрузки на днище его корпуса от интенсивности конвективных токов, возникающих в объеме кориума.

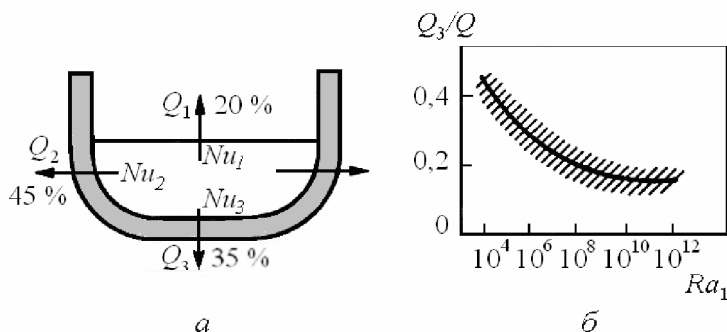
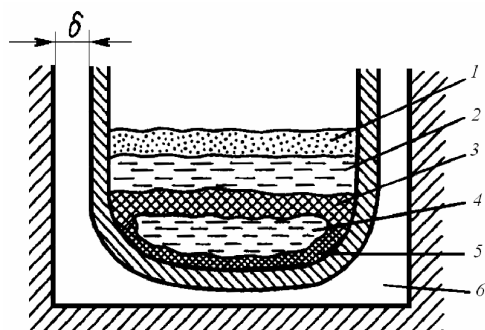


Рис. 1.24. Данные оценки тепловых потоков, воздействующих на стенки корпуса аварийного ЯР: *а* - характер распределения тепловых нагрузок на стенки корпуса ЯР; *б* - зависимость интенсивности теплового потока, воздействующего на днище корпуса, от интенсивности конвективных токов в объеме кориума.

Следует отметить, что интенсивность теплообмена на соответствующих стенках аварийного корпуса (см. рис. 1.24) может быть оценена на основе следующих критериальных зависимостей, характеризующих естественную конвекцию кориума в аварийном ЯР: $\overline{Nu}_{1,2} \approx 0,3Ra_1^{0,25}$; $\overline{Nu}_3 \approx 0,3Ra_1^{0,1}$.

В контексте изложенного следует подчеркнуть, что представленная на рис. 1.24 расчетная схема является идеализированной, поскольку объем кориума в корпусе аварийного ЯР фактически не является гомогенным вследствие его температурной и плотностной стратификации. Характер указанной

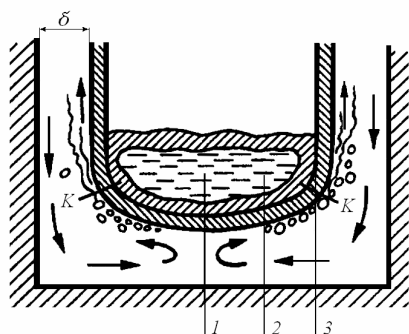
стратификации схематично представлен на рис. 1.25. Очевидно, что использование вышеуказанных соотношений для расчета тепловых нагрузок на стенки корпуса аварийного ЯР весьма чувствительно к изменению основных параметров изложенной расчетной схемы, а именно принятых в расчете



предположений о толщинах и теплофизических свойствах различных слоев расплава.

Рис. 1.25. Характер стратификации продуктов расплава АкЗ: 1 - смесь углерода, В₄С при 1400 °С; 2 - сталь около 2000 °С ($t_{пл} \sim 1400$ °С); 3 - кориум около 2000 °С ($t_{пл} \sim 1800$ °С); 4 - жидкий кориум с температурой около 2800 °С; 5 - гарнисаж (корка твердого кориума) 1600 °С; 6 - шахта ЯР.

Вполне очевидно также, что для обеспечения сохранения целостности корпуса ЯР при аварии с расплавлением АкЗ необходимо интенсивное охлаждение корпуса. Это может быть достигнуто охлаждением корпуса водой снаружи в шахте ЯР. В этих условиях целостность корпуса принципиально может быть обеспечена за счет прочностных характеристик реакторной стали, а также при условии возникновения в процессе этого охлаждения приемлемых термических напряжений. Для оценки эффективности такой системы охлаждения целесообразно рассчитать среднюю температуру стенки корпуса и перепад температуры в ней в различных ее зонах. Следует подчеркнуть, что на поверхности корпуса, обращенной в шахту ЯР, возможно осуществление различных режимов теплообмена, начиная с конвективного теплосъема и заканчивая закризисной теплоотдачей к потоку пара. При этом формирование указанных режимов в значительной мере определяется таким геометрическим параметром шахты ЯР, как величина зазора δ между наружной стенкой корпуса ЯР и собственно шахтой. Структура и характер режимов теплосъема, которые формируются в указанных условиях в шахте ЯР на его наружной стенке схематично представлены на рис. 1.26.



и характер режимов теплосъема, которые формируются в указанных условиях в шахте ЯР на его наружной стенке схематично представлены на рис. 1.26.

Рис. 1.26. Характер режимов теплообмена на наружной поверхности корпуса ЯР: 1 - конвекция; 2 - пузырьковое кипение; 3 - пленочное кипение; K - место кризиса.

Ввиду того, что в соответствии с представленной на рис. 1.26 схемой реализация процесса пузырькового кипения осуществляется при значениях давления теплоносителя, близких к атмосферному, оценку коэффициента те-

плоотдачи на поверхности ЯР в области локализации этого режима тепло-съемы целесообразно выполнить на основе соотношения $\alpha \approx 4,35 \cdot q^{0,7}$. В то же время определение перехода к пленочному кипению связано с оценкой КТП на криволинейной поверхности.

Величина КТП в МВт/м^2 на наклонной поверхности для $\theta < 30^\circ$ может быть оценена по известному соотношению

$$q_{\text{кр}} = 0,310 + 0,0126 \theta. \quad (1.10)$$

Для более широкого диапазона пригодна модифицированная формула С.С. Кутателадзе

$$q_{\text{кр}} = K(\theta) r \sqrt{\rho''} \sqrt[3]{\sigma g (\rho' - \rho'')}, \quad (1.11)$$

которая дает запас примерно в 10 %. Здесь $K(\theta) = 0,0125 (10 + \theta)^{0,5}$, где угол θ измеряется в градусах. Оценка адекватности расчетного соотношения (1.11) представлена на рис. 1.27.

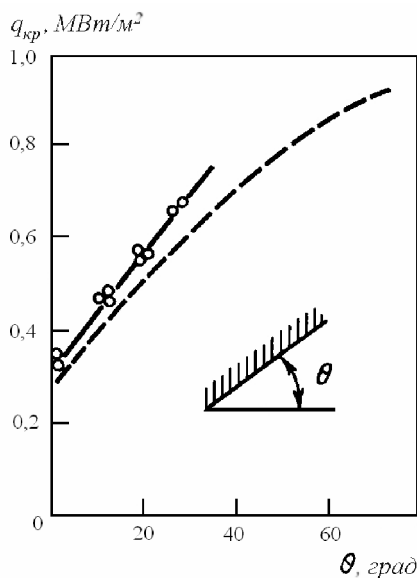


Рис. 1.27. Сопоставление экспериментальных данных по КТП на наклонной поверхности с расчетной зависимостью С. С. Кутателадзе (1.11): - - - - - расчет; ---○--- эксперимент.

Выполненные к настоящему времени оценки КТП в представленной на рис. 1.26 схеме охлаждения аварийного ЯР показывают следующее: запас до кризиса в лобовой точке днища может составить 200 %, а на боковых поверхностях корпуса всего 20 - 30 %. Таким образом, боковые поверхности будут находиться в более тяжелых условиях. Теплообмен при пленочном кипении на наклонной поверхности улучшается с увеличением угла наклона и примерно подчиняется

соотношению $\alpha/\alpha_{90} = (\sin \theta)^{1/3}$, где α_{90} - коэффициент теплообмена при пленочном кипении на вертикальной поверхности.

1.2.4. Особенности аварийного тепломассообмена в объеме защитной оболочки реакторного отделения

При аварии с разрывом первого контура водоохлаждаемого ЯР в воздушный объем герметичной 30 поступает вода и водяной пар, что вызывает повышение давления внутри 30 и повышение температуры парогазовой смеси, различных элементов оборудования и 30. Эти процессы имеют нестационарный характер и разнообразны по своей физической природе. Они вклю-

чают разнообразные струйные течения, естественную конвекцию, турбулентные потоки паровоздушной смеси с каплями, перенос теплоты излучением, объемную конденсацию пара, пленочную и капельную конденсацию пара на поверхностях в присутствии неконденсирующихся газов. Вполне очевидно, что все эти процессы имеют разную интенсивность. Так, поток излучения в реальных условиях тяжелой аварии от парогазовой струи имеет порядок $1 - 5 \text{ кВт/м}^2$, а тепловые потоки при конденсации пара из парогазовой среды около $1 - 100 \text{ кВт/м}^2$.

В помещении 3О может скапливаться газовая смесь, состоящая из воздуха, водяного пара, водорода. Образование водорода может быть результатом радиолитического распада воды, а также следствием парокислородной реакции. Кроме того, теплоноситель имеет добавки бора, которые изменяют спектр ядер конденсации. Интенсивность конденсации чистого пара определяется скоростью подвода пара к поверхности стенки и отвода тепла от поверхности конденсации. При конденсации из парогазовой смеси определяющее значение имеет скорость подвода пара к поверхности раздела фаз через диффузионный слой неконденсирующихся газов, которые скапливаются на поверхности теплообмена.

На первом этапе развития аварии с разрывом первого контура основным механизмом, определяющим рост давления и температуры в 3О является расход пара и объемная конденсация. Именно на этом этапе наиболее быстро растут давление и температура. На втором этапе основным механизмом тепломассообмена является отвод теплоты и конденсация пара на поверхностях 3О и оборудовании внутри нее.

Для практических расчетов коэффициентов теплоотдачи α_k при конденсации пара из паровоздушной смеси целесообразно использовать соотношение, которое представляет собой сумму термических сопротивлений пленки конденсата $1/\alpha_{пл}$ и термического сопротивления диффузионного паровоздушного слоя у поверхности конденсации $1/\alpha_d$:

$$1/\alpha_k = 1/\alpha_{пл} + 1/\alpha_d, \quad (1.12)$$

где $\alpha_{пл} = 3270rp^{-0,33} ((1 - y_r)/y_r)^{0,5} (\overline{dp}/dT)_s$; $\overline{dp}/dT = 0,0355(\overline{T}/100)$; $y_r = p_r/p$ - относительное газосодержание; p_r - давление газа; p - полное давление, МПа; r - теплота конденсации, Дж/кг.

Второе слагаемое в формуле (1.12) рассчитывается по соотношению

$$\alpha_d = 11,4 + 284(m_{п}/m_r), \quad (1.13)$$

где $m_{п}$, m_r - массы пара и воздуха (газа); $m_r = pV/R_rT$; V - объем оболочки; R_r - газовая постоянная воздуха; $m_{п} = m_{см} - m_r$; парциальное давление пара $p_{п} = p_s - p_r$; объемные составы смеси - $r_{п} = p_{п}/p_s$, $r_r = p_r/p_s$; молекулярная масса смеси $\mu_{см} = \mu_r r_r + \mu_{п} r_{п}$, где $\mu_{п} = 18$, $\mu_r = 28,96$.

Газовая постоянная смеси $R_{см} = 848/\mu_{см}$; масса смеси $m_{см} = p_s V/R_{см} T_s$.

Иное соотношение, которое может использоваться для расчета коэффициента α_k , имеет вид

$$\alpha_k = 379(m_{\text{п}}/m_{\text{г}})^{0,707}. \quad (1.14)$$

1.2.5. Конденсационные гидроудары в элементах системы охлаждения

Физика конденсационных гидроударов обусловлена процессами конденсации легкой фазы в двухфазном парожидкостном потоке. Указанные физические явления могут происходить при впрыске недогретой до температуры насыщения воды в трубу, заполненную паром; впрыске пара в недогретую жидкость; встречном потоке пара и жидкости; разгоняемой паром водяной пробки (снаряда); вскипании перегретой жидкости и других подобных процессах.

При движении в трубе, первоначально недогретой до температуры насыщения жидкости, последняя нагревается за счет тепла конденсации пара на поверхности жидкости и за счет теплообмена с нагретой стенкой трубы (рис. 1.28). Разная интенсивность конденсации приводит к перепаду давления ($p_1 - p_2$) и возникновению потока пара навстречу поступающей жидкости. При этом возникает волна жидкости, перекрывающая сечение трубы. Эта волна делит паровое пространство трубы на две области с различной интенсивностью конденсации пара. В результате жидкость в волне разгоняется за счет перепада давления с последующим гидроударом при ее торможении.

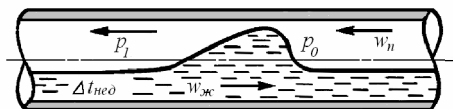


Рис. 1.28. Образование жидкостного снаряда при встречном потоке недогретой жидкости и пара.

Скачок давления при торможении жидкостного снаряда $\Delta p_1 = \rho' c W$, здесь ρ' , c - плотность и скорость звука в жидкости; W - скорость движения снаряда: $W = \sqrt{2\Delta p(S/M)L}$, где Δp - разница давлений по обе стороны снаряда; S , L - площадь сечения и длина канала; M - масса снаряда.

Образование жидкого снаряда может происходить при возникновении в трубе расслоенного течения жидкости и паровой фазы, когда на поверхности раздела фаз возникают волны и жидкие пробки. Снаряды образуются также при взаимодействии потока жидкости с препятствиями на его пути (повороты и пр.). Главным параметром, определяющим величину гидроудара, являются условия, обеспечивающие интенсивность конденсации. Последняя определяется комплексом процессов теплообмена.

Другим параметром является температура поступающей в трубу жидкости. С уменьшением недогрева жидкости величина интенсивности гидроударов уменьшается, что связано с уменьшением скорости конденсации на поверхности жидкости.

1.3. Физические особенности развития тяжелых аварий в ядерных реакторах основных типов

В предшествующих подразделах настоящей главы рассмотрены определяющие особенности нерегламентного теплообмена и нештатной гидродинамики водо-водяных энергетических ЯР, которые обычно имеют место при возникновении типичных аварийных ситуаций, возможных при эксплуатации ЯР этого типа. Там же проанализированы наиболее важные для обеспечения безопасности указанных РУ аспекты теплофизических процессов, которые обычно сопровождают наиболее вероятный сценарий развития тяжелой аварии на подобном энергоблоке, предусмотренный стандартным проектом современной АЭС. Следует, однако, подчеркнуть, что при анализе аварийных сценариев подобного типа обычно постулируется факт сохранения работоспособности штатной САОЗ, которая в процессе аварийной динамики водо-водяного ЯР считается способной обеспечить реализацию своих противоаварийных функций. Вместе с тем накопленный к настоящему времени опыт эксплуатации ядерных энергоблоков с ЯР указанного типа, включая недавнюю тяжелую аварию на АЭС «Фукусима» (Япония), свидетельствует о следующем:

развитие тяжелой аварии с частичным или полным расплавлением топлива в АкЗ может иметь место также и в условиях отказа САОЗ;

аварийная динамика поврежденного ЯР может существенно осложниться полной потерей электропитания поврежденного энергоблока в течение длительного времени, которая обусловлена невозможностью использовать резервные дизель-генераторы;

серьезные ошибки, допущенные оперативным персоналом аварийного энергоблока, способны инициировать выход стандартной аварийной ситуации, возникшей в РУ, за пределы, предусмотренные проектом соответствующей АЭС.

Указанные выше нестандартные сценарии развития тяжелых аварий водо-водяных энергетических ЯР могут иметь место также и на энергоблоках, оснащенных ЯР других энергетических типов. Физические особенности указанных аварийных сценариев рассматриваются далее.

1.3.1. Прогнозируемые тяжелые аварии в реакторах основных типов

Если после аварии с потерей теплоносителя в АкЗ охлаждение ТВЭЛ (например, посредством подачи борированной воды САОЗ в корпус ЯР водо-водяного типа) по каким-либо причинам не может быть обеспечено, то после аварийного останова ЯР остаточное энерговыделение в топливных сердечниках инициирует значительное увеличение температурного уровня их оболочек. В указанных условиях в АкЗ водо-водяных энергетических ЯР некипящего (ВВЭР, PWR), а также кипящего (BWR) типов реализуется следующая последовательность событий:

1. Увеличение температуры оболочек ТВЭЛ обуславливает следующие аварийные процессы: а) расплавление этих оболочек; б) потерю ими прочностных свойств вследствие увеличения давления газовых осколков внутри нее. Последний эффект может привести к ограничению потока теплоносителя между ТВЭЛ и вызовет серьезные трудности при их охлаждении. Тем не менее возможность распухания оболочек ТВЭЛ обычно учитывается принятием соответствующих конструктивных мер на стадии проектирования топливных сердечников, что в значительной мере позволяет снизить негативные последствия возможных блокировок проходного сечения ТВС.
2. Дальнейшее увеличение температуры ТВЭЛ инициирует начало вышерассмотренной пароциркониевой реакции, следствием которой является разрушение оболочек ТВЭЛ. Экзотермически характер этой реакции способствует ее распространению вдоль аксиальной и радиальной координат АкЗ, следствием чего является превращение материала оболочек ТВЭЛ в оксид циркония.
3. При продолжающемся увеличении температуры топлива достигается температурный уровень в 1400 °С, при котором появляются первые признаки плавления конструкционных материалов АкЗ. Указанный процесс является достаточно сложным и протекающим с малой постоянной времени, особенно в тех областях АкЗ, в которых перед остановом ЯР был достигнут наибольший нейтронный поток, т. е. в областях с наибольшей концентрацией продуктов деления, чей распад и вызывает нагрев. Решетка, удерживающая ТВЭЛ, также плавится при температуре около 1400 °С, равно, как и стержни кластерного регулирования СУЗ. Характерные фазы указанного процесса разрушения ВКУ представлены на рис. 1.29. Так, рис. 1.29, а иллюстрирует характер расплавления и перемещения конструкционных материалов АкЗ в нижнюю камеру ЯР. Переход этого топлива в твердую фазу в нижней части АкЗ вызывает блокировку возможного потока теплоносителя, чем еще более ухудшает охлаждение (см. рис. 1.29, б). Расплавленный материал ВКУ удерживается в пределах АкЗ возможными блоками ТВС (см. рис. 1.29, в), однако продолжает выделять теплоту и имеет тенденцию опускаться в нижнюю часть АкЗ, увеличиваясь в объеме (см. рис. 1.29, г).
4. Продвижение массы расплава к нижней опорной плите АкЗ приводит к временной блокировке дальнейшего продвижения этой массы к днищу ЯР до тех пор, пока конструкция этой плиты сохраняет устойчивость. В этих условиях, несмотря на высокие температуры в верхней части ЯР, в нижней части его корпуса может оставаться достаточное количество теплоносителя. Разрушение опорной плиты и прорыв расплава в сохраняющийся в нижней части корпуса ЯР объем воды способны инициировать паровой взрыв, который, в свою очередь, может также разрушить ЯР.

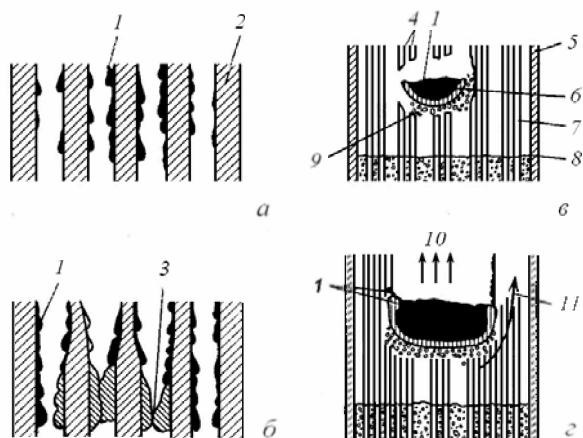


Рис. 1.29. Основные фазы плавления АкЗ в ходе развития тяжелой аварии ЯР ВВЭР: начало плавления ТВЭЛ в условиях отсутствия аварийного охлаждения (*а*); образование локальных блокад в более холодных областях ТВЭЛ (*б*); формирование и рост бассейна с расплавленными материалами ВКУ, формирование объема с расплавом (*в*); увеличение объема расплава в радиальном и аксиальном направлениях (*г*): 1 - расплавленный материал; 2 - ТВЭЛ; 3 - вновь застывшие капли; 4 - расплавленные и растекшиеся ТВЭЛ; 5 - корпус ЯР; 6 - твердая корка; 7 - неповрежденные ТВЭЛ (оболочки окислены); 8 - уровень теплоносителя; 9 - частички топливных таблеток и окисленных оболочек; 10 - поток теплового излучения, направленный вверх; 11 - направление парового потока.

5. Указанное взрывоподобное взаимодействие расплава с теплоносителем в нижней части корпуса ЯР обуславливает диспергирование топлива с образованием его фрагментов, локализованных в донной части корпуса ЯР.
6. При отсутствии подачи аварийного охлаждения в ЯР дно его корпуса расплавляется, открывая доступ кориума в нижнюю часть шахты ЯР. Если эта полость заполнена водой (например, вследствие разрыва первого контура), то существует вероятность повторного парового взрыва. Этот взрыв может быть достаточно сильным, чтобы разрушить 3О реакторного отделения. Другой возможностью является формирование слоя фрагментов топлива в нижней части 3О. При условии надежного функционирования спринклерной системы 3О, а также системы ее спецвентиляции удастся обеспечить охлаждение топливных фрагментов и исключить попадание радиоактивных продуктов деления в атмосферу. Таким образом, в этой фазе аварии возможный паровой взрыв, как и взрыв водорода, выделившегося в результате парациркониевой реакции, создают прямую угрозу целостности 3О.
7. Если охлаждение слоя топливных фрагментов внутри 3О РУ невозможно, то продолжающееся энерговыделение в этих фрагментах приведет к абляции бетона реакторного отделения, и попаданию продуктов деления в материковые породы, на которых возведены корпуса АЭС. Вместе с тем

проникновение кориума в эти породы достаточно ограничено, поскольку область локализации расплава в них достаточно стабильна и, в случае сохранения целостности ЗО, загрязнения атмосферы продуктами деления в этих условиях не происходит.

8. По мере распада радиоактивных продуктов деления в локализованной под строительными конструкциями ЗО области материкового грунта (ее геометрические характеристики приближенно соответствуют полусфере с диаметром около 30 м) происходит снижение температуры этой области и ее последующее отверждение. При этом отвердевший грунтовой полумассив представляет собой стекловидную массу (ее основу составляет конгломерат кориума с фрагментами бетонных строительных конструкций), структура которой в известной мере ограничивает последующую миграцию продуктов деления в окружающую среду.

Таким образом, сохранение целостности ЗО является необходимым условием минимизации последствий вышерассмотренной тяжелой аварии РУ с расплавлением АкЗ и разрушением корпуса водо-водяного энергетического ЯР.

Определяющие физические особенности энергетических ЯР, охлаждаемых жидкометаллическим теплоносителем (отечественных ЯР типа БН и их зарубежных аналогов LMFBFR) состоят в следующем. Одним из возможных сценариев гипотетической аварии является отказ всех циркуляционных насосов первого контура и полный отказ системы управления и защиты. При достижении натрия в наиболее энергонапряженных ТВС температуры кипения начнется его интенсивный переход из жидкой в паровую фазу. Увеличение массового паросодержания в АкЗ инициирует резкое увеличение мощности в силу присущего ЯР этого типа положительного парового эффекта реактивности. Примерно через 1 с после появления в отдельной ТВС паровых пузырей в натриевом теплоносителе начинается плавление топлива и оболочек ТВЭЛ. Внутри сборки появляется сложная смесь расплавленного топлива, натриевого пара, жидкой стали, фрагментов топлива, газовых осколков, образовавшихся в процессе деления, и расплавленных фрагментов ВКУ. Если чехол аварийной ТВС расплавится, то соседние топливные сборки будут также повреждены. Процесс разрушения АкЗ приобретает в этих условиях необратимый лавинообразный характер. Теоретические расчеты подобных аварий достаточно сложны, поскольку требуют учета развивающихся в АкЗ ядерно-физических, теплофизических и гидродинамических процессов. В зависимости от конкретной конструкции ЯР на БН, а также его физического состояния на момент начала аварии возможны два следующих исхода.

1. Если во время процесса плавления большая доля неповрежденного топлива остается в области АкЗ, то это приводит к чрезвычайно большому увеличению реактивности и последующему выбросу и рассеянию топливных материалов за счет газа, образующегося в процессе деления и содержащегося в трещинах и порах топливных таблеток. Рассеивание топлива прекращает

ядерную реакцию, хотя образующаяся при этом ударная волна может повредить конструкцию реактора и разрушить ЗО.

2. Если в результате постоянной утечки количество топлива уменьшилось до приблизительно половины первоначального количества или если топливо было разбавлено большим количеством материалов зоны воспроизводства, то значительного увеличения мощности не произойдет. Расплавленное топливо переместится на дно ЯР, и дальнейшая последовательность событий будет сходна с описанной для водо-водяных ЯР, включая вероятность парового взрыва из-за взаимодействия между расплавленным топливом и жидким натрием, оставшимся в корпусе реактора.

Вероятность такого рода аварий инициировала широкие исследования по обеспечению надежности системы аварийного останова ЯР на БН. Так, одним из возможных путей обеспечения ядерной безопасности ЯР этого типа является придание АкЗ способности интенсивного термического расширения ее материалов в аварийных условиях с целью прекращения цепной реакции деления. В сочетании с тем, что теплота, выделяющаяся при распаде, может быть отведена с помощью естественной конвекции и рассеяна с помощью воздушных теплообменников, а также с учетом высокой теплоемкости значительных объемов жидкого натрия в указанных проектах РУ на БН повышенной безопасности перспективы их широкого промышленного использования в энергетике будущего следует считать неоспоримыми.

Развитие тяжелой аварии в тяжеловодных ЯР типа CANDU характеризуется следующими особенностями. ЯР этого типа имеют канальную структуру АкЗ, причем каждый топливный канал в ее пределах проходит через бакакаландр значительного объема, наполненный тяжеловодным замедлителем. Наличие значительных количеств столь эффективного жидкого замедлителя существенно снижает вероятность возникновения тяжелой аварии с плавлением АкЗ в ЯР этого типа. Так, выполненный в ряде работ анализ аварийных теплофизических процессов в ЯР CANDU свидетельствует о том, что после аварии с потерей теплоносителя и отказом аварийной системы расхолаживания значительного плавления топлива не произойдет, особенно при наличии средств отвода теплоты от замедлителя. Однако если произойдет разрыв одиночного канала АкЗ, находящегося под высоким давлением, то и в замедлителе, за счет поступления в него пара, поднимется давление. В этом случае замедлитель может быть вытеснен, и его способность охлаждать другие каналы в значительной мере будет утрачена. Анализ известных аварийных ситуаций, имевших место на энергоблоках с ЯР указанного типа, подтверждает это заключение. Таким образом, при отсутствии паровых взрывов и сохранении целостности ЗО последствия тяжелой аварии в АкЗ ЯР типа CANDU могут быть минимизированы.

Газоохлаждаемые ЯР характеризуются следующей спецификой возникновения аварийных режимов. Опыт эксплуатации газографитовых ЯР типа Mangox первого поколения показал, что указанные РУ обладают достаточно

высокими характеристиками безопасности. Так, относительно высокие теплопередающие свойства графитового замедлителя в этом ЯР позволяют отводить значительные количества теплоты из поврежденной АкЗ, в силу чего интенсивное расплавление ТВЭЛ в аварийном ЯР Mangox является маловероятным. Это подтверждает опыт аварий, имевших место в ЯР этого типа, а также специальные исследования, в которых рассматривались особенности возникновения аварийных ситуаций, следствием которых явилось плавление одиночных каналов, в основном наиболее энергонапряженных. Опыт указанных аварий свидетельствует также о том, что отсутствие ЗО в ЯР типа Mangox в ряде случаев приводило к незначительным утечкам радиоактивных продуктов деления в атмосферу. Газографитовые ЯР AGR следующего поколения, подобно ЯР типа Mangox, также отличает повышенная защищенность от возникновения тяжелой аварии с плавлением АкЗ. Более того, в ЯР AGR может поддерживаться более высокая температура топлива до момента его повреждения, так как здесь топливо используется в виде диоксида, и оно заключено в оболочку из нержавеющей стали (в ЯР Mangox используется топливо в виде металлического урана, заключенного в магниевую оболочку). Эксперименты на ЯР этого типа, выполненные в свое время в Великобритании, свидетельствуют о повышенной устойчивости ТВЭЛ этих ЯР относительно локальных перегревов. В то же время плавление топлива в одиночном канале из-за локальной блокады или обрыв подвески топлива во время перегрузки рассматриваются как вероятные события и принимаются во внимание при проектировании. Рост температуры АкЗ в ходе аварии с потерей теплоносителя в AGR имеет существенно большую постоянную времени, чем аналогичный процесс в водо-водяных энергетических ЯР. Указанное обстоятельство создает необходимые предпосылки для своевременной реализации оперативным персоналом адекватных противоаварийных мероприятий. Вместе с тем, несмотря на уменьшение вероятности плавления АкЗ в ЯР типа AGR, отсутствие ЗО в указанных РУ не исключает возможности утечки газообразных продуктов деления в окружающую среду.

С учетом изложенных особенностей динамики развития тяжелой аварии в АкЗ водоохлаждаемых ЯР, а также ЯР с жидкометаллическим охлаждением, которые рассматриваются в качестве базовых в ядерном энергетическом комплексе, вначале целесообразно рассмотреть качественные особенности аварийного охлаждения топливных фрагментов в ходе подобной аварии в ЯР указанных типов.

1.3.2. Особенности аварийного охлаждения топливных фрагментов

Качественная картина аварийного охлаждения топливных фрагментов состоит в следующем. Слои топливных фрагментов первоначально образуются на дне бассейна с теплоносителем (водой или натрием). Если имеется возможность эффективного охлаждения таких слоев, то можно избежать повторного расплавления и повреждения корпуса или полости, занятой слоем. В

последние годы, и особенно после аварии на АЭС «ТМ», вопросу охлаждения таких слоев уделяется много внимания.

Охлаждение слоев фрагментов топлива является комплексным и многоплановым теплофизическим процессом, который определяется рядом параметров. В их числе, например, размер частиц, образующих слой подлежащих охлаждению топливных фрагментов, способ подвода теплоносителя к этому слою, его глубина, величина давления в системе охлаждения и др. На рис. 1.30 представлены характерные особенности такого охлаждения.

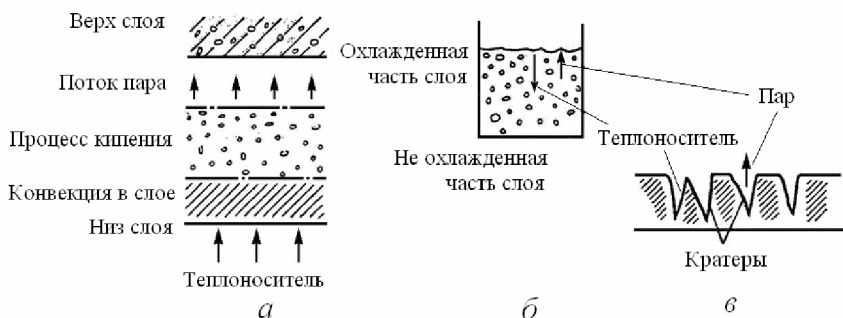


Рис. 1.30. Особенности охлаждения слоя топливных фрагментов: *а* - теплообмен в стратифицированной структуре слоя; *б* - характер движения фаз при подаче теплоносителя сверху; *в* - характер поверхности кориума.

1. Прямоточный поток через слой разрушенных фрагментов ВКУ (см. рис. 1.30, *а*). Предполагается, что жидкость достигает нижней части слоя частиц топлива и затем движется сквозь слой под действием естественной или вынужденной конвекции. При этом естественная конвекция возникает за счет разности плотности теплоносителя внутри и вне слоя. В условиях, когда теплоноситель движется сквозь слой фрагментов топлива посредством его принудительной циркуляции, обеспечиваемой сохранившей работоспособность САОЗ, он последовательно прогревается, превращаясь в верхней части слоя в пар. Недостаточная эффективность теплоотвода к потоку пара способна привести в этих условиях к повышению температуры верхней части слоя топливных фрагментов, которые начинают сплавляться друг с другом.

2. Охлаждение закрытых глубоких слоев. В этом случае, как показано на рис. 1.30, *б*, охлаждающий теплоноситель попадает в слой топливных фрагментов сверху. При этом жидкость просачивается в слой, охлаждает его и превращается в пар, который может выйти из слоя только в направлении, противоположном охлаждающему теплоносителю. Это приводит к эффекту неравномерного проникновения жидкости в слой. В этой ситуации движение пара существенно ограничивает поступление жидкости в его верхнюю часть. Результатом такой организации процесса является достаточно эффективный теплосъем только в верхней части слоя фрагментов, который, однако, сопро-

возможен перегрев его внутренних областей. Указанный эффект усиливается по мере уменьшения размеров топливных частиц в слое. Вполне очевидно, что ухудшение охлаждения внутренних областей слоя обуславливает их возможное сплавление за счет внутреннего тепловыделения, обусловленного радиоактивным распадом продуктов деления.

3. Охлаждение достаточно тонких слоев кориума имеет следующие физические особенности. Прежде всего, если подлежащий охлаждению слой топливных фрагментов, попавших, например, в нижнюю часть ЗО, достаточно тонок и залит сверху жидкостью, внешняя поверхность этого слоя формируется паровыми кратерами (характер этих кратеров схематически представлен на рис. 1.30, в), через которые отводится генерируемый в слое фрагментов пар. Охлаждающая жидкость транспортируется в слой между кратерами за счет действия капиллярного эффекта, возникающего между частицами топлива

Выполненные в ряде работ оценки интенсивности теплообмена, реализуемого в слое топливных фрагментов, свидетельствуют о том, что при давлении в бассейне с водой, близком к атмосферному (105 кПа), глубине слоя в 1 м и диаметре частиц 4 мм может быть достигнут уровень теплоотвода около 750 кВт/м³. Следует подчеркнуть, что этот уровень теплоотвода, в целом, является достаточным для предотвращения плавления фрагментов топлива. В то же время максимальный уровень теплоотвода до начала высыхания и сплавления слоя из частиц диаметром 0,1 мм не превышает 20 кВт/м³. Таким образом, эффективность охлаждения слоя топливных фрагментов может быть достаточно надежно оценена только в случае, если размер частиц в нем известен. Вместе с тем надежное предсказание возможных размеров топливных частиц, формирующих подлежащий охлаждению слой разрушенных фрагментов ВКУ, в настоящее время представляет известные трудности. Тем не менее именно этот параметр тяжелой аварии ЯР определяющим образом влияет на ее последующее развитие, а также на эффективность реализуемых противоаварийных мероприятий. Выполненные оценки показывают, что типичный слой топливных фрагментов может иметь энерговыделение около 1000 кВт/м³ в течение 3 ч после начала тяжелой аварии. Этот временной и энергетический параметры соответствуют условиям плавления АкЗ в ЯР водо-водяного типа (например, ВВЭР, PWR). Следует подчеркнуть, что указанная тепловая мощность принудительно может быть отведена от слоя топливных фрагментов толщиной 0,5 м при условии, что размер частиц топлива превышает 2 мм. Сходные оценки аварийного теплоотвода выполнены также для ЯР на БН (БН, LMFBR). По результатам указанных оценок, в частности, установлено, что высокая энергонапряженность АкЗ этих ЯР (и следовательно, энерговыделение при распаде продуктов деления) в значительной мере компенсируется высокими (в сравнении с водой) значениями скрытой теплоты парообразования натрия, что позволяет достаточно эффективно реализовывать процесс послеварийного охлаждения АкЗ этих ЯР.

1.3.3. Поздние фазы тяжелой аварии с расплавлением активной зоны

Поздние фазы тяжелой аварии в сохранившей свою устойчивость ЗО реакторного отделения типичного водо-водяного энергетического ЯР (ВВЭР, PWR) представлена на рис. 1.31. Как отмечено выше, в случае плавления АкЗ, проникновения ее через корпус ЯР, через пространство под корпусом и, в конце концов, через бетонное основание, бассейн расплава будет продолжать выделять теплоту. В ряде исследований, например в работе [66], проанализировано поведение бассейна с расплавом, образующегося из АкЗ тепловой мощностью 3000 МВт. При анализе аварийной динамики кориума в ходе тяжелой аварии с расплавлением АкЗ обычно рассматриваются два следующих характерных случая.

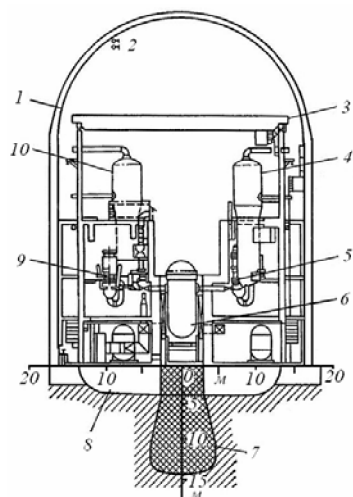


Рис. 1.31. Послеаварийное состояние типичной ЗО ЯР PWR и форма бассейна с расплавом через один год после тяжелой аварии: 1 - стальная облицовка; 2 - разбрызгиватель внутри ЗО ЯР; 3 - мостовой кран; 4 - ПГ; 5 - насос первого контура; 6 - корпус ЯР; 7 - форма бассейна расплава кориума через один год; 8 - форма бассейна после одного года; 9 - насос первого контура; 10 - ПГ.

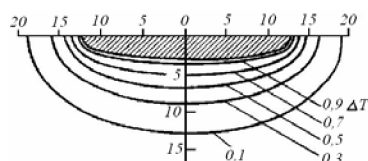


Рис. 1.32. Геометрические и температурные характеристики бассейна кориума из АкЗ тепловой мощностью 3000 МВт (газовое перемешивание не учитывается) через один год после тяжелой аварии. Изотермы прилегающих пород обозначены в единицах превышения температуры над ненагретыми породами. Заштрихованная область соответствует расположению бассейна с кориумом.

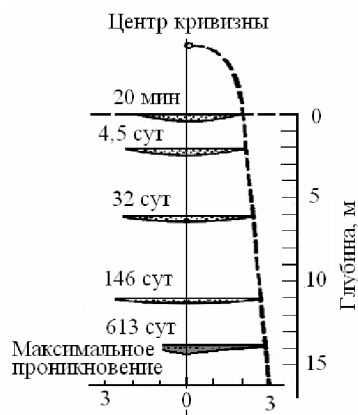


Рис. 1.33. Динамика перемещения бассейна кориума линзовидной формы (объем 3 м^3): $XQ_0 = 100 \text{ МВт}$; $k = 2 \text{ Вт/(м·К)}$.

1. Если расплав состоит в основном из оксидов, то вероятно его смешивание с бетоном фундамента и грунтовыми породами. Бассейн с расплавом будет иметь ограниченную глубину (около 3 м) и диаметр около 13 м (см.рис. 1.31). Этот бассейн будет оставаться в рас-

плавленном состоянии в течение нескольких лет. На рис. 1.32 изображена ситуация через один год и показаны температурные профили в окружающей породе и бетоне вокруг бассейна. Теплота, выделяемая за счет распада продуктов деления в бассейне, рассеивается в окружающей породе из-за наличия изображенных температурных градиентов.

2. В процессе плавления образуется расплав стали, который может растворять продукты деления из топлива. Если эта расплавленная сталь окислена, то расплав может перемещаться с бетоном фундамента и прилегающими породами и образуется бассейн, аналогичный изображенному на рис. 1.32. Если же сталь не окислена, то раствор стали и продуктов деления, не смешиваясь с расплавленным топливом, бетоном и грунтом, еще глубже проникнет в подстилающие породы. На рис. 1.33 показаны результаты оценочных вычислений. Из них следует, что расплавленный металл, образующий несмешивающийся бассейн с расплавом, может проникнуть в почву на максимальную глубину приблизительно до 14 м.

На представленных иллюстрациях два бассейна кориума, изображенные на рис. 1.32 и 1.33, выполнены в том же масштабе, что и схема ЗО аварийного ЯР на рис. 1.31.

Необходимо отметить, что взаимодействие между расплавленным топливом и бетоном или грунтом приведет в результате химической реакции к выделению значительного количества пара или газа. Это может привести к повышенному давлению внутри ЗО аварийной РУ в течение длительного времени, особенно, если охлаждение невозможно. Вполне очевидно, что и такое событие должно приниматься во внимание при расчетах последствий подобной тяжелой аварии.

1.3.4. Аварии с повреждением контейнмента

Авария на АЭС «ТМІ-2» показала важность наличия ЗО ЯР для локализации тяжелой аварии с целью минимизации ее последствий для населения и окружающей среды. Как известно, ЗО является одним из важнейших физических барьеров безопасности на пути на пути возможного распространения в ходе тяжелой аварии ЯР радиоактивных продуктов деления. Современными проектами ядерных энергоблоков с основными типами РУ предусмотрено их оснащение следующими видами ЗО.

1. Предварительно напряженные армированные бетонные оболочки, подобные изображенной на рис. 1.31, которые способны выдерживать избыточное по отношению к атмосферному давлению порядка $(3 - 4) \cdot 10^5$ Па.

2. Сферические стальные корпуса, сходные с бетонными корпусами и выдерживающие приблизительно такое же давление. Стальные или бетонные корпуса, в которых для конденсации утечек пара из реакторной системы используется лед (так называемые ледяные конденсаторы).

3. ЗО с системой уменьшения давления, которые сконструированы таким образом, чтобы любая утечка пара из контура ЯР через соответствующие

коммуникации направлялась в бассейн с холодной водой, где пар конденсируется.

4. Вентилируемые 3О, которые позволяют уменьшать избыточное давление автоматически через водяной затвор, обеспечивающий конденсацию пара. Такая система используется в ЯР с кипящей тяжелой водой типа SGHWR, разработанном в Великобритании.

Несмотря на то, что вероятность тяжелой аварии, сопровождающейся не только проплавлением АкЗ, но также и разрушением 3О, достаточно мала, анализ безопасности ядерного энергоблока обуславливает необходимость всестороннего учета влияния тех факторов, которые способны инициировать потерю устойчивости контейнмента как барьера безопасности. К числу указанных факторов разрушения 3О следует отнести:

1. Разрушение донной части 3О реакторного отделения вследствие абляции бетона этой строительной конструкции под воздействием высокотемпературного расплава АкЗ.

2. Механическое повреждение оболочки объектами, вылетающими из-под оболочки или попадающими на нее снаружи. Первые могут состоять из компонентов корпуса (выбрасываемых паровыми взрывами), роторов насосов и из штоков клапанов. Ко вторым относятся самолеты (особенно авиационные двигатели) и части роторов турбин. Для минимизации повреждений такого рода предпринимаются соответствующие конструктивные и организационные меры, которые позволяют минимизировать влияние этих факторов разрушения.

3. Превышение допустимого давления в 3О. Утечка испаряющегося внутри контейнмента теплоносителя первого контура аварийной РУ приводит к повышению давления в 3О. Вместе с тем в условиях сохранения работоспособности спринклерной системы контейнмента, которая призвана обеспечить распыление борированной воды под аварийной оболочкой РУ, последующую конденсацию испаряющегося из первого контура теплоносителя и снижение давления в 3О, ее целостность удастся обеспечить. В то же время, если эта распылительная система по каким-либо причинам окажется выведенной из строя, превышение давления может привести к повреждению 3О достаточно быстро после начала аварии. Возрастание давления может произойти также в результате взрыва водорода, выделяющегося при пароциркониевой реакции, что принципиально возможно на любом этапе развития тяжелой аварии ЯР. Кроме того, взаимодействие между расплавленным топливом и бетоном или грунтовыми породами может привести к выделению значительного количества газа, например углекислого, который имеет возможность проникнуть под 3О и привести к превышению допустимого давления. Это может произойти в течение первых пяти суток после начала тяжелой аварии.

4. Нарушение герметичности 3О. Возможные повреждения изолирующих клапанов, другой арматуры и трубопроводов, соединяющих размещенное в 3О оборудование РУ с другими элементами ЯЭУ, а также компонента-

ми систем безопасности способны привести к утечке продуктов деления в окружающую атмосферу. В качестве последствий такого выброса обычно предполагается, что газообразные продукты деления будут высвобождены полностью, а другие летучие продукты, такие, как цезий и йод, - только частично. Другие продукты деления высвобождаются в очень малых количествах, и их вклад в расчетную степень риска обычно незначителен. Предполагается, что доля высвободившегося цезия и йода составит приблизительно 10 %. На основании экспериментальных данных об удержании продуктов деления часто предполагается, что менее летучие вещества выделяются в количестве около 1 %. Окончательное рассеивание продуктов распада при таком выбросе существенно зависит от погодных условий и времени аварийного выброса продуктов деления.

1.4. Особенности аварийных режимов реакторов на быстрых нейтронах с жидкометаллическим охлаждением

Аварийное кипение натрия в АкЗ. Высокая плотность тепловыделения в АкЗ ЯРБН (600 кВт/л и более) в условиях несоответствия энерговыделения ТВЭЛ и отводимой из РУ мощности может привести к быстрому росту температуры топлива и теплоносителя. В этих условиях в АкЗ, охлаждаемой жидким натрием, может начаться кипение. Как известно, плотность паров натрия примерно в 2000 раз меньше, чем плотность его жидкой фазы. В силу этого обстоятельства испарение даже небольшого количества натрия приводит к образованию значительного объема пара, который может остановить циркуляцию жидкого натрия.

На рис. 1.34 показано развитие процесса кипения при остановке циркуляции натрия. Кипение начинается в верхней части АкЗ, где температура теплоносителя максимальна. Сначала пузыри пара уносятся потоком и конденсируются. По мере повышения температуры теплоносителя эти пузыри становятся более крупными, а затем расширяющиеся пары натрия останавливают и «опрокидывают» поток жидкометаллического теплоносителя.

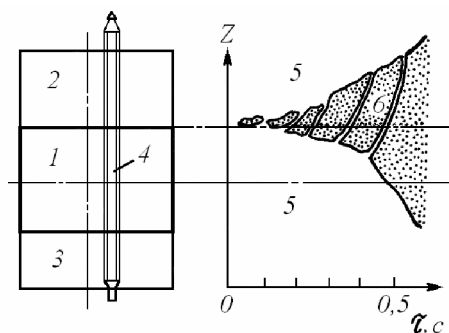


Рис. 1.34. Образование паровых пузырей в канале с натрием в начальной стадии аварийного режима, который связан с прекращением циркуляции теплоносителя: 1 - АкЗ; 2, 3 - верхняя и нижняя зоны воспроизводства; 4 - ТВС; 5 - жидкий натрий; 6 - пары натрия; τ - время с момента начала кипения.

При анализе вскипания натриевого теплоносителя в АкЗ ЯРБН в условиях развития нестационарного переходного процесса с достаточно большой

постоянной времени в РУ этого типа (развитие указанного процесса может быть связано, например, с выбегом ГЦН при его аварийном обесточивании) целесообразно рассмотреть две взаимосвязанные задачи: расчет скорости образования паровой фазы в АкЗ и определение момента наступления кризиса теплообмена.

Условия объемного кипения достигаются примерно через 10 мин после выбега насоса, когда расход будет составлять около 10 % номинального. На рис. 1.35 показано изменение характеристики ГЦН при падении числа его оборотов (I) и характеристика сети (2). При отключении насосов рабочая точка перемещается из A в B , а затем в C , отражая резкий спад расхода. Между точками B и C возникает наступление кризиса теплоотдачи. При спаде рас-

хода и начале режима кипения происходит постепенное заполнение канала паром, затем начинается режим периодического высыхания ТВЭЛ с пульсирующими выбросами жидкости.

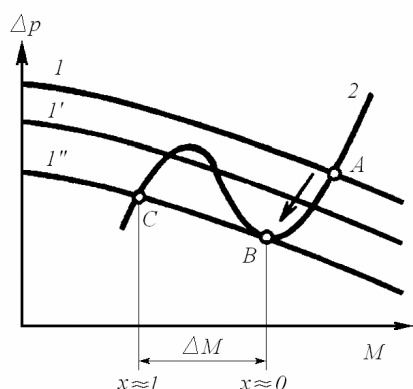


Рис. 1.35. Характер снижения расхода при отключении ГЦН: I , I' , I'' - характеристики насоса; 2 - характеристика сети (ABC); ΔM - спад расхода; Δp - перепад давления при заданных температуре на входе, подводимой мощности и давлении на входе в ТВС.

Кипение в ТВС может начаться при более высоких расходах, чем в рассмотренном случае, за счет известной теплогидравлической неравноценности ячеек ТВС [1], которая обуславливает неравномерность распределения массового расхода теплоносителя по ее сечению.

Особенности аварийного разрушения ТВЭЛ. В ходе развития аварийного ТГП оболочка ТВЭЛ может расплавиться. Количество расплавленной оболочки определяется тепловым балансом между количеством тепла, которое выделяется топливом, и количеством тепла, отводимым через оболочку в теплоноситель. Движение расплавленной оболочки определяется взаимодействием двух сил: силой тяжести расплава и силой трения восходящего потока пара натрия. В результате возникает захлебывание либо унос стекающей пленки восходящим потоком пара. Такое явление может привести к переходу расплавившейся оболочки в твердую фазу и образованию блокировки в верхней части ТВС, после чего возникает осушение ТВЭЛ, расплавление нижней части оболочки и возникновение блокировки в нижней части сборки.

Топливо, находящееся только под действием силы тяжести в процессе плавления, движется в нижнюю часть АкЗ. К числу других сил, воздействующих на расплав топлива в ЯР, следует отнести: градиенты давления в АкЗ, силы трения в потока натрия, давление газовых продуктов деления, а

также паров плавающих ВКУ. В этих условиях не расплавившиеся части ТВЭЛ перемещаются в нижнюю часть АкЗ и далее к днищу ЯР.

Особенности физических барьеров безопасности. Подобно водоохлаждаемым энергетическим ЯР (ВВЭР, РWR) ЯРБН с жидкометаллическим охлаждением располагают несколькими физическими барьерами безопасности, которые в аварийных условиях предотвращают распространение радиоактивных продуктов деления в окружающую среду. Наиболее эффективными следует считать три физических барьера - оболочки ТВЭЛ, первый контур теплоносителя (корпус РУ с интегральной баковой компоновкой или корпус ЯР, теплообменники и соединительные трубопроводы в реакторах с петлевой компоновкой), а также ЗО, в которой размещена РУ. Топливо и продукты деления защищены всеми тремя барьерами, а продукты активации, включая нейтронов, - двумя последними.

Достаточно хорошо защищенными от вышерассмотренных аварий с кризисным повреждением оболочек ТВЭЛ следует считать ЯРБН, в которых используется окисное топливо. Незначительные повреждения оболочек этих топливных сердечников возможно, главным образом вследствие процессов коррозии или воздействия продуктов деления на эти оболочки, а также вследствие возможных дефектов их изготовления, которые способны пропускать в теплоноситель газообразные продукты деления. Количество радиоактивности, проникающей в теплоноситель в этих условиях, будет мало, если не будет значительно больших локальных разрушений ТВЭЛ, т.е. если маленькая трещина не разрастется в процессе длительной работы ЯР без замены поврежденного топлива. Выполненные эксперименты показали, что даже в случае больших повреждений оболочек ТВЭЛ количество топлива, попадающего в теплоноситель, весьма незначительно.

При большом числе повреждений оболочек ТВЭЛ газообразные продукты деления проникают в газовую полость над теплоносителем в верхней камере ЯР. В этих условиях газообразные продукты деления должны надежно удерживаться не только уплотнениями крышки корпуса ЯР, но также и уплотнительными сальниковых устройств приводов СУЗ, защитных пробок и др.

Вполне очевидно, что прочностные характеристики баковой конструкции ЯР в случае его интегральной компоновки или контуры циркуляции при петлевой конструкции РУ должны обеспечивать способность противостояния воздействию аварийных нагрузок, которые могут действовать как снаружи (например, удары частей разрушившегося элементов ЯЭУ), так и изнутри (воздействие повреждения ВКУ).

Требования, предъявляемые к аварийной устойчивости ЗО ЯРБН с жидкометаллическим охлаждением АкЗ, в целом, корреспондируются с аналогичными требованиями к безопасности контейнментов водо-водяных РУ (ВВЭР, РWR), которые рассмотрены выше. Естественно, что контейнменты этих ЯР должны быть оснащены высокоэффективными фильтрами и систе-

мами спецвоздухоочистки. Кроме того, ЗО ЯРБН указанного типа должны быть дополнительно оборудованы системами пожаротушения, способными противодействовать возгоранию натрия в результате разрушения первого или второго контуров теплоносителя. Само здание должно быть способным противостоять нагрузкам, производимым ветром, землетрясениями (если ЯР должен быть построен в зоне, где они могут происходить), или ударам от внешних источников, таких, как взрывы прилежащих частей станции или оборудования.

Характеристики безопасности ЯР. Существенным преимуществом натриевых ЯР с точки зрения безопасности является низкое давление теплоносителя, вследствие чего конструкции первого контура испытывают умеренные механические нагрузки, в силу чего их разрушение, в целом, маловероятно. Следует отметить, что в случае разрушения первого контура АкЗ может быть достаточно эффективно охлаждена без привлечения аварийного запаса теплоносителя. Этого можно добиться, окружив корпус и трубопроводы противотечевым кожухом и поместив корпус ЯР в шахту, что защитит ЯР баковой компоновки от осушения АкЗ, поскольку теплоноситель первого контура не сможет опуститься ниже уровня АкЗ и промежуточных теплообменников. Отвод теплоты из аварийно остановленного ЯР может быть достаточно эффективно обеспечен теплоносителем второго контура (при условии, что промежуточные теплообменники не повреждены) или с помощью системы аварийного расхолаживания. С этой целью в ЯР с петлевой компоновкой трубопроводы теплоносителя должны быть присоединены к корпусу выше уровня АкЗ, если необходимо, чтобы она оставалась покрытой теплоносителем в случае разрыва трубопровода. Оценки показывают, что в этих условиях отвод остаточного тепловыделения из АкЗ принципиально может быть обеспечен за счет функционирования только одной из петель первого контура а РУ, которая сохранила работоспособность в условиях аварии. С этой целью в ряде проектов РУ на БН предусмотрено резервирование приводов ГЦН. Указанные конструктивные решения призваны обеспечить циркуляцию теплоносителя первого контура со скоростью, достаточной для отвода теплоты от радиоактивного распада даже при выходе из строя двигателей всех ГЦН или прекращения подачи к ним электропитания. Наряду с организацией естественной циркуляции жидкометаллического теплоносителя в остановленном ЯР, эти меры способны обеспечить надежный теплоотвод в условиях возникшей аварии.

Таким образом, при анализе вышеуказанных аварийных режимов ЯРБН, характеризующихся низким давлением жидкометаллического теплоносителя, необходимо учитывать следующие особенности протекания в указанных РУ аварийных процессов. Прежде всего, достаточно низкий уровень механических нагрузок на металл первого контура этих ЯР существенно снижает вероятность их внезапного разрушения. Кроме того, в условиях возникновения такой аварии сохраняется возможность достаточно эффективно отвести теплоту β -распада продуктов деления и сохранить температуру оболочки в до-

пустимых пределах, чтобы предотвратить крупномасштабные разрушения, которые могут сопровождать развитие тяжелой аварии в ЯР с жидкометаллическим охлаждением. Подобная самозащищенность указанных РУ от аварий с потерей теплоносителя существенно отличает их от газо- и водоохлаждаемых ЯР, в первом контуре которых используется высокое давление и потенциально возможное разрушение элементов которых требует разработки глубоководной защиты от аварий, связанных с потерей герметичности контура циркуляции теплоносителя.

Еще одно свойство самозащищенности ЯРБН с жидкометаллическим охлаждением АкЗ, в особенности присущее таким РУ с интегральной компоновкой, обеспечивается значительной массой теплоносителя в первом контуре, которая может превышать 2000 т. При условии циркуляции теплоносителя посредством ГЦН или естественной циркуляции в АкЗ его температура растет достаточно медленно даже в условиях отсутствия теплосъема со стороны второго контура. Указанная аварийная динамика температурных уровней жидкого металла иллюстрируется рис. 1.36 [67], на котором показан рост средней температуры теплоносителя первого контура в предположении, что ЯР остановлен и одновременно полностью отсутствует вторичное охлаждение. Представленные данные свидетельствуют о наличии определенного резерва времени для реализации противоаварийных мероприятий, имеющих своей целью восстановление работоспособности второго контура ЯЭУ прежде, чем повышение температуры вызовет серьезные повреждения топлива (которые могут произойти в диапазоне температур от 800 до 1000 °С в зависимости от конструкции топлива и глубины его выгорания). Следует заме-

тить, что при атмосферном давлении натрий кипит при 892 °С.

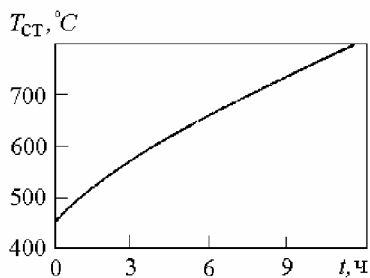


Рис. 1.36. Динамика зависимости средней температуры теплоносителя первого контура в ЯР типа БН с петлевой компоновкой от времени, прошедшего с момента аварийного останова, сопровождаемого полным отказом системы теплоотвода из АкЗ.

Важную роль во внутренней самозащищенности ЯРБН с жидкометаллическим охлаждением играет отрицательный мощностный коэффициент реактивности, важнейшей составляющей которого является эффект Доплера. В результате этого эффекта возникает надежная мгновенная отрицательная обратная связь по температуре топлива с реактивностью.

При анализе безопасности ЯРБН с жидкометаллическим охлаждением следует учитывать также и негативные особенности указанных РУ в плане возможности возникновения в них аварийных режимов. В первую очередь к этим особенностям следует отнести высокую энергонапряженность АкЗ. Это

означает, что если охлаждение АкЗ нарушено, то температура ТВЭЛ имеет тенденцию к катастрофическому росту. Так, если в центральных ТВС ТВЭЛ по каким-то причинам лишены охлаждения при работающем ЯР, то их температура будет повышаться со скоростью около 600 К в 1 с, следствием чего явится их плавление за 3 - 4 с. Вполне очевидно, что в условиях расплавления ТВЭЛ возникает возможность быстрого испарения теплоносителя. В этих условиях нельзя исключить возможности натриевого парового взрыва, который может быть вызван смешением расплавленного окисного топлива с жидким теплоносителем.

Кроме того, высокая пожароопасность жидкого натрия обуславливает необходимость реализации соответствующих противоаварийных конструктивных решений, которые способны существенно снизить вероятность возгорания этого теплоносителя при его контакте с воздухом. С этой целью в местах возможной утечки этого теплоносителя из элементов первого контура ЯЭУ емкости и трубопроводы, содержащие натрий, должны быть заключены в сплошной противотечевый кожух. Пространство внутри этого защитного кожуха заполняется инертным газом и оснащается детекторами натрия. Во втором контуре ЯЭУ установка защитного противотечевого кожуха не предусматривается, однако установка соответствующих сенсоров натриевых течей является обязательной так же, как оборудование соответствующих помещений ЯЭУ системами пожаротушения, например, порошкового типа, предусматривающих использование мелкодисперсного хлорида или карбоната натрия.

1.4.1. Проблемы идентификации предаварийных режимов в тепловыделяющих сборках

Обнаружение начальных стадий возникновения предаварийных тепловых процессов в АкЗ ЯР типа БН, охлаждаемых жидкометаллическим теплоносителем, является весьма актуальной для их безопасности проблемой, решение которой требует реализации комплекса сложных научно-технических задач. Действительно, идентифицировать начало аварии в отдельной ТВС намного труднее, чем обнаружить аварию, охватывающую всю АкЗ, но делать это необходимо, так как при достаточно быстром останове ЯР можно предотвратить распространение повреждений; при этом последствия аварии и стоимость ремонта будут существенно меньше. Трудность последовательного контроляборок ТВЭЛ состоит в том, что в АкЗ и бланкете заключены сотни ТВС. Если соответствующие датчики включать в конструкцию каждой сборки и обеспечивать их тройное резервирование, то полученная система аварийного останова ЯР станет чрезмерно громоздкой, поскольку сделает невозможной перегрузку ТВС, оснащенной такими дополнительными датчиками. В этой связи подлежат разработке и такие перспективные высокочувствительные диагностические сенсоры, которые, находясь вне АкЗ, могли бы выявлять развитие аварии в любой ее точке. Существуют два основных типа

сенсоров, которые принципиально могут быть пригодны для решения сформулированной выше проблемы. К числу указанных сенсоров следует отнести датчики, выявляющие повреждения оболочек ТВЭЛ, и датчики, выявляющие вскипание теплоносителя в АкЗ.

Первая из таких систем - система обнаружения поврежденных оболочек ТВЭЛ призвана обеспечить обнаружение дефектных оболочек посредством контроля содержания в теплоносителе и газовой подушке над АкЗ радиоактивных продуктов деления, которые выделяются из такого дефектного ТВЭЛ. Это обеспечивается двумя путями. Первый из них состоит в выявлении β -или γ -активности, если продукты деления выделены из теплоносителя, который γ -активен сам по себе. Второй подход состоит в регистрации нейтронов от продуктов деления, являющихся предшественниками запаздывающих нейтронов в пробе теплоносителя, изъятый из зоны действия нейтронного потока.

Структурно такая диагностическая система состоит из четырех элементов. Проба теплоносителя первого контура отводится по трубопроводу в область с более низким потоком нейтронов, чем в АкЗ. Там эта проба проходит через емкость, окруженную замедляющим материалом и детекторами тепловых нейтронов (обычно счетчиками с трифторидом бора), которые обнаруживают наличие любых предшественников запаздывающих нейтронов в теплоносителе. Это позволяет выявлять повреждения оболочек в целом по АкЗ при условии, что проба отражает свойства всего теплоносителя, прошедшего через нее, т. е. проба должна быть взята в такой точке, в которой теплоноситель после выхода из АкЗ достаточно хорошо перемешан, т.е. такой отбор является интегральным.

Наряду с указанной интегральной пробой должны быть обеспечены отборы проб теплоносителя для детектора запаздывающих нейтронов поочередно с выходов каждой из сборок. Это позволит локализовать ТВС, в которой произошло повреждение. Из-за большого количества тестируемыхборок локализация повреждения таким способом происходит относительно медленно. Система подобного отбора проб теплоносителя от групп ТВС позволяет несколько ускорить процесс такого зондирования.

Согласно еще одной методике проводится отбор пробы газа из газового объема, изолирующего натрий в корпусе ЯР для последующего анализа с использованием γ -спектрометра и β -осадителя с подвижной проволокой. В последнем используется заряженная проволока для осаждения дочерних продуктов β -распада осколков деления. Затем проволока помещается в камеру, содержащую β -детектор. Подобная система нечувствительна к широкому спектру продуктов активации, которые могут присутствовать в пробе, и способна выявить β -активные дочерние продукты β -активных газообразных осколков деления (в основном ^{88}Rb как продукт β -распада ^{88}Kr). В результате такая система позволяет локализовать данные о возможных повреждениях оболочек ТВЭЛ. Дальнейшая информация о нуклидах, присутствующих в пробе, обеспечивается γ -спектрометром.

Преимущества вышерассмотренных принципиальных подходов к контролю ТВС с помощью обнаружения дефектного ТВЭЛ состоят в том, что он надежен и использует косвенные свидетельства выхода радиоактивных продуктов деления в теплоноситель. Однако даже групповая система контроля тепловыделяющих сборок является относительно инерционной, требующей несколько десятков секунд для выявления дефектного ТВЭЛ. Этого достаточно для контроля за выделением радиоактивности в теплоноситель, однако контроль собственно теплофизического процесса, результатом возникновения которого и является повреждение оболочек ТВЭЛ, является, несомненно, более предпочтительным. В этой связи следует обратить внимание на тот факт, что если повреждение ТВЭЛ вызвано перегревом, оно может сопровождаться вскипанием теплоносителя (которое при давлении, поддерживаемом в АкЗ, имеет место при температуре около 920 - 940 °С). В этих условиях перспективная система акустического детектирования процесса кипения в АкЗ охлаждаемого жидкометаллическим теплоносителем ЯРБН способна подать сигнал предупреждения значительно быстрее, чем вышерассмотренные комплексы для обнаружения дефектных, т.е. потерявших герметичность ТВЭЛ.

Известно, что обнаружение начала кипения жидкометаллического теплоносителя представляет серьезную проблему. Ее теплофизические аспекты рассмотрены в монографии [1]. Иные информационные задачи детектирования диагностического полезного сигнала, могут быть кратко охарактеризованы следующим образом. Вполне очевидно, что АкЗ ЯРБН характеризуется высоким уровнем фоновых акустических шумов, маскирующих полезный акустический сигнал, который формируется различными фазами роста и деградации паровых пузырей, генерируемых в перегретом пристенном слое на поверхности ТВЭЛ. Такой фоновый акустический шум генерируется циркуляционными насосами, турбулентным течением теплоносителя и кавитацией. Кавитация особенно труднопреодолима, так как ее можно считать одной из форм кипения (вызванного локальными понижениями давления в точках, где поток теплоносителя ускоряется, таких, как острые углы или лопасти крыльчатки насоса), и она производит шумы, очень похожие на шумы от кипения, вызванного перегревом. Эту трудность, однако, представляется возможным преодолеть, если при проектировании контура циркуляции ЯР кавитацию свести к минимуму и отсеять остальные фоновые шумы посредством формирования диагностических признаков в том диапазоне частот, в котором истинное кипение формирует характерную спектральную структуру акустического сигнала, которая обусловлена динамикой роста и деградации паровых пузырей.

Наряду с физическим детектированием процесса кипения жидкометаллического теплоносителя в АкЗ, перспективным следует считать также использование для указанных диагностических целей температурных шумов – флуктуаций температуры потока натрия на выходе из контролируемой ТВС. Следует, однако, отметить ряд обстоятельств, при которых использование

этого диагностического параметра является проблематичным. Так, частичная блокировка течения теплоносителя где-либо в ТВС может быть достаточной для того, чтобы вызвать серьезный перегрев в застойной зоне (возможно, даже до точки кипения), но в то же время она может иметь очень малое влияние на общий расход теплоносителя и его среднюю температуру на выходе. Гидравлическое сопротивление ТВС весьма велико, и по сравнению с ним добавочное сопротивление, обусловленное частичной блокировкой проходного сечения кассеты, мало, вследствие чего снижение расхода теплоносителя через нее лишь незначительно.

С другой стороны, на основе спектрального анализа температурных шумов на выходе из ТВС представляется возможным идентифицировать даже незначительную частичную блокировку проходного сечения. Действительно, блокировка повышает турбулентность течения теплоносителя и разность температур между различными частями его потока и вызывает, таким образом, увеличение флуктуации температуры или температурного шума на выходе из ТВС. Вместе с тем ни акустические сенсоры, ни малоинерционные термодпары для контроля температурных шумов в АкЗ не вышли из стадии научных исследований и не нашли широкого применения в системах защиты ЯРБН.

Все вышерассмотренные диагностические подходы, а также разрабатываемые на их основе перспективные системы защиты АкЗ ЯР типа БН и LMFBR имеют своей целью обнаружение ранней стадии аварии этих ЯР и предотвращение ее дальнейшего развития. Иного рода защиту – ограничение последствий уже возникшей аварии – призваны обеспечивать ЗО, оснащаемые противоаварийными фильтровентиляционными системами, а также техническими средствами для аварийного отвода теплоты.

Динамика снижения интенсивности энерговыделения в остановленном ЯРБН, обусловленная радиоактивным распадом продуктов деления в ТВЭЛ, иллюстрируется табл. 1.2.

Таблица 1.2. Количество тепловой энергии, выделяющейся при радиоактивном распаде продуктов деления в зависимости от времени, прошедшего с момента останова ЯР

Время, прошедшее с момента останова	Доля мощности ЯР, на которой он работал перед останом	Время, прошедшее с момента останова	Доля мощности ЯР, на которой он работал перед останом	Время, прошедшее с момента останова	Доля мощности ЯР, на которой он работал перед останом
1 с	0,062	1 ч	0,015	1 мес	0,0011
10 с	0,050	1 сут	0,0045	1 год	0,00056
100 с	0,035	1 нед	0,0019	10 лет	0,00026

Значительная часть общего энерговыделения в аварийно остановленном ЯРБН типа БН или LMFBFR может быть отведена посредством естественной конвекции с использованием от трубопроводов второго контура в атмосферу. Однако надежный отвод теплоты должен быть обеспечен на несколько недель, в течение которых мощность ЯР будет снижаться до уровня единиц мегаватт, и даже на более длительный срок, в случае вывода из строя второго контура теплоносителя. С этой целью в корпусе ЯР обычно предусматриваются автономные независимые контуры циркуляции для аварийного отвода теплоты, снабженные внешними воздушными теплообменниками. В указанных автономных контурах расхолаживания жидкометаллический теплоноситель циркулирует под действием естественной конвекции через теплообменники, охлаждаемые воздухом. Поскольку натрий переходит в твердую фазу при температуре 98 °С, то указанный теплоноситель, обеспечивающий аварийное расхолаживание ЯР, обычно представляет собой эвтектический сплав «натрий – калий», который затвердевает при более низкой температуре. Указанная система аварийного расхолаживания ЯР позволит обеспечить надежный теплоотвод из АкЗ в условиях выхода из строя оборудования второго контура, а также при отсутствии циркуляции в АкЗ (например, вследствие потери электропитания ГЦН).

При анализе динамики развития тяжелой аварии в ЯРБН нельзя также исключать возможность массового разрушения ТВЭЛ, образования кориума, а также последующего его перемещения к днищу корпуса. В этих условиях суммарное энерговыделение образовавшегося расплава является достаточным для быстрого проплавления тонкостенного днища корпуса и перехода кориума в нижнюю часть объема ЗО. В том случае, если на стадии проектирования ЯР не предусмотрены специальные меры, в ходе развития тяжелой аварии в ЯР с жидкометаллическим охлаждением нельзя исключать также возможности образования вторичной критической массы в расплаве топлива.

Вместе с тем размещение в области днища корпуса ЯР специальных желобов для разделения потока кориума, реализуемое в комплексе с интенсивным охлаждением каждой из таких отдельных частей расплава, способно эффективно противодействовать образованию вторичной критической массы.

1.4.2. Динамика развития тяжелых аварий в реакторах на быстрых нейтронах с жидкометаллическим охлаждением

Характер аварийной динамики РУ на БН при возникновении нештатного теплофизического процесса – вскипания в ЯРБН жидкометаллического теплоносителя – целесообразно рассмотреть на примере возникновения и развития такой тяжелой аварийной ситуации. Указанная авария связана с внезапным возникновением блокировки проходного сечения одной из ТВС фрагментами разрушившихся ВКУ. Динамика развития этой аварии представлена на рис. 1.37.

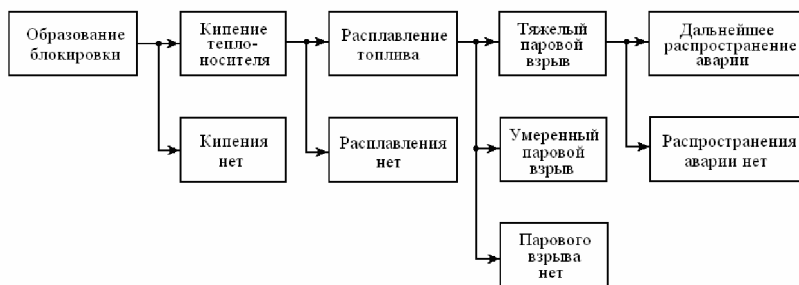


Рис. 1.37. Динамика развития аварии в одной из ТВС при вскипании в ней жидкого натрия, вызванном образованием блокировки проходного сечения этой сборки.

Как отмечено выше, необходимым условием предотвращения дальнейшего развития схематически изображенной на рис. 1.37 аварийной ситуации является ее надежная идентификация в реальном масштабе времени и своевременное осуществление эффективных противоаварийных мероприятий. В противном случае подобная аварийная ситуация способна приобрести цепной характер и вызвать повреждение всей АкЗ. Очевидно также, что при отсутствии своевременной диагностической информации относительно начальных фаз такой аварии эта блокировка может вызвать перегрев, который может довести до кипения теплоноситель и затем расплавить топливо, что в свою очередь может разрушить всю остальную АкЗ. Целью анализа является преобразование этой последовательности событий в дерево событий, изображенное в упрощенной форме на рис. 1.38, где показаны возможные исходы каждой из возможных ветвей развивающейся аварии, а также оценка вероятности того исходного события (блокировки проходного сечения ТВС), которое инициирует этот аварийный режим.

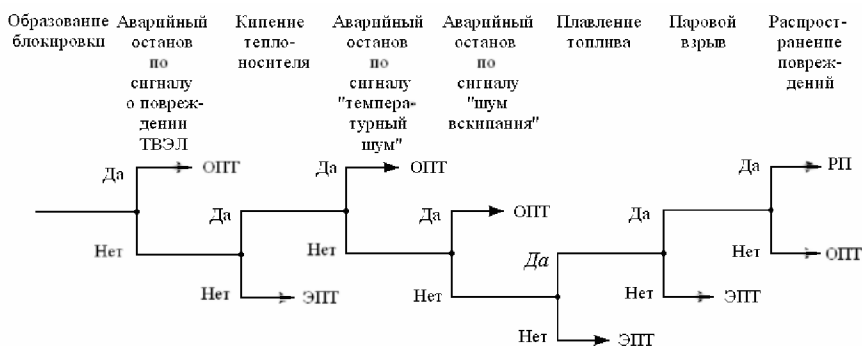
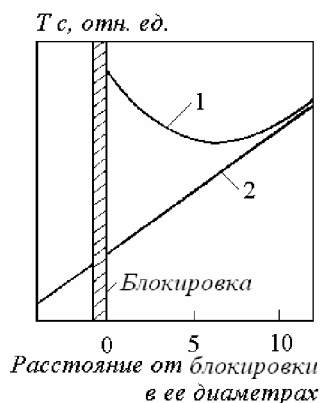


Рис. 1.38. Дерево событий в условиях развития тяжелой аварии, связанной с блокировкой ТВС, в сравнении с ходом аварийного процесса при своевременном обнаружении этого повреждения в АкЗ: ОПТ - останов ЯР при повреждении некоторого количества ТВЭЛ; ЭПТ - эксплуатация ЯР с некоторым количеством поврежденных ТВЭЛ; РП - дальнейшее распространение повреждений в АкЗ.

Как известно, входные патрубки ТВС снабжены соответствующими решетками, которые препятствуют попаданию разрушенных фрагментов первого контура внутрь АкЗ. В этих условиях блокировка проходного сечения ТВС может возникнуть только в результате разрушения одного из ТВЭЛ этой сборки в результате вымывания теплоносителем материала топливного стержня через значительный дефект в его оболочке. Вместе с тем выполненные в ряде работ эксперименты с ТВЭЛ ЯРБН свидетельствуют, что подобное разрушение ТВЭЛ с образованием фрагментов, способных блокировать проходное сечение ТВС, имеет низкую вероятность.

Таким образом, блокировка ТВС может остаться необнаруженной только в том случае, если система обнаружения дефектных ТВЭЛ обладает недостаточной эффективностью или вообще неработоспособна. В этих условиях блокировка может стать достаточно большой, чтобы заставить теплоноситель кипеть, что соответствует верхней ветви второго разветвления на рис. 1.38.



Результаты экспериментального определения распределения температуры теплоносителя в застойной зоне ТВС за сечением блокировки приведены на рис. 1.39. Показательно, что точка кипения приблизительно на 400 К выше штатной температуры теплоносителя в ТВС.

Рис. 1.39. Зависимость температуры теплоносителя от расстояния от блокировки (выраженного в ее диаметрах) в застойной зоне (1) и в свободном канале (2).

Очевидно, что кипение теплоносителя должно быть своевременно идентифицировано эффективной системой обнаружения начала генерации пара в АкЗ. При отсутствии соответствующего аварийного сигнала, который принципиально должен быть сформирован в реальном масштабе времени, произойдет осушение ТВЭЛ. Если такое ухудшение теплообмена продлится более 2 – 3 с, то дефектное топливо, лишенное охлаждения, расплавится.

Последние два разветвления на рис. 1.38 характеризуют возможность возникновения парового взрыва, который, как показывают проведенные оценки, достаточно маловероятен. В противном случае энергия натриевого парового взрыва является достаточной для разрушения чехла аварийной ТВС, следствием чего является лавинообразное развитие аварии, которая в этих условиях начинает охватывать соседние ТВС.

Исходные события, которые способны инициировать аварию, охватывающую всю АкЗ, можно разделить на два следующих класса: а) нестационарный разгон ЯР, вызываемый введением положительной реактивности, и б) падение расхода теплоносителя, вызываемое снижением расхода теплоноси-

теля через АкЗ в целом. Первое может быть обусловлено, например, аварийным извлечением регулирующих стержней или уплотнением АкЗ паровым взрывом; второе может быть результатом выхода из строя ГЦН.

В случае выявления вышеуказанных исходных аварийных событий, для предотвращения дальнейшего развития аварии должен быть инициирован ввод поглощающих стержней СУЗ. При этом в случае нестационарного разгона ЯР перегрев топлива может привести к расплавлению последнего и повреждению оболочек ТВЭЛ в области центра АкЗ. В этих условиях расплавленное топливо будет взаимодействовать с теплоносителем, возможно, с паровым взрывом, а кипящий теплоноситель будет выносить топливо из АкЗ, снижая тем самым реактивность и, вероятно, прекращая аварию. При уменьшении расхода теплоноситель вскипит в первую очередь в верхней части АкЗ, в результате чего с высокой степенью вероятности можно прогнозировать прекращение дальнейшего развития аварии. Прогнозные оценки динамики развития аварии, охватывающей всю АкЗ ЯРБН в настоящее время выполняются на основе разработки комплексных математических моделей развития таких аварий, а также соответствующих программных комплексов для их компьютерной реализации. Анализ этого математического и программного обеспечения приведен в заключительной главе настоящей монографии. Вместе с тем, предваряя изложение этих сведений, необходимо отметить следующее.

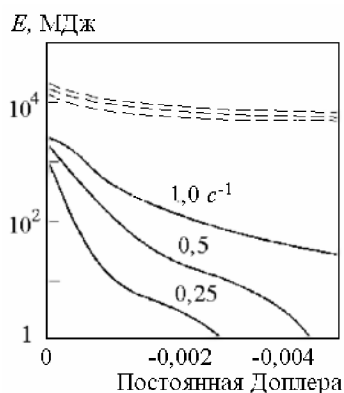
Результаты таких компьютерных расчетов в значительной мере зависят от особенностей конструкции и состояния АкЗ. Так например, распределение выгорания и накопления газообразных продуктов деления в различных ТВС оказывают существенное влияние на аварийную динамику ЯР. При оценке последствий аварии необходимо учитывать, что в конечном итоге существенная часть топлива будет выведена за пределы АкЗ, в результате чего ЯР станет подкритическим и прекратится развитие аварии. АкЗ будет серьезно повреждена, а первый контур теплоносителя сильно загрязнен топливом и продуктами деления. Тем не менее оптимистический сценарий развития подобной тяжелой аварии свидетельствует о том, что ЗО как барьер безопасности сохранит свою целостность, а повреждения вне первого контура не будут иметь катастрофический характер.

Один из возможных сценариев развития тяжелой аварии в АкЗ ЯРБН должен предусматривать потенциальную возможность его разгона на мгновенных нейтронах. Именно этот тип аварийного переходного процесса в ЯР является тем исходным аварийным событием, которое способно инициировать полное разрушение ЯР. Важной особенностью этой аварии является то, что возможность подобного разгона ЯР может возникнуть уже в ходе развития вышерассмотренной тяжелой аварии, охватывающей всю АкЗ. Характерно, что в этих условиях может возникнуть возможность (в зависимости от конструкции и состояния АкЗ) такого перемещения топлива и теплоносителя в ходе аварии, охватывающей всю АкЗ, которое приведет к росту реактивности вплоть до критичности на мгновенных нейтронах. При достижении в

объеме топлива критичности на мгновенных нейтронах мощность изменяется столь быстро, что дальнейшие перемещения топлива и теплоносителя не являются определяющими, а решающую роль играют температура топлива и обусловленное ее изменением повышение давления, которое рассеивает топливо и, следовательно, прекращает разгон ЯР. Следует отметить, что достигнутая реактивность обуславливается следующими двумя факторами: а) реактивностью, выделившейся вследствие аварийного перемещения топлива и теплоносителя в ходе уже развившейся тяжелой аварии; б) отрицательной обратной связью по температуре топлива, которая обеспечивается эффектом Доплера и расширением топлива.

Действие указанной обратной связи состоит в следующем. Когда обусловленная аварийными процессами в АкЗ реактивность возрастает, превышая значение, соответствующее критичности на мгновенных нейтронах, вместе с ней растет и температура топлива со скоростью, которая позволяет эффекту Доплера компенсировать рост результирующей реактивности. В силу тепловой инерции топливных масс их температурное расширение существенно отстает от энерговыделения, способствуя росту давления в АкЗ. Сопутствующий этому нарастанию давления выброс топлива из центра ЯР снижает реактивность и прекращает разгон.

Количество энергии, высвобождающейся при таком разгоне, в основном зависит от постоянной Доплера (которая определяет глубину обратной связи), от скорости приближения к критичности на мгновенных нейтронах (обычно называемой скоростью изменения реактивности) и, кроме того, от состава и состояния топлива. Результаты соответствующих расчетов представлены на рис. 1.40. Суммарная энергия, которая выделяется при подобном разгоне ЯР на мгновенных нейтронах, примерно постоянна, что обусловлено резким увеличением давления, развиваемого в топливной композиции при существенной тепловой инерционности ее термического расширения, чем



обуславливается примерное постоянство объема топлива. В то же время количество кинетической энергии, приходящееся на расширяющееся топливо (штриховые кривые на рис. 1.40), существенно зависит как от скорости изменения реактивности (сплошные кривые), так и от постоянной Доплера.

Рис. 1.40. Влияние скорости изменения реактивности и постоянной Доплера на количество энергии, освобождающейся при разгоне ЯР на мгновенных нейтронах.

Именно указанная «энергия расширения» определяет ту нагрузку, которой подвергается конструкция ЗО. Расчеты подобных аварий, охватывающих всю АкЗ, позволяют определить значения скорости разгона ЯР на мгновен-

ных нейтронах; кинетической энергии расширения топлива, происходящего в результате такого разгона, а также другие определяющие параметры разрушения всего реакторного отделения. Указанные расчеты являются основой для разработки таких конструкций защитных кожухов первого контура, корпуса ЯР и его конструктивных элементов, которые способны противостоять последствиям разгона ЯР с утечкой радиоактивности, не превышающей того уровня, который может быть удержан ЗО – последним физическим барьером безопасности. Принятые в настоящее время подходы, обеспечивающие сохранение устойчивости ЗО при возникновении подобной тяжелой аварии в РУ на БН, рассматриваются в заключительной главе настоящей монографии.

При выработке возможных сценариев подобных гипотетических тяжелых аварий ЯРБН, а также водоохлаждаемых энергетических ЯР оценке подлежат также и последствия возможного разрушения ЗО в ходе такой аварии. Сущность таких расчетов для оценки влияния выбросов на население, проживающее в зоне тяжелой аварии на АЭС, а также определения опасности, которой оно подвергается, сводится к следующему. Прежде всего, последующая динамика выброса радиоактивных продуктов деления существенно зависит от стабильности атмосферы и от свойств местности, в сторону которой дует ветер. Можно рассчитать дозу облучения, полученную тем человеком, над которым проходит облако.

Взаимосвязь между дозой облучения, которую получит человек, и степенью поражения, которое это ему нанесет, зависит от состава облака. Наиболее серьезную опасность обычно представляет собой ^{131}I , но окислы ^{239}Pu , ^{240}Pu и ^{106}Ru в форме аэрозолей, так же как и ^{90}Sr и ^{137}Cs , тоже могут вызвать поражение. Как известно, восприимчивость к радиационному поражению существенно зависит от возраста человека. В большинстве случаев поражение приводит к повышению вероятности возникновения в будущем той или иной формы онкологических заболеваний. В настоящее время разработаны достаточно совершенные расчетные методики, которые обеспечивают получение достоверных оценок дозовых нагрузок для населения, проживающего в зоне радиоактивного выброса в результате потери герметичности ЗО аварийного ЯР. С учетом конкретных метеорологических условий в зоне аварии, а также соответствующего дерева событий, обусловивших ее возникновение, указанные методики позволяют также оценить общее количество N пострадавших от радиационного облучения в результате неблагоприятного развития тяжелой аварии на АЭС. Вероятность возникновения события i , инициирующего аварию, может характеризоваться частотой f_i (ожидаемое число возникновения такого события за год эксплуатации ЯР). Например, непредвиденное повреждение одиночного ТВЭЛ может иметь частоту f . Формально это означает, что если F повреждений происходят за n лет эксплуатации (одного или нескольких однотипных ЯР), то $F/n \rightarrow f$ при $n \rightarrow \infty$.

Эта частота может быть установлена экспериментально путем наблюдения за реальными повреждениями ТВЭЛ, но многие события, инициирующие аварии, имеют значительно меньшую частоту - около 10^{-4} в год, что не может

быть подтверждено эмпирически, так как для проверки потребовались бы миллионы лет эксплуатации ЯР. Столь низкие частоты затрудняют принятие решения о защитных мерах, и, по-видимому, опыт хорошо эрудированного человека ляжет в основу решения вопроса, будет ли подобное событие иметь место или нет.

Анализ дерева событий для события i , инициирующего аварию, и статистическая информация о метеорологических условиях дают оценки вероятности $p_i(N)$ того, что аварийная ситуация приведет к появлению N человек, пострадавших, если i произойдет. Частота, с которой аварии типа i вызывают поражение N человек, равна произведению $f_i p_i(N)$, а общая частота аварий, приводящих к поражению N человек, составит

$$f(N) = \sum_i f_i p_i(N). \quad (1.15)$$

Конечная цель анализа безопасности ЯР состоит в оценке функции $f(N)$. Эта функция зависит от конструкции ЯР, микроклимата данной местности и распределения плотности населения вблизи АЭС. Принятие решения о достаточности уровня безопасности соответствующей конструкции ЯР осуществляется на основе сравнения той потенциальной опасности, выраженной функцией $f(N)$, которую представляет эта конструкция, с критерием приемлемости, определяемым на основе действующего стандарта безопасности АЭС. Указанный критерий обычно выражается через частоту $a(N)$ приемлемости возможной аварии, приводящей к поражению N человек. ЯР считается достаточно безопасным, если $f(N) < a(N)$ для всех N .

Указанная выше вероятность i исходного события, которое способно инициировать ту или иную аварию ЯР, может быть установлена, например, и экспериментально путем наблюдения за реальными повреждениями конструктивных элементов АкЗ, в частности ТВЭЛ, однако многие события, инициирующие аварии, имеют значительно меньшую частоту – около 10^{-4} в год, что не может быть, однако, подтверждено эмпирически (поскольку для экспериментальной проверки потребовались бы тысячи лет эксплуатации ЯР). Столь низкие частоты возникновения тяжелых аварий ЯР не должны, однако, создавать иллюзию неуязвимости современных ЯЭУ. Вполне очевидно, что только глубокое понимание происходящих в этих сложных технических системах технологических процессов, причем не только штатных, но также и аварийных, в особенности теплофизических, является необходимым условием обеспечения безопасности действующих и проектируемых АЭС. Творческое использование указанных фундаментальных знаний с целью придания ядерным энергоблокам свойств самозащищенности, дальнейшее развитие и совершенствование глубоко эшелонированной защиты РУ, оснащение ЯЭУ высокотехнологичными разработками в области диагностического обеспечения ЯЭУ являются неперенными условиями придания этим потенциально опасным энергетическим объектам высокой степени их надежности и безопасности.

Глава 2

Аварийные теплофизические процессы в реакторных установках основных типов

В контексте работ, выполняемых с целью обоснования безопасности действующих и проектируемых АЭС, всестороннему изучению и анализу подлежит ряд принципиально возможных в процессе эксплуатации ядерного энергоблока нерегламентных эксплуатационных состояний ЯЭУ. При этом степень опасности каждого из таких нештатных эксплуатационных режимов определяется потенциальной способностью каждого из возможных нарушений инициировать серьезные повреждения АкЗ ЯР. Показательно, что развитие указанных повреждений в определяющей степени обуславливается характером тех нештатных теплофизических процессов, которые реализуются при возникновении соответствующих нерегламентных эксплуатационных состояний не только на поверхности оболочек ТВЭЛ (основные физические особенности штатных, аномальных, предаварийных и аварийных процессов ранее были всесторонне рассмотрены в монографии [1]), но также и в объеме топливной композиции ТВЭЛ. С учетом роли этих процессов в проблеме обеспечения безопасности АЭС далее в настоящей главе представлен анализ теплофизики топливной композиции в ее штатных и нерегламентных эксплуатационных состояниях. Указанный анализ предвещает последующее рассмотрение теплофизических аспектов тяжелых аварий, возможных в РУ основных типов.

Так, например, к аварийным эксплуатационным режимам, которые представляют собой непосредственную угрозу безопасности ядерных энергоблоков, оснащенных водоохлаждаемыми энергетическими ЯР ВВЭР и PWR – наиболее распространенным типом РУ, – в первую очередь следует отнести: разрушение (разрыв) первого контура ЯР; нарушение условий охлаждения ТВЭЛ вследствие снижения расхода теплоносителя в АкЗ. Первый из указанных аварийных режимов ЯР соответствует МПА, под которой, в соответствии с существующими нормативными документами, понимается такой разрыв трубопровода первого контура, когда возникшая течь превышает подачу подпитки, вследствие чего давление в контуре циркуляции снижается ниже давления насыщения, и теплоноситель вскипает, становясь двухфазным. Кардинальное нарушение условий штатного охлаждения АкЗ, которое имеет место в условиях МПА, приводит к возникновению кризисных условий теплоотдачи на теплоотдающей поверхности большинства ТВЭЛ, потере ими герметичности и массовому разрушению. Кроме того, при возникновении МПА теплоноситель истекает в помещения РУ, повышая в них давление и создавая тем самым угрозу разрушения ЗО – последнего физического барьера безопасности ядерного энергоблока в условиях подобной аварии.

При анализе безопасности РУ все эксплуатационные нарушения в оборудовании ЯЭУ рассматриваются, в первую очередь, с точки зрения их воз-

возможного влияния на возникновение нерегламентного – кризисного - теплообмена на поверхности ТВЭЛ, следствием которого, как известно, является пережог оболочек топливных сердечников и выход высокорadioактивных продуктов деления в теплоноситель. С учетом изложенного именно те эксплуатационные нарушения ЯЭУ, при которых такая опасность возникает, рассматриваются как аварийные, т.е. такие, которые инициируют возникновение радиационной опасности. Вполне очевидно, что о возникновении радиационной опасности в результате аварии ЯЭУ свидетельствует выход радиоактивных продуктов деления, а также ионизирующего излучения за пределы основных локализирующих физических барьеров в таких количествах, которые обуславливают превышение соответствующих предельно допустимых при эксплуатации АЭС значений радиационных параметров.

Наряду с вышеуказанными аварийными режимами РУ, которые связаны с потерей теплоносителя первого контура, возможен также ряд других эксплуатационных нарушений в работе ядерного энергоблока, которые способны вызвать серьезные изменения наиболее важных – определяющих с точки зрения безопасности ЯР – параметров ЯЭУ. Именно такой аварийный переходной процесс имеет место, например, при полном обесточивании АЭС. В этих условиях расход теплоносителя в первом контуре быстро снижается, резко изменяется температурный напор от топливного сердечника к теплоносителю и создаются необходимые предпосылки для возможного возникновения и развития аварийных кризисных явлений на теплоотдающей поверхности ТВЭЛ. Сходный по своим последствиям для безопасности ядерного энергоблока нештатный теплосъем в АкЗ может иметь место также и при возникновении некоторых других переходных процессов в ЯЭУ. Анализ указанных аварийных режимов ядерного энергоблока и взаимосвязанных с этими режимами теплофизических процессов в топливной композиции ТВЭЛ, а также в других критически важных для безопасности элементах и системах ядерных энергоблоков с ЯР основных типов, включая и перспективные типы ЯЭУ, посвящена настоящая глава.

2.1. Теплофизика топливных композиций

В большинстве отечественных и зарубежных ЯР – ВВЭР, PWR, BWR, AGR, CANDU и SGHWR, а также БН и LMFBR - используется окисное топливо. Отличие топливных композиций в ТВЭЛ этих ЯР состоят, главным образом, в степени их обогащения. Так, в качестве топлива ЯРБН рассматривается смесь двуокиси урана и двуокиси плутония, а в тепловых ЯР используется двуокись обогащенного урана с малым содержанием плутония в облученном топливе. В большинстве водоохлаждаемых ЯР применяются оболочки ТВЭЛ на основе сплавов циркония, в ЯР типа AGR - нержавеющая сталь. Вследствие относительной близости температур теплоносителей поведение топлива в ЯР типа AGR имеет много общих черт с поведением топлива в

ЯРБН. Однако имеется и ряд существенных отличий. Как известно, во всех РУ экономически выгодно облучать топливо до максимального выгорания. В тепловых ЯР этот предел обусловлен потерей реактивности вследствие поглощения нейтронов продуктами деления. В ЯРБН потеря реактивности существенно меньше, особенно если достаточно велико внутреннее воспроизводство ядерного топлива, и предел по выгоранию обусловлен в значительной мере целостностью оболочки ТВЭЛ.

В результате в ЯРБН максимальное выгорание оказывается наибольшим по сравнению с выгораниями в ЯР других типов. Наряду с воздействием выгорающего топлива оболочка ТВЭЛ подвергается также интенсивному нейтронному облучению, существенно влияющему на ее прочностные характеристики. В связи с изложенным целесообразно рассмотреть основные теплофизические и материаловедческие факторы, которые определяющим образом влияют на сохранение работоспособности ТВЭЛ.

2.1.1. Температурные режимы топливных сердечников

Распределение температуры. В цилиндрически симметричном топливном элементе температура на поверхности топлива T_{fs} связана с температурой окружающего теплоносителя T_c соотношением

$$T_{fs} - T_c = \frac{q}{2\pi} \left(\frac{1}{R_s h} + \frac{\ln(R_s / R_f)}{K_s} + \frac{1}{R_f h_f} \right), \quad (2.1)$$

где q - линейная тепловая нагрузка; h - коэффициент теплопередачи между покрытием и теплоносителем; K_s - коэффициент теплопроводности оболочки ТВЭЛ; h_f - коэффициент теплопередачи между топливом и внутренней поверхностью оболочки; R_s и R_f - наружный и внутренний радиусы оболочки ТВЭЛ.

Распределение температуры в топливе достаточно сложно в связи с тем, что температурная зависимость коэффициента теплопроводности топлива K_f имеет нелинейный характер.

Если температуру в топливе на расстоянии r от оси обозначить $T_f(r)$ и предположить, что в топливе сохраняются условия континуума, а плотность тепловыделения на нем равномерна, то

$$\int_{T_s}^{T_f(r)} K_f(T) dT = \frac{q}{4\pi} \left(1 - \frac{r^2}{R_f^2} \right) \quad (2.2)$$

и максимум температуры топлива T_{fm} вычисляется на основе соотношения

$$\int_{T_s}^{T_{fm}} K_f(T) dT = \frac{q}{4\pi}. \quad (2.3)$$

Если тепловыделение в азимутальной плоскости топливного сердечника равномерно, а в его центральной части имеется аксиальное цилиндрическое отверстие с радиусом R_h , температуру на радиусе r можно вычислить из уравнения

$$\int_{T_{f0}}^{T_f(r)} K_f(T) dT = \frac{q}{4\pi(1-\alpha)} \left[1 - \frac{r^2}{R_f^2} + 2\alpha \ln \left(\frac{r}{R_f} \right) \right], \quad (2.4)$$

где $\alpha = R_h^2/R_f^2$. Максимум температуры определяется из выражения

$$\int_{T_{f0}}^{T_{fm}} K_f(T) dT = \frac{q}{4\pi} \left(1 + \frac{\alpha \ln \alpha}{1-\alpha} \right). \quad (2.5)$$

Из сравнения выражений (2.3) и (2.5) следует, что при $\alpha < 1$ и постоянном значении q наличие центрального отверстия способствует снижению максимальной температуры топливной композиции.

Теплопроводность. На рис. 2.1 показана зависимость $K_f(T)$ и $\int K_f(T) dT$ от температуры T для необлученной двуокиси урана в диапазоне от 500 °С до точки плавления (около 2800 °С). При низкой температуре теплота передается посредством диффузии фононов через кристаллы. С ростом температуры плотность фононов увеличивается и вследствие того, что динамика кристаллической решетки в известной мере нелинейна, вероятность взаимодействия между фононами в этих условиях возрастает, средняя длина их пробега снижается и проводимость падает. При более высоких температурах проводимость снова увеличивается вследствие того, что становится существенным теплоперенос излучением внутри кристаллов, а также из-за повышения удельной теплоемкости.

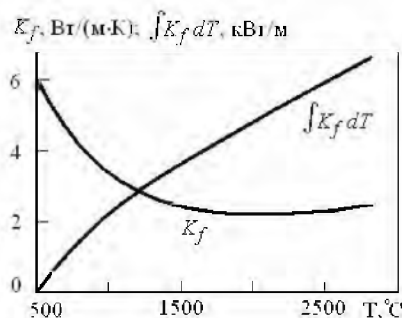


Рис. 2.1. Температурная зависимость коэффициента теплопроводности двуокиси урана.

На теплопроводность существенное влияние оказывает и химический состав топлива, который можно представить в виде соотношения $(Pu_a U_{1-a}) O_{2+x}$, где a - доля плутония; x - отклонение от стехиометрического содержания кислорода (обычно $-0,03 < x < 0,03$, в некоторых исследованиях получено $x = -0,06$).

Если плутоний отсутствует ($a = 0$), то влияние стехиометрии на теплопроводность оказывается следующей. Ниже 1400 °С K_f монотонно снижается с ростом x , а выше 1600 °С K_f имеет максимум при $x = 0$ и уменьшается при отклонении в любую сторону от стехиометрического состава.

Указанный эффект обусловлен тем, что при высокой температуре влияние избытка или недостатка кислорода, не превышающего несколько процентов, компенсируется возникновением вакансий в кристаллической решетке. Эти дислокации уменьшают средний пробег фононов и, следовательно, проводимость, а при низкой температуре избыток урана ($x < 0$) выделяется в виде металла и появляющиеся свободные электроны увеличивают фононную проводимость.

Ситуация оказывается совершенно иной, если в топливе присутствует плутоний. Уран и плутоний имеют близкие ионные радиусы, и поэтому стехиометрические UO_2 и PuO_2 образуют твердые растворы при тех пропорциях, при которых они смешиваются (для всех значений a). Однако если смешанная окись нестехиометрична с $x < 0$, то влияние избытка металла компенсируется посредством возникновения дислокаций решетки для $x > -0,02$ и выделением Pu_2O_3 для $x < -0,02$. Таким образом, для смешанной окиси с долей плутониевой фракции, характерной для энергетического ЯР типа БН ($a \approx 0,2$), проводимость уменьшается по мере того, как композиция отклоняется от стехиометрической в любую сторону ($x < 0$ или $x > 0$) при всех температурах. Для $x = 0$ проводимость несколько снижается при увеличении a .

С другой стороны, наличие структурных дефектов в топливной композиции способно оказать на ее фононную проводимость существенно большее влияние, чем вышерассмотренное влияние плутония. В этой связи определяющим следует считать влияние пористости топлива, которая снижает его эффективную проводимость. В первом приближении эффективная теплопроводность пропорциональна $(1 - P)$, где P - пористость. Оценку эффекта пористости в работающем ТВЭЛ выполнить чрезвычайно сложно, поскольку поры перемещаются под действием неравномерностей температуры и поэтому проводимость изменяется во времени различным образом на различных участках топлива. Дальнейшие нарушения структуры топливной композиции обусловлены растрескиванием топлива, которое происходит под влиянием различного термического расширения и которое оказывает существенное и непрогнозируемое влияние на проводимость. Кроме того, продукты деления, которые диффундируют по топливу, изменяют его кристаллическую структуру и оказывают существенное влияние на проводимость топливной композиции, которое, однако, в настоящее время изучено недостаточно.

Как известно, максимум линейной тепловой нагрузки q устанавливается в соответствии с требованием, чтобы топливо не расплавлялось. Если температура топлива на поверхности T_{ts} составляет 1000°C , то из зависимости (2.1) величину этого параметра для стехиометрической окиси можно оценить следующим образом:

$$\int_{T_{\beta}}^{T_{\beta m}} K_f(T) dT \approx 4,3 \text{ кВт/м.}$$

Для окисного топлива с избытком металла ($x \approx -0,02$) величина этого интеграла несколько выше частично из-за более высокой проводимости при низкой температуре и частично из-за того, что температура плавления такого топлива примерно на 100 К выше.

Из формулы (2.3) следует, что величина $\int K_r dT = 4,3$ кВт/м приводит к значению $q = 55$ кВт/м, если топливный сердечник не имеет центрального аксиального отверстия. Однако при наличии такого отверстия с радиусом, составляющим 20 % радиуса топлива ($a = 0,04$), из выражения (2.5) следует, что значение q теоретически может быть увеличено примерно до 63 кВт/м. В то же время неопределенность влияния эффектов растрескивания и пористости, а также неопределенность в значении проводимости между топливом и оболочкой ТВЭЛ диктует необходимость ограничения величины q значением порядка 50 кВт/м.

Теплопроводность зазора между топливным сердечником и оболочкой. Основная трудность в определении температуры топлива связана с определением контакта или зазора между топливом и оболочкой ТВЭЛ. Так, если топливный сердечник сформирован набором цилиндрических таблеток топлива, размещенных в трубчатой оболочке ТВЭЛ с радиальным зазором около 50 мкм или более в холодном состоянии при его сборке, то этот зазор уменьшается вследствие различного термического расширения, когда ЯР работает на мощности. Коэффициент термического расширения материала оболочки (около $18 \cdot 10^{-6}$ /град) превышает величину этого параметра у топлива (около $13 \cdot 10^{-6}$ /град), но поскольку увеличение температуры топливной композиции при работе ЯР на мощности больше, то величина этого зазора уменьшается. В то же время, ввиду непредсказуемости характера неравномерного растрескивания топлива, степень уменьшения зазора является трудно прогнозируемой величиной.

С целью повышения величины коэффициента теплопроводности зазора (h_f) внутренняя полость ТВЭЛ обычно заполняются гелием при изготовлении, так как этот газ имеет хорошую теплопроводность (около 0,3 Вт/(м·К) при 600 °С). Если зазор, заполненный гелием, составляет 20 мкм и симметричен, то h_f достигает 15 кВт/(м·К). В процессе облучения топливо обычно распухает и зазор уменьшается. Это происходит до тех пор, пока топливо и покрытие не вступят в контакт. Однако ввиду того, что их контактирующие поверхности не являются идеально гладкими, эффективная ширина зазора не становится равной нулю. В результате часть поверхности топлива, контактирующей с покрытием, может составлять только 1 % и может возрасти при наличии сжимающих усилий. Эффективная толщина газового слоя, когда поверхности находятся в контакте, зависит от шероховатости поверхностей и может составлять около 0,5 мкм, если они гладкие. Трещины в топливе увеличивают его на неопределенную величину. Неопределенной оказывается и величина поверхности твердого контакта.

Еще большая неопределенность возникает от изменения в составе газа в указанном зазоре. По мере того как образуются газовые продукты деления, ксенон и некоторое количество криптона в основном выходят из топлива. Из-за большой относительной атомной массы теплопроводность этих газов намного меньше, чем у гелия ($0,026 \text{ Вт/(м·К)}$ для криптона и $0,016 \text{ Вт/(м·К)}$ для ксенона при 600°C). Скорость их выхода из топлива может быть оценена весьма приближенно и, следовательно, эффект уменьшения этими газовыми продуктами деления проводимости зазора между оболочкой и топливным сердечником является в известной мере неопределенным. Так, например, несмотря на то, что расчетное значение температурного перепада в зазоре между топливом и оболочкой ТВЭЛ может составить 440 К , его реальное значение может находиться в интервале от 200 до 800 К .

2.1.2. Физические свойства топлива

Распухание топлива. В условиях сохранения герметичности оболочки ТВЭЛ продукты цепной реакции деления остаются под оболочкой. Некоторые из них являются газовыми или летучими и, в основном, выходят из топлива, однако большинство составляют твердые продукты деления. Они остаются внутри топлива как промежуточные внедренные атомы в кристаллах, отдельные включения твердой фазы, а также в виде газовых продуктов деления (малых пузырьков внутри кристаллов или на границах зерен).

Следствием образования указанных продуктов деления является увеличение объема твердой фазы топлива, так называемое его распухание приближенно описывается зависимостью $0,8 B$, где B - глубина выгорания. При этом, если топливо в ТВЭЛ находится в плотном контакте с оболочкой, то она деформируется, чтобы ослабить воздействие распухающего топлива. Так, например, 10% -ное выгорание приводит к 3% -ной деформации оболочки как в азимутальном (из-за трения между топливом и оболочкой может не происходить относительного перемещения), так и в аксиальном направлениях. Способность оболочки ТВЭЛ к пластической деформации может оказаться недостаточной, чтобы выдержать это воздействие, следствием чего может явиться рост трещин в этой оболочке и потеря ею герметичности. Результатом такого аварийного состояния оболочки является выход высокорadioактивных продуктов деления в теплоноситель. Таким образом, конструкция ТВЭЛ должна обеспечивать максимальное выгорание без разрушения покрытия. Облученное топливо должно удаляться из ЯР, когда в нем достигнута экономически обоснованная глубина выгорания, дальнейшее увеличение которой приводит к выходу из строя значительного числа ТВЭЛ.

Как известно, с целью предотвращения распухания топлива во внутренней полости ТВЭЛ обычно предусматривают некоторый объем, который предназначен для заполнения его газовыми продуктами деления и исключения их механического воздействия на оболочку ТВЭЛ. В ряде случаев этот объем предусматривается при изготовлении топливных таблеток с централь-

ным отверстием, которое и обеспечивает полное или частичное заполнение газовыми продуктами деления сформированной таким образом в топливном сердечнике центральной аксиальной полости. Иной подход – создание распределенных в топливе микрополостей для приема этих продуктов – состоит в изготовлении топливных таблеток с распределенной пористостью, которая составляет 10 – 20 % от их рабочего объема. Исследования топливных композиций, выполненные в ряде стран, показали, что поры мигрируют в процессе работы ЯР и центральное отверстие может образоваться даже тогда, когда соответствующими проектными решениями оно не было предусмотрено. Наряду с указанными конструктивными мерами, имеющими своей целью снижение механических напряжений в оболочке топливного сердечника, некоторое снижение величины указанных напряжений обеспечивается за счет распухания собственно оболочек ТВЭЛ, которое имеет место в поле нейтронов работающего на мощности ЯР. С механической точки зрения конечным результатом указанных физических эффектов, происходящих в материалах ТВЭЛ в процессе его эксплуатации, является возникновение в оболочке ТВЭЛ сложноподвижного состояния.

Технологические особенности производства топливных композиций. На предприятиях по производству топливного диоксида урана предварительно обогащенный (с использованием газодиффузионных разделительных ступеней или газовых центрифуг) и находящийся в газовой фазе UF_6 химическим путем преобразуется в порошковый UO_2 , из которого и формируются собственно топливные таблетки. Производство смешанного окисного топлива в форме спеченных таблеток, которые представляют собой смесь UO_2 и PuO_2 в соответствующей пропорции, имеет следующие технологические особенности. Прежде всего порошки UO_2 и PuO_2 изготавливаются отдельно, после чего они смешиваются в виде нитратных растворов в соответствующих пропорциях с последующим одновременным осаждением указанной окисной смеси.

Преимущество такой технологии состоит в том, что получающаяся смесь является более однородной. Если смешиваются отдельные порошки, то существует опасность появления так называемых горячих пятен в ТВЭЛ вследствие высокой локальной концентрации плутония. Если мощность ЯР возрастает достаточно быстро (например, в ходе реактивной аварии), то снижение реактивности, обусловленное эффектом Доплера на ^{238}U , уменьшается, если термическое сопротивление при передаче теплоты от области с повышенным содержанием плутония окажется существенным.

Порошок окиси смешивается со связующим веществом, обычно с органическим соединением, которое обеспечивает возможность спрессовать порошок и придать ему соответствующую форму. Затем таблетки спекают. Во время процесса спекания связующее вещество разрушается и удаляется. Пористость изготавливаемых таблеток можно контролировать, тщательно выбирая природу и количество связующего вещества, а также подбирая время и температуру спекания. Таким образом можно получать желаемую пористость

топлива, например, начиная с уровня около одного процента. В процессе производства может потребоваться шлифовка таблетки до нужного размера. Это дорогостоящий процесс, так как при этом образуется пыль, содержащая плутоний, которая представляет собой серьезную экологическую угрозу. Вместе с тем тщательный контроль процесса спекания позволяет производить таблетки требуемой плотности и с малыми допусками.

Другая технология, используемая при изготовлении топлива, основана на методе виброуплотнения. При этом методе мелкие спеченные частицы окиси урана и плутония засыпают в оболочку ТВЭЛ, которую затем подвергают вибрации до тех пор, пока частицы не уплотняются до нужной плотности. Чтобы достичь высокой плотности частиц, необходимо использовать по меньшей мере частицы двух размеров (характерные диаметры частиц составляют 800 и 80 мкм). Недостаток виброуплотненного топлива состоит в том, что даже при пористости отдельных частиц не выше 3 % общая пористость топлива в ТВЭЛ диаметром 6 мм с использованием частиц размером 800 и 80 мкм не может быть меньше 18 %. Чтобы достичь более высокой плотности топлива, требуется добавление в него других частиц меньшего размера. Это существенно увеличивает стоимость изготовления. Другой недостаток этого топлива состоит в том, что если мелкие частицы содержат плутоний, то при изготовлении ТВЭЛ увеличивается риск попадания этих частиц в дыхательные органы работников предприятий. Если плутоний содержится только в крупных частицах, то этот риск меньше, однако появляется недостаток, связанный с локальными перегревами и вышерассмотренным запаздыванием отрицательной составляющей эффекта Доплера на ^{238}U . Несмотря на перечисленные недостатки, метод виброуплотнения считается весьма привлекательным из-за своей относительной простоты и возможной экономичности.

В любом случае топливо должно пройти процесс спекания, и на этой стадии в нем можно контролировать содержание кислорода. Если спекание осуществляется в разреженной атмосфере, содержащей водород, содержание кислорода можно снизить до достехиометрического уровня ($x < 0$). Во время спекания большая часть связующего вещества удаляется, однако следы водорода и углерода могут оставаться, приводя впоследствии к ряду нежелательных эффектов.

Стехиометрия топлива и кислородный потенциал. Коррозия покрытия, возникающая в результате его взаимодействия с топливом, в большой степени зависит от кислородного потенциала в топливе и, следовательно, от его стехиометрии. На рис. 2.2 показано изменение кислородного потенциала (P_{O_2} , $\text{U}_{1-a}\text{O}_{2+x}$) при изменении x при постоянной температуре для различных значений a . Как и следует ожидать, он возрастает с увеличением x , но также он больше для PuO_2 ($a = 1$) по сравнению с UO_2 ($a = 0$), потому что уран характеризуется большей валентностью, чем плутоний. Крутизна возрастания кислородного потенциала UO_{2+x} при переходе x через нулевое значение является важным показателем коррозионной активности топлива.

Изменение кислородного потенциала с температурой приведено на рис. 2.3. Кислород стремится мигрировать в сторону холодной части топлива, если $x < 0$, при $x > 0$ эта тенденция существенно ослабевает.

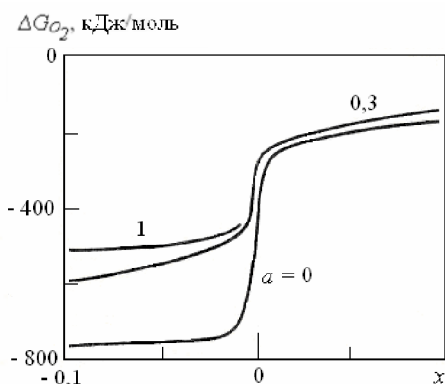


Рис. 2.2. Зависимость кислородного потенциала при 1500 °С от параметра, характеризующего отклонение состава топлива от стехиометрического.

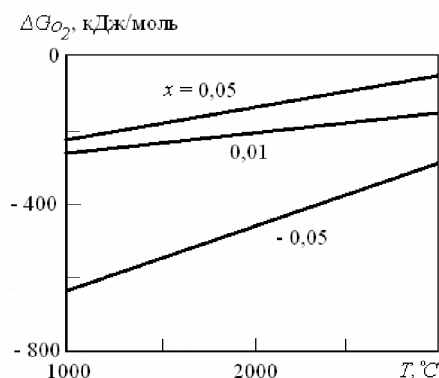


Рис. 2.3. Зависимость кислородного потенциала топлива $(U_{0.7}Pu_{0.3})O_{2+x}$ от температуры.

Влияние выгорания на изменение кислородного потенциала очень сложно из-за широкого набора элементов, входящих в продукты деления. При каждом делении освобождаются два атома кислорода, который окисляет такие продукты деления, как цирконий, стронций и барий. Число атомов кислорода, необходимое для такого окисления, зависит от выхода различных продуктов деления, которые различаются для разных делящихся нуклидов. При делении урана образуется больше циркония и стронция (которые образуют окислы) и меньше рутения и палладия (которые не окисляются), чем при делении плутония. В результате для окисления продуктов деления ядра урана расходуется несколько больше двух атомов кислорода и несколько менее двух атомов кислорода при делении одного ядра плутония. Влияние выгорания на кислородный потенциал показано на рис. 2.4.

В топливе АкЗ ЯР происходит значительно больше делений ^{239}Pu , чем ^{238}U , поэтому кислород постоянно высвобождается и кислородный потенциал смеси топлива с продуктами деления увеличивается. Существует также особенно резкий подъем кривой кислородного потенциала в процессе выгорания (см. рис. 2.4), когда наступает состояние стехиометричности смеси топлива и осколков. Однако кислородный потенциал при этом увеличивается не столь существенно. Эффективный верхний предел определяется молибденом. Система Mo/MoO_2 имеет кислородный потенциал, близкий к потенциалу топлива, и так как выход молибдена относительно высок (около 0,06 атомов на деление ^{239}Pu и ^{238}U быстрыми нейтронами), он является как бы буфером. Когда в процессе выгорания топливо становится стехиометрическим, то кислород, высвобождаемый при дальнейших делениях, расходуется на окисление молибдена.

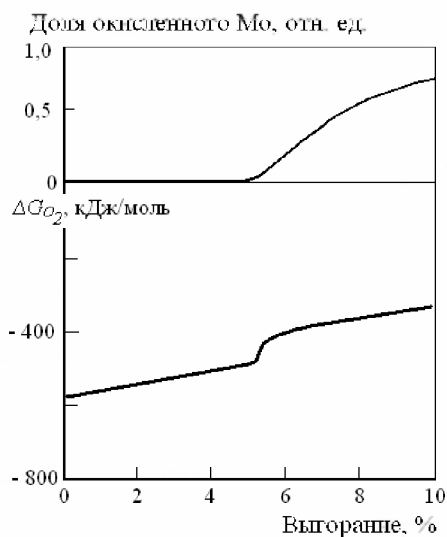


Рис. 2.4. Влияние глубины выгорания на кислородный потенциал ΔG_{O_2} и окисленное состояние молибдена для топлива $(U_{0,85}Pu_{0,15})O_{1,96}$.

Выход газообразных продуктов деления. При делении образуются различные изотопы криптона и ксенона. Общий выход стабильных и долгоживущих изотопов этих элементов приведен в табл. 2.1.

Таблица 2.1. Продукты деления в виде долгоживущих изотопов инертных газов

Изотоп	Период полураспада	Выход атомов на 1 акт деления	Изотоп	Период полураспада	Выход атомов на 1 акт деления
^{83}Kr	Стабильный	0,005	^{131}Xe	Стабильный	0,029
^{84}Kr	Стабильный	0,010	^{132}Xe	Стабильный	0,043
^{85}Kr	10,3 г	0,003	^{134}Xe	Стабильный	0,080
^{86}Kr	Стабильный	0,020	^{136}Xe	Стабильный	0,064

Большинство изотопов образуется не непосредственно при делении, а как конечный продукт цепочек β -распада. Большинство периодов полураспада составляет несколько минут, и только для двух изотопов ^{131}Xe и ^{132}Xe они составляют несколько суток. Полный выход составляет 0,04 атома криптона и 0,22 атома ксенона на одно деление. Это достаточно большой выход. Так, если топливо плотностью 10^4 кг/м^3 достигает 10 % выгорания и образовавшиеся криптон и ксенон существуют в виде газа при 400°C и атмосферном давлении, то они занимают в 53 раза больший объем, чем объем, занятый топливом. Если же они занимают объем, равный объему выгоревшего топлива, то они оказывают давление 5,3 МПа при 400°C или 6,8 МПа при 600°C .

Указанные значения внутреннего давления газообразных продуктов деления позволяют оценить уровень механических напряжений, развиваемых в оболочке ТВЭЛ при этих температурах. В то же время криптон и ксенон образуются не как газы, а как отдельные атомы в твердом топливном растворе. Растворимость их незначительна, поэтому раствор вскоре оказывается пересыщенным и атомы группируются в пузырьки. Они соединяются в пузырьки благодаря диффузии со скоростью, которая зависит от температуры, однако атомы могут и покидать пузырьки, и возвращаться в топливо вследствие процесса перерастворения.

Это происходит следующим образом. Если деление имеет место в непосредственной близости от газового пузырька, то один из осколков может попасть в его полость. Осколок может иметь кинетическую энергию около 100 МэВ или выше, и в том случае если он сталкивается с атомом газа, может легко передать ему достаточно большую энергию, чтобы тот, покинув полость пузырька, вновь оказался в топливе.

Размер и рост газового пузырька зависят от скоростей, с которыми он приобретает и теряет газовые атомы. В твердой массе топлива при диффузии, а также при своем перемещении пузырьки кооперируются с атомами или другими пузырьками, но одновременно и теряют их в результате перерастворения. Пузырьки обычно имеют сферическую форму диаметром около 50 нм. Пузырьки на границе зерен, однако, растут по мере движения их границ. Более горячая часть топлива непрерывно перекристаллизуется, по мере того как одно зерно растет за счет соседнего, оно в результате перемещения собирает газовые атомы и пузырьки на своем пути. Такой очень эффективный механизм роста пузырьков приводит к тому, что на границе зерен газовые пузырьки оказываются крупнее по размерам. Иногда они приобретают уплощенную форму или форму двояковыпуклой линзы и достигают поперечных размеров около 20 мкм.

На рис. 2.5 изображена типичная структура топлива с газовыми пузырьками. С ростом газовых пузырьков на границе зерен они могут соединяться между собой, приобретая форму каналов, по которым газ выходит из топлива. Доля газа, который выходит таким путем, сложным образом зависит от глубины выгорания и температуры. Вследствие того, что этот процесс очень сложный, при разработке ТВЭЛ предполагают, что весь образовавшийся ксенон и криптон выделяется в виде газа. В действительности, однако, около 10 – 20 % газа остается в топливе и может сыграть важную роль в случае аварии.



Если топливо перегревается, то газ, оставшийся в холодных областях, может выйти наружу и повлиять на последующее развитие процесса. Предполагается, что при 1800 °С в топливе остаются 2 % образовавшихся газовых продуктов деления, при $T = 1400 \div 1800$ °С – 50 % и при $T < 1400$ °С – 70 %.

Рис. 2.5. Структура пузырьков газовых продуктов деления в облученном топливе (выгорание – 0,8 %, линейная мощность – 50 кВт/м).

Особенности герметизации оболочек ТВЭЛ. Оценки показывают, что если предусмотренный во внутренней полости ТВЭЛ для газовых осколков деления объем равен объему, занимаемому топливом, то после выгорания 10 % топлива давление на внутреннюю поверхность его оболочки может дос-

тигать 5 - 7 МПа. Если предусмотрен меньший объем, то должна быть увеличена толщина оболочки, что приведет к ряду негативных эффектов, например к снижению коэффициента воспроизводства в ЯРБН. Увеличение объема газовой полости приводит к возрастанию длины ТВЭЛ и к необходимости увеличить размеры корпуса ЯР и оборудования перегрузки топлива, в результате чего возрастает стоимость ЯЭУ. Кроме того, из-за увеличения гидравлического сопротивления ТВС увеличивается необходимая мощность ГЦН.

Напротив, если топливо является вентилируемым и газ отводится из ТВЭЛ, то возникают значительные преимущества конструкции ЯР, связанные с уменьшением высоты корпуса ЯР и, по-видимому, толщины оболочки ТВЭЛ. Существуют, однако, и существенные недостатки вентилирования топлива, один из которых связан с трудностью изолирования потока теплоносителя от контакта с топливом. Так, если натриевый теплоноситель в ЯРБН вступает в контакт с топливом, то при некоторых условиях в результате химических реакций образуется смесь ураната натрия Na_3UO_4 и плутоната натрия Na_3PuO_4 . Эти соединения характеризуются низкой плотностью, поэтому топливо распухает и может разрушить покрытие. Если газ удаляется, то каждый ТВЭЛ должен быть снабжен уплотнением, которое обеспечивает отвод газа, но препятствует проникновению теплоносителя даже при остановленном ЯР и понижении температуры, когда давление внутри ТВЭЛ ниже, чем снаружи. Второй недостаток вентилируемого топлива состоит в том, что оно неизбежно допускает выход радиоактивных материалов в теплоноситель. Кроме изотопов, перечисленных в табл. 2.1, образуются также короткоживущие изотопы криптона и ксенона, такие как ^{90}Kr ($T_{1/2} = 33$ с), метастабильный ^{83}Kr ($T_{1/2} = 114$ мин) и ^{133}Xe ($T_{1/2} = 5,3$ сут). Чтобы предотвратить или снизить выход этих изотопов, должен быть введен узел, который задерживал бы выход газа, пока эти изотопы не распадутся, поскольку присутствие в теплоносителе продуктов их распада, таких, как ^{90}Sr (предшественником которого является ^{90}Kr), является недопустимым. Кроме того из вентилируемого топлива практически нельзя предотвратить выход ^{85}Kr , равно как и других летучих продуктов деления, таких, например, как ^{131}I ($T_{1/2} = 8$ сут) и ^{137}Cs ($T_{1/2} = 29$ лет), выходы которых достаточно велики.

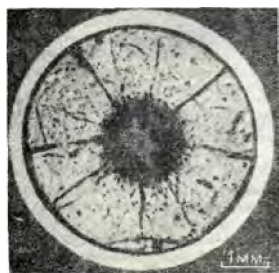
В силу указанных технических трудностей, связанных с реализацией вентилируемых ТВЭЛ, в энергетике указанные топливные сердечники распространения практически не получили.

Карбидное топливо, применяемое, в частности, в ЯРБН с жидкометаллическим теплоносителем, имеет ряд ценных эксплуатационных и технологических преимуществ. Такое топливо, содержащее смесь UC и PuC , отличается высокая плотность, хорошая теплопроводность и химическая совместимость его с натриевым теплоносителем. Так, высокая плотность улучшает показатель избыточного воспроизводства по сравнению с ЯР, в которых используется окисное топливо. Высокая теплопроводность означает, что ТВЭЛ могут иметь больший диаметр, в силу чего они дешевле в изготовлении. Совместимость с натрием означает, что зазор между топливом и оболочкой может быть заполнен натрием, и поэтому его термическое сопротивление не-

значительно. В результате можно уменьшить температуру центра топливного сердечника. Если температура в ТВЭЛ поддерживается на возможно низком уровне, то снижается выход газообразных продуктов деления, что позволяет уменьшить размеры газосборника и разгрузить оболочку от напряжений, обусловленных давлением газа. При этом следует опасаться выделения большого количества газа в случае непредвиденного перегрева топлива. Карбидное топливо не набухает под облучением в такой степени, как окисное топливо, и поэтому частично устраняется причина, вызывающая напряжения в материале покрытия. Однако и карбидное топливо обладает и рядом известных недостатков.

Во-первых, газовые продукты деления, выходящие в зазор между топливом и покрытием, заполненный натрием, способны образовывать газовую полость, приводящую к возникновению значительного местного перегрева, который может явиться причиной разрушения ТВЭЛ. Во-вторых, существует также опасность науглероживания оболочки, если натрий переносит углерод из топлива. Представляется, однако, что эту опасность можно предотвратить, если углеродный потенциал материала топлива выбрать достаточно низким. Вместе с тем отмеченные недостатки не проявляются, если зазор заполнен газом, как в случае окисного топлива. В то же время наличие газового зазора между карбидным топливным сердечником и оболочкой ТВЭЛ обуславливает некоторое повышение температуры топлива.

2.1.3. Поведение ядерного топлива в условиях его облучения



Перекристаллизация. В процессе облучения кристаллическая структура топлива почти полностью изменяется. На рис. 2.6 показано отшлифованное и протравленное сечение таблетки топлива после облучения, а на рис. 2.7 - соответствующее продольное сечение виброуплотненного топлива.

Рис. 2.6. Поперечный разрез ТВЭЛ, облученного до выгорания 7,2 % при линейной мощности 40 кВт/м.

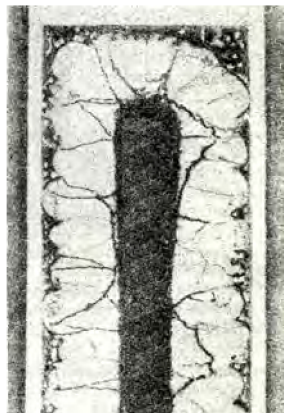


Рис. 2.7. Продольный разрез виброуплотненного ТВЭЛ, облученного до выгорания 4,6 % при линейной мощности 31 кВт/м.

Как можно видеть, в центральной части топлива образовалось отверстие. Оно окружено областью топлива с высокой плотностью, которая содержит длинные и узкие столбчатые кристаллы, ориентированные по радиусу. Далее расположена область равноосных кристаллов с хаотичной ориентацией, размеры которых больше, чем у исходного материала.

ла. Во внешней части топлива сохраняется область некристаллизованной первоначальной структуры. Эти три области представлены на рис. 2.8. После облучения ТВЭЛ в АкЗ ЯР такая структура топлива устанавливается достаточно быстро - в пределах часа по достижении полной плотности энерговыделения. В течение большей части периода облучения достаточно хорошим приближением можно считать следующее, в котором внешняя граница области столбчатых кристаллов соответствует $T \sim 1800^\circ\text{C}$, а граница области равноосных кристаллов - $T \sim 1600^\circ\text{C}$.

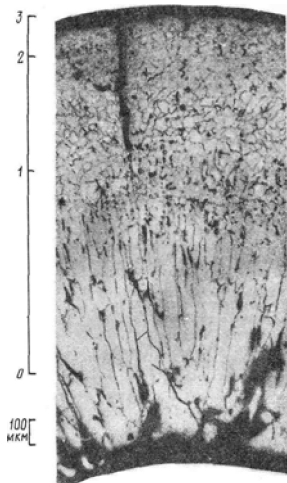


Рис. 2.8. Увеличенный поперечный разрез топливного сердечника, облученного до выгорания 8 % при линейной мощности 40 кВт/м, с характерными структурными зонами рекристаллизации: 0... 1 - область столбчатых кристаллов; 1... 2 - область равноосных кристаллов; 2... 3 - область исходной структуры.

При указанных значениях температуры топлива процесс спекания, который начался во время его изготовления, продолжается, при этом поры между кристаллами стремятся коагулировать, в результате чего отдельные кристаллы растут и образуют область равноосных кристаллов. При повышении температуры поры становятся еще более подвижными и перемещаются вдоль температурного градиента. При поверхностной, а также объемной диффузии атомы кристаллической решетки топлива перемещаются в пору от ее горячей стороны к холодной. В результате поры также перемещаются в область с более высокой температурой, а топливо рекристаллизуется. Атомы, переместившиеся на холодную сторону поры, образуют новый монокристалл, относительно свободный от дефектов, который занимает объем, оставленный порой в процессе ее движения.

Таким образом, поры перемещаются к наиболее горячей части – к центру топлива – и там образуют центральную полость, в то время как плотность области столбчатых кристаллов увеличивается до значения, близкого плотности монокристалла. Скорость, с которой перемещаются поры, в большой степени зависит от температуры, при этом, как и в области равноосных кристаллов, внешняя граница области столбчатых кристаллов сначала перемещается быстро, а затем снижает скорость своего перемещения.

Растрескивание топлива. Температурный перепад $\Delta T \sim 1500\text{ K}$ и более между центром и поверхностью топлива вызывает большие термические напряжения, которые приводят к растрескиванию топливного сердечника. Следует отметить, что характер растрескивания различен в зависимости от того, холодным ли является топливо или оно находится под облучением (см. рис. 2.6). Приблизительный характер развития трещин в таблетке топлива иллюстрируется рис. 2.9.

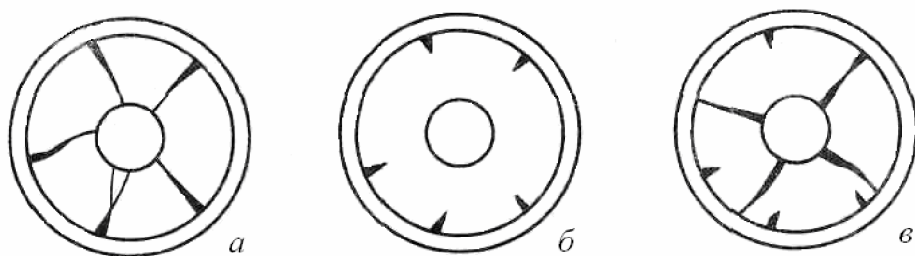


Рис. 2.9. Качественный характер развития трещин в топливном сердечнике в процессе облучения: *а* - начало кампании; *б* – рекристаллизация и «залечивание» трещин; *в* – конец топливной кампании.

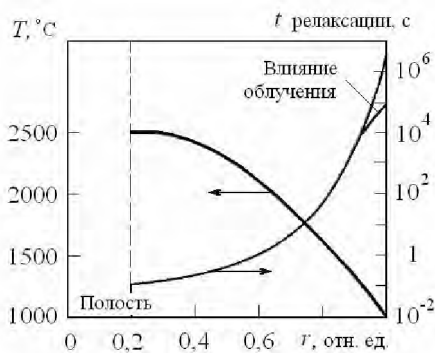
В начале топливной кампании температурные напряжения приводят к растрескиванию таблетки, как это видно на рис. 2.9, *а*. Окружные напряжения в наружных слоях превышают напряжения разрыва, и образуются радиальные трещины. В то же время в центральной части топливного сердечника трещины быстро «залечиваются» благодаря процессу рекристаллизации. После определенной длительности облучения, обычно, начиная с 0,1 % выгорания, топливо распухает и приходит в соприкосновение с оболочкой. Последующее распухание ограничивается оболочкой ТВЭЛ, в силу чего топливо оказывается под воздействием сжимающих напряжений. Под влиянием развивающихся в топливе механических напряжений трещины в центральной части топливного сердечника закрываются. Если трещины закрылись, процесс рекристаллизации залечивает их. Таким образом, после продолжительного облучения центр топлива оказывается свободным от трещин, в то время как его периферия остается в трещинах, принимающих форму радиальных полостей, открывающихся внутрь (см. рис. 2.9, *б*). После останова ЯР топливо охлаждается, и в центре оно сжимается больше, чем на периферии. В силу этой причины вновь образуются радиальные трещины - более широкие к центру и заостренные к периферии (см. рис. 2.9, *в*). Эти трещины ясно видны на поперечном срезе топлива (см. рис. 2.6), однако при работе ЯР на мощности они отсутствуют.

Ползучесть топлива (термическая и под облучением). Термическая ползучесть топлива достаточно точно описывается эмпирическим соотношением вида

$$\dot{\epsilon}_{\text{терм}} = A \sigma^n \exp(-B/T), \quad (2.6)$$

где σ - внутреннее напряжение; $\dot{\epsilon}_{\text{терм}}$ - скорость деформации; T - температура; A , B и n - константы. Обычно $n = 1$, B - около $4 \cdot 10^4$ К и для стехиометрической UO_2 ($x = 0$) значение A оказывается равным $2 \cdot 10^{-4} \text{ с}^{-1} \cdot \text{Па}^{-1}$. Если топливо не стехиометрично, оно является более твердым.

Временная зависимость релаксации термических напряжений приведена на рис. 2.10. Результирующее время релаксации очень коротко для цен-



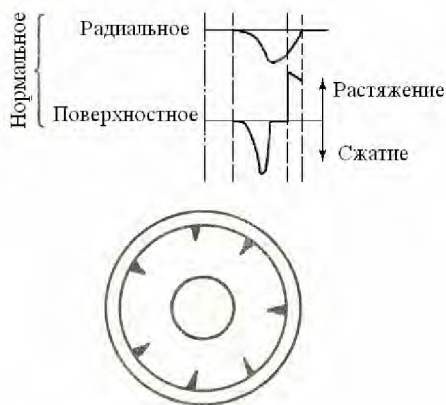
тральной области топлива, и по прошествии времени порядка 1 с или более эта часть топлива может поддерживать только гидростатическое давление. Внешняя часть топливной таблетки остается полностью жесткой.

Рис. 2.10. Временная зависимость релаксации напряжений, обусловленных термической ползучестью топлива при линейной мощности ТВЭЛ 45 кВт/м.

Иной механизм деформации, обусловленной ползучестью, связан с собственно облучением. Энергия, выделяющаяся при делении ядра, вызывает плавление микрообъема топлива. Любое сдвиговое напряжение в прилегающей области передается окружающему материалу, который в результате несколько деформируется. Последующий акт деления также приводит к расплавлению микрообъема, вызывая дополнительную деформацию, и т. д. В результате скорость деформации пропорциональна величине накопленных механических напряжений, а также скорости деления ядер в единице объема топлива и слабо зависит от температуры. Действие указанных эффектов описывается соотношением вида

$$\dot{\epsilon}_{\text{обл}} = A' f \sigma, \quad (2.7)$$

где $A' \approx 1,8 \cdot 10^{-36} \text{ м}^3 \cdot \text{Па}^{-1}$; f - плотность делений, $\text{м}^{-3} \cdot \text{с}^{-1}$; σ - напряжение, Па; $\dot{\epsilon}_{\text{обл}}$ - скорость деформации, с^{-1} .



Характер распределения напряжений в ТВЭЛ под облучением представлен на рис. 2.11. Период релаксации во внешней части топлива составляет от нескольких дней до недель.

Рис. 2.11. Характер распределения напряжений в ТВЭЛ под облучением, после того как топливный сердечник вошел в контакт с покрытием.

После того как распухающее топливо вошло в соприкосновение с оболочкой, она начинает оказывать на топливо сжимающее усилие, нормально ориентированное к его поверхности. Распределение результирующего напряжения изображено на рис. 2.11. Топливо в центральной области ТВЭЛ

освобождается от тангенциальных напряжений в результате пластической деформации. В наружном слое топлива пластическая деформация отсутствует, поэтому здесь образуются радиальные трещины. Таким образом, сжимающее поверхностное напряжение порождается окружной нагрузкой только в узкой кольцевой области топлива, расположенной возле корней трещин. При постоянном уровне мощности ЯР кольцевая область, несущая нагрузку, медленно смещается наружу, по мере того как напряжения в топливе ослабевают, что сопровождается заживлением трещин. Однако если возникают изменения мощности ЯР, а следовательно, и распределения температуры в топливе, то развитие этого процесса нарушается. Так, если мощность возрастает, то трещины вновь раскрываются и тогда кольцевая область, несущая нагрузку, смещается внутрь топливного сердечника.

Взаимодействие топлива с оболочкой ТВЭЛ. В процессе облучения топливо набухает со скоростью, близкой к постоянной, и приходит в контакт с покрытием после выгорания около 0,1 %. Покрытие также набухает: в начале медленно, а затем увеличивая скорость по мере роста температуры. Для некоторых материалов покрытий и для некоторых областей АкЗ скорость набухания оболочки может в конечном итоге превысить скорость набухания топлива и привести к уменьшению силового взаимодействия с топливом.

Когда топливо и оболочка начинают контактировать между собой, между ними возникает механическое взаимодействие. В таких условиях материалы этих компонентов ТВЭЛ подвергаются ползучести. Набухание центральной части топлива в пределах воспринимающего нагрузку кольца компенсируется уменьшением центрального отверстия. Набухание внешнего слоя топлива частично компенсируется набуханием оболочки ТВЭЛ. В то же время деформация оболочки не всегда однородна и в некоторых случаях может концентрироваться в местах возле трещин в топливе, что может влиять на характер выгорания топлива.

Вместе с тем сами топливные таблетки могут приводить к неравномерной деформации оболочки. В процессе облучения каждая такая таблетка изменяет свою геометрическую форму, как это иллюстрируется рис. 2.12 (размер трещин сильно увеличен). Концы таблетки выгибаются наружу и могут вызвать появление окружных гребней у покрытия, придавая ему форму бамбуковой трости. Эти гребни обычно не постоянны, а появляются по мере того как таблетки приходят в соприкосновение друг с другом, причем эти гребни

иногда наблюдались и в топливе, которое подвергалось нестандартным режимам испытаний.

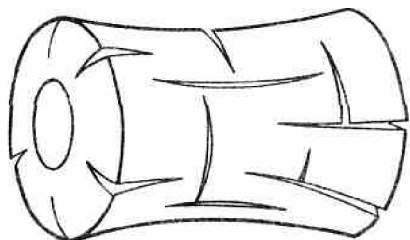


Рис. 2.12. Характер изменения формы топливной таблетки под облучением.

Плутоний и миграция кислорода. Несмотря на равномерное распределение обоих компонентов – урана и плутония – в смешанном окисном топливе, даже после его непродолжительного облучения (менее чем 1 % выгорания) относительные концентрации урана и плутония изменяются, а характер перераспределения зависит от стехиометрического параметра x .

На рис. 2.13 приведены экспериментальные значения распределения концентрации плутония в центре топлива до и после облучения. Из этих данных видно, что для $x < -0,04$ плутоний мигрирует к внешней поверхности топливного сердечника. Во внешней, более холодной части топлива плутоний значительно менее подвижен. Типичное распределение плутония по облученному стехиометричному топливу показано на рис. 2.14.

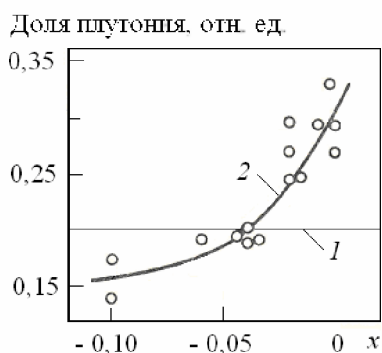


Рис. 2.13. Влияние исходного отношения кислорода к металлу на миграцию плутония в топливе с исходной композицией $(U_{0,8}Pu_{0,2})O_{2+x}$: 1 - до облучения; 2 - после облучения.



Рис. 2.14. Перераспределение плутония в топливе с исходной композицией $(U_{0,8}Pu_{0,2})O_2$: 1 - до облучения; 2 - после облучения.

Механизм этого перераспределения зависит от преимущественного испарения и миграции отдельных фракций. Стехиометрическое отношение является важным показателем, потому что при избытке кислорода смесь паров в равновесии со смешанной окисью содержит больше UO_3 , а при недостатке кислорода она содержит больше PuO и для $x < x_0$ (где $x_0 = -0,03$ или $-0,04$) преобладает PuO . Таким образом, при $x > x_0$ уран в форме соединения UO_3 испаряется из более горячих областей топлива и конденсируется на более холодных, в то время как при $x < x_0$ плутоний в форме PuO движется в том же направлении. В то же время указанная физическая модель не в состоянии объяснить реально наблюдаемый эффект пространственной ограниченности диффузии паров компонентов топлива через плотную область столбчатых кристаллов. Вместе с тем более сильно выраженное перераспределение плутония и урана в смешанном окисном топливе могло бы иметь негативные последствия. Поскольку плутоний генерирует большую часть мощности, его

существенная миграция к центру привела бы к увеличению температуры центра топлива и, возможно, вызвала бы его плавление. В свою очередь это могло бы привести к возникновению эффекта уменьшения до отрицательной доплеровской обратной связи по реактивности. В указанных выше условиях пространственной ограниченности диффузии паров компонентов топлива эти эффекты проявляются, но они оказываются несущественными.

Подобный физический механизм вызывает и миграцию кислорода. При $x > -0,04$ процесс испарения и перегонки UO_3 приводит к миграции кислорода в наружную часть топливного сердечника. В результате снаружи топливо становится близким к стехиометрическому, в то время как в центре имеет место недостаток кислорода.

Возрастание содержания кислорода во внешних слоях топлива увеличивает парциальное давление UO_3 и препятствует перемещению урана наружу.

Поведение продуктов деления. В табл. 2.2 приведены продукты деления, присутствующие в наибольшем количестве после 10 %-ного выгорания топлива типичного ЯРБН (содержание плутония составляет 30 % с характерными значениями концентраций тяжелых изотопов).

Таблица 2.2. Концентрации продуктов деления в топливе ЯРБН после 10 %-ного выгорания

Химический элемент	Концентрация атомов на первоначальный тяжелый атом, 10^{-3} отн. ед.	Химический элемент	Концентрация атомов на первоначальный тяжелый атом, 10^{-3} отн. ед.	Химический элемент	Концентрация атомов на первоначальный тяжелый атом, 10^{-3} отн. ед.
Kr	2,0	Rh	5,2	Ba	6,5
Rb	1,7	Pd	13,7	La	5,4
Sr	3,9	Ar	1,6	Ce	12,9
Y	2,1	Te	3,2	Pr	4,2
Zr	20,2	I	1,6	Nd	14,4
Mo	20,6	Xe	20,5	Pm	и
Tc	5,8	Cs	18,7	Sm	3,7
Ru	21,1				

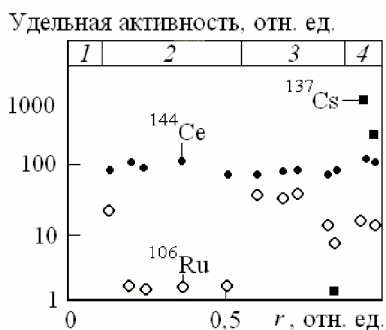
* Приведены элементы с концентрациями выше 10^{-3} .

Вполне очевидно, что химическая кинетика системы с таким большим количеством компонентов чрезвычайно сложна. Весьма приближенная оценка поведения групп элементов изложена ниже, однако сложность происходящих процессов такова, что реальное их поведение в конкретном ТВЭЛ, который имеет свою температуру и предысторию облучения, может несколько отличаться от прогнозируемого. Важнейшие продукты деления целесообразно распределить по следующим группам, в пределах которых поведение элементов сохраняет постоянство.

Инертные газы (криптон, ксенон) в основном выходят из топлива, но некоторое количество остается в растворенном виде или в виде отдельных пузырьков в кристаллах в более холодных областях топлива.

Галогены (I). Стабильные или долгоживущие изотопы йода образуются в малых количествах (это относится также и к бром), а ^{131}I распадается с периодом полураспада 8,04 сут. Вследствие его высокой подвижности этот изотоп концентрируется возле внутренней поверхности оболочки и в концевых зонах ТВЭЛ. Он может присутствовать как йодид цезия. Йод может быть вовлечен в процесс коррозии оболочки ТВЭЛ, что представляет известную опасность.

Щелочные металлы (рубидий, цезий). Они чрезвычайно летучи в элементарной форме и мигрируют к более холодной периферии топлива. На рис. 2.15 приведено распределение ^{137}Cs , установленное с помощью γ -спектроскопии. В ряде случаев изотопы, которые являются дочерними по отношению к инертным газам, такие, как ^{133}Cs , являющийся продуктом распада



^{133}Xe ($T_{1/2} = 5,3$ сут), и ^{87}Rb , образующийся при распаде ^{87}Kr ($T_{1/2} = 78$ мин), могут появляться в газовой полости ТВЭЛ, в которую мигрируют их предшественники.

Рис. 2.15. Распределение продуктов деления по радиусу облученного топлива: 1 — центральная полость; 2 — область столбчатых кристаллов; 3 — область равноосных кристаллов; 4 — область исходной структуры.

Металлы, образующие тугоплавкие оксиды (стронций, иттрий, цирконий, барий, лантан, церий, празеодим, неодим, прометий, самарий). Образуют оксиды, эти элементы не мигрируют и однородно распределяются по объему топливной композиции (см. рис. 2.15 для ^{144}Ce). Изотопы, которые являются дочерними по отношению к их летучим и газовым предшественникам, таким, как ^{138}Ba и ^{140}Ba (из ^{138}Ce и ^{140}Ce соответственно), распределены уже менее однородно; ^{89}Sr (дочерний продукт распада ^{89}Rb , имеющий $T_{1/2} = 15,4$ мин), мигрирует сильнее, чем ^{90}Sr (из ^{90}Rb с $T_{1/2} = 2,7$ мин).

Металлы, которые не образуют оксиды (технеций, рутений, родий, палладий, серебро, теллур). Обнаружено, что они представляют собой металлические включения, иногда рассеянные по топливу, причем в ряде случаев, особенно в случае высокой температуры в центре ТВЭЛ, они концентрируются в большей мере в области центрального отверстия. Там они образуют капельные фрагменты соответствующих металлов в расплавленном состоянии при работе ЯР на мощности, и в виде твердых металлических частиц, когда топливо извлечено из ЯР. Металлические включения содержат также уран и плутоний. В то же время из рис. 2.15 следует, что в центральных об-

ластях топливной композиции, имеющих более высокую температуру, концентрация рутения продолжает оставаться высокой.

Металлы, образующие оксиды (молибден). Поведение молибдена в топливе зависит от значения кислородного потенциала. Если он мал, то молибден находят в образовавшихся металлических включениях; если он высок, то он обнаружен в форме MoO_2 .

Коррозия оболочки ТВЭЛ в ЯР типа БН. После начала облучения внутренней поверхности покрытия пассивируется, на ней образуется тонкая пленка окиси, в основном Cr_2O_3 . До тех пор, пока эта пленка сохраняет свою целостность, сталь защищена от дальнейшей коррозии. В некоторых случаях, однако, она разрушается в нескольких местах, и тогда процесс коррозии продолжается. Каждое нарушение целостности окисной пленки и последующая коррозия зависят от возрастания локальной концентрации продуктов деления, среди которых к наиболее важным относят цезий и, возможно, теллур или йод. Не исключено, что цезий, мигрирующий к наружной поверхности топлива, находится там в жидкой фазе, которая действует подобно электролиту и растворяет Cr_2O_3 .

По своему характеру коррозия может быть общей и весьма ограниченной, а в некоторых случаях наблюдалась межкристаллитная коррозия покрытия на глубину 25 - 75 мкм при $T > 500^\circ\text{C}$. Это явление приводит к существенному уменьшению эффективной толщины оболочки ТВЭЛ, а в некоторых случаях наблюдалось полное ее разрушение.

Механизм коррозии носит в основном характер окисления, который выводит атомы хрома с внутренней поверхности покрытия. Это может быть жидкофазный электролитический процесс, в котором ионы цезия действуют как посредники, или процесс образования паровой фазы, включающий образование и разложение летучего йодистого железа. Независимо от деталей этого процесса в настоящее время установлено, что он сильно зависит от значения кислородного потенциала топлива и резко замедляется, когда кислородный потенциал низок. Поэтому существуют веские доводы в пользу того, чтобы концентрацию кислорода выбирать ниже, чем для стехиометрического окисного топлива. Однако вследствие миграции кислорода к внешней области топливо в ней характеризуется составом, близким к стехиометрическому.

2.2. Физические особенности аварийных режимов в ядерных реакторах основных типов

2.2.1. Аварийные переходные процессы в реакторах ВВЭР

Режимы с нарушениями расхода теплоносителя. Снижение расхода теплоносителя может иметь место в случае выхода из строя одного или нескольких ГЦН. Выход из строя ГЦН может быть связан как с электрическими неисправностями, так и с механическими повреждениями. Электрические

неисправности возможны как в самих ГЦН, так и в питающих их электрических цепях. В результате происходит обесточивание ГЦН.

Количество одновременно выключающихся из работы ГЦН по причине неисправности питающих электрических цепей зависит от схемы электрических соединений потребителей собственных нужд. Для унифицированного проекта АЭС с ЯР ВВЭР-440 возможен одновременный выход из строя не более трех ГЦН, для АЭС с ВВЭР-1000 - не более двух ГЦН. Отключение ГЦН может произойти также из-за ошибочных действий операторов.

Механические повреждения ГЦН возможны из-за попадания посторонних предметов в проточную часть насоса, поломки рабочего колеса или узла уплотнения вала ГЦН. Подобные причины могут вызвать заклинивание ротора ГЦН. Характерной особенностью аварии с заклиниванием ротора ГЦН является более резкое, чем при отключении ГЦН, снижение расхода теплоносителя через АкЗ ЯР. Ввиду малой вероятности такой аварии обычно считается возможным заклинивание ротора только одного ГЦН.

Благоприятное протекание переходных процессов при возникновении нарушений обеспечивается работой автоматических регуляторов, защит и блокировок.

Обычно предполагается, что нарушение происходит в период, когда все основные параметры блока стабилизированы на значениях, соответствующих исходному уровню мощности, или более высоких значениях с учетом возможных отклонений, вызванных неточной работой систем регулирования. В исходном режиме функционируют автоматические регуляторы мощности ЯР, давления во втором контуре, уровня воды в компенсаторе объема. При выходе из строя одного или нескольких ГЦН происходит автоматическое изменение структуры регулирования мощности ЯР. В работу вступает РОМ, который перемещает управляющие сборки до тех пор, пока не будет достигнута допустимая мощность ЯР. При этом АРМ выводится из работы. Одновременно с включением РОМ вступает в работу РМД, приводящий нагрузку турбины в соответствие с мощностью ЯР.

Поддержание давления в паровом компенсаторе объема осуществляется регулятором давления, который последовательно включает или выключает группы электронагревателей или клапаны впрыска воды в зависимости от давления в первом контуре. Если впрыск воды в компенсатор объема не обеспечивает снижение давления, то открывается клапан на линии сброса пара в барботер. Пропускная способность этой линии для ЯР ВВЭР-440 при полностью открытом клапане равна 5 т/ч, давление открытия клапана 133,5 кгс/см², закрытия клапана - 131 кгс/см².

Поддержание заданного уровня в паровом компенсаторе объема осуществляется регулятором уровня в соответствии с его статической характеристикой. В нормальном режиме работы блока поддержание заданного уровня осуществляется благодаря совместной работе клапана слива малого расхода и регулятора малой подпитки, воздействующего на клапан малой подпитки.

На АЭС с ЯР ВВЭР-440 и ВВЭР-1000 предусмотрены два режима работы клапана слива. Если ключ управления клапаном находится в положении «дистанционно», степень открытия клапана устанавливается вручную оператором. Если ключ находится в положении «сблокировано», открытие и закрытие клапана происходят по блокировке автоматически. На АЭС с ЯР ВВЭР-440 клапан слива полностью открывается по блокировке при превышении заданного уровня на +300 мм и остается полностью открытым до уровня на 400 мм ниже заданного. При отклонении от заданного уровня на 400 мм клапан слива малого расхода полностью закрывается. Пропускная способность клапана малой подпитки определяется статической характеристикой регулятора малой подпитки.

При снижении уровня ниже заданного на 300 мм регулятор малой подпитки отключается, а клапан малой подпитки полностью открывается независимо от положения, в котором он до этого находился, включается регулятор большой подпитки, воздействующий на клапан большой подпитки. При снижении уровня ниже заданного на 400 мм включается резервный подпиточный насос. Таким образом, при снижении действительного уровня на 400 мм ниже заданного в работе находятся два подпиточных насоса с номинальной подачей по 65 т/ч каждый. Количество подаваемой в первый контур воды при этом определяется работой регулятора большой подпитки.

Выход из строя ГЦН приводит к снижению числа оборотов его ротора и к соответствующему снижению расходов теплоносителя. При обесточивании ГЦН закон снижения оборотов ротора ГЦН определяется в основном моментом инерции его маховика.

При заклинивании ротора ГЦН снижение оборотов ротора будет определяться характером повреждения, однако в любом случае оно будет значительно более резким, чем при обесточивании ГЦН. При расчетах режимов с заклиниванием ротора ГЦН обычно принимается наиболее неблагоприятный случай - мгновенная остановка ротора ГЦН.

В результате снижения оборотов ротора происходит изменение расхода теплоносителя в петлях с неисправными ГЦН, в петлях с работающими ГЦН и изменение расхода через АкЗ ЯР. В петлях с неисправными ГЦН и в АкЗ ЯР расход теплоносителя снижается, а в работающих петлях происходит некоторое возрастание расхода вследствие смещения рабочей точки насоса вправо в результате некоторого уменьшения гидравлического сопротивления сети. В конце выбега в петлях с неисправными ГЦН направление движения теплоносителя изменяется на обратное (обратный ток). Расход обратного тока определяется перепадом давления на ЯР. Характер снижения расхода теплоносителя через АкЗ определяется инерционностью ГЦН, его характеристикой, гидравлическим сопротивлением контура, количеством ГЦН, оставшихся в работе.

Одновременно со снижением расхода теплоносителя система регулирования уменьшает мощность ЯР и расход пара на турбогенераторы.

РОМ снижает мощность ЯР до нового допустимого уровня, соответствующего числу оставшихся в работе ГЦН. Если в результате аварии в работе остается меньше половины всех ГЦН, мощность ЯР снижается до уровня остаточного тепловыделения. Характер изменения расхода пара на турбогенераторы определяется настройкой и статической характеристикой стерегущего регулятора РМД.

Более резкому изменению расхода теплоносителя в начальный момент аварии в режимах с заклиниванием ротора одного ГЦН соответствует и более резкое изменение температуры теплоносителя и давления в компенсаторе объема, а также и коэффициента запаса до кризиса теплообмена в АкЗ ЯР.

Характер изменения давления в паровом коллекторе определяется характером изменения расхода пара на турбины, мощностью ЯР и, в меньшей степени, изменением температуры воды первого контура. В режимах, которые характеризуются снижением мощности ЯР до уровня остаточных тепловыделений, паропроизводительность ПГ в конце процесса недостаточна для работы турбин на холостом ходу. Начинается снижение оборотов роторов турбогенераторов, которое определяется механическим выбегом турбогенераторов и паровым выбегом второго контура. Такой режим работы турбины может вызвать повышение температуры ее хвостовой части. Чтобы этого не происходило, собственные нужды должны быть переведены на резервное питание и подготовлена к работе схема расхолаживания для отвода остаточного тепловыделения через специально предназначенный для этой цели теплообменник расхолаживания, а турбогенераторы выведены из работы.

На рис. 2.16 – 2.18 в качестве примера приведены результаты выполненных в ВТИ расчетов основных характерных режимов со снижением расхода теплоносителя через ЯР ВВЭР-440 унифицированной АЭС. Расчеты выполнены с помощью описанных выше математических моделей, реализованных в расчетных программах КОНТУР, КОМПЕНСАТОР, СТАЦИОНАР. В представленном на рис. 2.18 режиме обесточивания двух ГЦН из трех работавших мощность ЯР снижается до уровня остаточного тепловыделения.

Наихудшие условия охлаждения ТВЭЛ складываются в режиме заклинивания одного ГЦН из шести работавших, однако при этом запас до кризиса теплообмена остается достаточно большим, не снижаясь ниже 1,95.

На рис. 2.19 представлены результаты расчета режима с заклиниванием ротора одного ГЦН из шести работавших для АЭС «Ловиса-1». Статическая характеристика РМД этой станции отличается от принятой в проекте унифицированной АЭС тем, что при включении РМД вследствие срабатывания защиты ЯР он работает по статической характеристике, обеспечивающей поддержание более высокого давления в паровом коллекторе, чем в случае включения его в работу по сигналу снижения давления. Это изменяет характер переходного процесса, снижая отклонения температур и давления в первом контуре, что можно видеть из сопоставления результатов расчетов, приведенных на рис. 2.16 и 2.19.

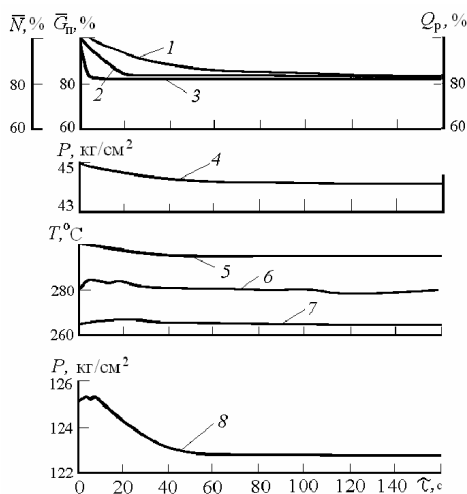


Рис. 2.16. Заклинивание одного ГЦН из шести работавших на унифицированной АЭС с ЯР ВВЭР-440: 1 - относительный расход пара через турбины; 2 - относительная тепловая мощность ЯР; 3 - относительный расход воды через ЯР; 4 - давление в паровом коллекторе; 5 - температура воды на выходе из АкЗ; 6 - средняя температура воды в АкЗ; 7 - температура воды на входе в АкЗ; 8 - давление в компенсаторе объема.

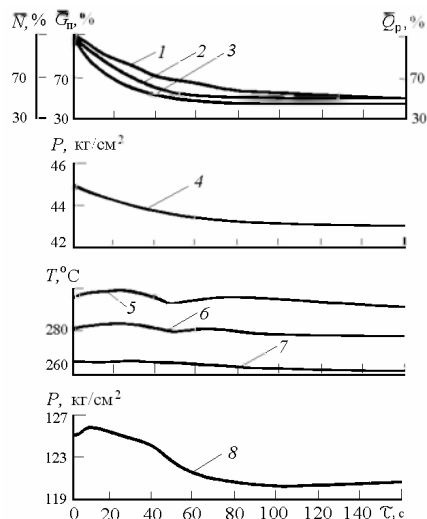


Рис. 2.17. Обесточивание трех ГЦН из шести работавших на АЭС с ЯР ВВЭР-440: 1 - относительный расход пара через турбины; 2 - относительная тепловая мощность ЯР; 3 - относительный расход воды через ЯР; 4 - давление в паровом коллекторе; 5 - температура воды на выходе из АкЗ; 6 - средняя температура воды в АкЗ; 7 - температура воды на входе в АкЗ; 8 - давление в компенсаторе объема.

В остальном представленные графики переходных процессов иллюстрируют приведенное выше описание и не требуют дополнительных пояснений.

Потеря внешней электрической нагрузки приводит к временному несоответствию между количеством тепла, вырабатываемым в ЯР, и отводимым из второго контура на турбины. Продолжительность такого несоответствия между вырабатываемым и отводимым теплом, а следовательно, и отклонение от их номинальных значений зависят от работы системы автоматического регулирования. Причины, приводящие к потере внешней электрической нагрузки, могут быть связаны с неисправностями в электрических цепях как самой станции, так и за ее пределами, в механической части турбогенераторов и вспомогательных систем, в системе автоматического регулирования и защиты турбин. Кроме того, сброс электрической нагрузки может произойти в результате ошибочных действий операторов.

Для предотвращения недопустимого повышения давления во втором контуре, которое может возникнуть в результате потери внешней электрической нагрузки, неправильной работы системы регулирования и т.п., предусмотрены: установки БРУ-К и БРУ-А; предохранительные клапаны ПГ.

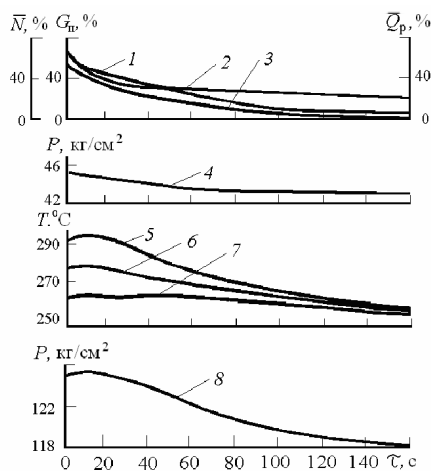


Рис. 2.18. Обесточивание двух ГЦН из трех работавших на АЭС с ЯР ВВЭР-440: 1 - относительный расход пара через турбины; 2 - относительный расход воды через ЯР; 3 - относительная тепловая мощность; 4 - давление в паровом коллекторе; 5 - температура воды на выходе из АкЗ; 6 - средняя температура в АкЗ; 7 - температура воды на входе в АкЗ; 8 - давление в компенсаторе объема.

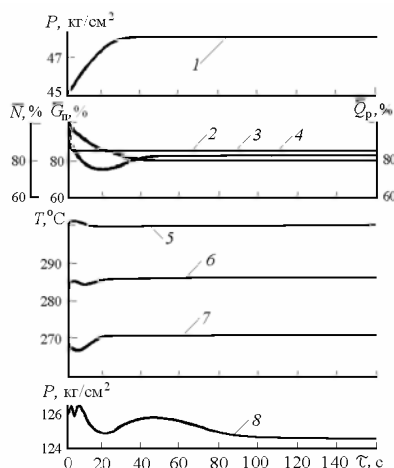


Рис. 2.19. Заклинивание одного ГЦН из шести работавших на АЭС «Ловиса-1»: 1 - давление в паровом коллекторе; 2 - относительный расход воды через ЯР; 3 - относительный расход пара через турбины; 4 - относительная тепловая мощность; 5 - температура воды на выходе из АкЗ; 6 - средняя температура воды; 7 - температура воды на входе; 8 - давление в компенсаторе объема.

БРУ-К и БРУ-А могут вступать в работу только при достижении давлением в главном паровом коллекторе уставки включения, после чего степень их открытия определяется статическими характеристиками их регуляторов. Однако для срабатывания БРУ-К необходимо соблюдение еще одного условия - разрешающий сигнал по значению сброшенной нагрузки, устанавливаемый в процессе работы блока оператором, должен быть меньше или равным сброшенной нагрузке. В противном случае срабатывание БРУ-К вообще не произойдет. Если, например, разрешающий сигнал равен 20 %, то срабатывание БРУ-К происходит только в том случае, если произошел сброс нагрузки на 20 % или более. При разрешающем сигнале, равном 0 %, включение БРУ-К происходит в любом случае при достижении уставки включения БРУ-К по давлению. На АЭС с двумя турбинами при таком разрешающем сигнале срабатывают БРУ-К обеих турбин независимо от того, на какой из них произошел сброс нагрузки. Если же разрешающий сигнал больше нуля, то происходит срабатывание БРУ-К только на той турбине, на которой сброшенная нагрузка превысит установленный разрешающий сигнал.

При авариях со сбросом нагрузки в результате падения давления в проточной части турбины происходит отключение подогревателей высокого давления и питательная вода поступает в ПГ с температурой, равной температуре воды в деаэраторе. Снабжение паром деаэратора также изменяется. В

нормальном режиме работы пар на деаэратор поступает из паровой магистрали с давлением 7 кгс/см^2 , которая, в свою очередь, питается паром из отборов турбин. При сбросе нагрузки происходит падение давления в отборах и паровая магистраль с давлением 7 кгс/см^2 переводится на снабжение паром через редукционные установки. Количество пара, поступающего в деаэратор для подогрева питательной воды до температуры насыщения, в деаэраторе увеличивается, так как часть подогревателей низкого давления из-за снижения давления в питающих их отборах отключается и температура конденсата, поступающего в деаэратор, уменьшается.

Если при сбросе нагрузки происходит срабатывание стопорных клапанов обеих турбин, то сработает АЗ ЯР, что существенно снижает рассогласование между первым и вторым контурами. Значительно большее рассогласование между контурами будет иметь место в том случае, если стопорный клапан сработает только на одной турбине, а регулирование другой турбины справится со снижением нагрузки до значений, необходимых для обеспечения собственных нужд. В этом случае не произойдет срабатывание АЗ, а будет иметь место сравнительно медленное снижение мощности ЯР регулятором АРМ. Срабатывание АЗ при таком протекании режима может произойти лишь в случае выхода в переходном процессе какого-либо из технологических параметров за установленные пределы. При коротких замыканиях, приводящих к сбросу нагрузки на обеих турбинах, обычно рассматривается именно такое протекание аварии. При коротких замыканиях, приводящих к сбросу нагрузки на одной турбине, обычно постулируется срабатывание стопорного клапана на турбине, так как этот случай соответствует наибольшему возмущению. Если сброс нагрузки двумя турбинами сопровождается полной потерей энергоснабжения собственных нужд станции, то будет иметь место полное обесточивание, которое рассматривается отдельно. Таким образом, здесь целесообразно рассмотреть следующие режимы, возможные при потере внешней электрической нагрузки: сброс нагрузки на одной турбине, сброс нагрузки на двух турбинах с сохранением энергоснабжения собственных нужд, сброс нагрузки на двух турбинах с отказом автомата выбега ротора одной турбины. Результаты расчетов таких режимов, выполненные в ВТИ с использованием известных математических моделей для унифицированной АЭС с ЯР ВВЭР-440, приведены на рис. 2.20 – 2.23.

Резкое уменьшение расхода пара, имеющее место при сбросе электрической нагрузки, приводит к увеличению давления в главном паровом коллекторе со скоростью, зависящей от сброшенной нагрузки.

В начальный момент наблюдается скачок давления, возникающий вследствие уменьшения перепада давления между ПГ и главным паровым коллектором, который в номинальном режиме работы блока равен 2 кгс/см^2 . Первоначальный скачок давления зависит от сброшенной нагрузки, и его максимальное значение может быть равно 2 кгс/см^2 при полном прекращении расхода пара из ПГ. При этом давление в главном паровом коллекторе равно давлению в ПГ. В дальнейшем изменение давления в главном паровом кол-

лекторе определяется характером изменения суммарного расхода пара из ПГ, который зависит от режима работы регулятора БРУ-К и характера изменения тепловой мощности ЯР.

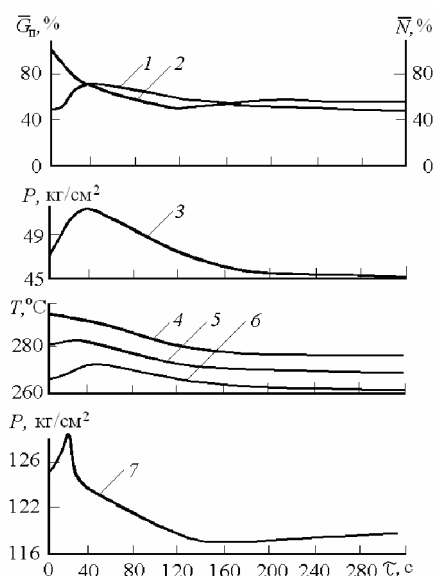


Рис. 2.20. Сброс нагрузки на одной турбине АЭС с ЯР ВВЭР-440 при управлении БРУ-К по давлению и разрешающем сигнале по сброшенной нагрузке 20 %, отказ одного клапана БРУ-К на отключившейся турбине: 1 - относительный суммарный расход пара; 2 - относительная тепловая мощность; 3 - давление в паровом коллекторе; 4 - температура воды на выходе из АкЗ; 5 - средняя температура воды в АкЗ; 6 - температура воды на входе в АкЗ; 7 - давление в компенсаторе объема.

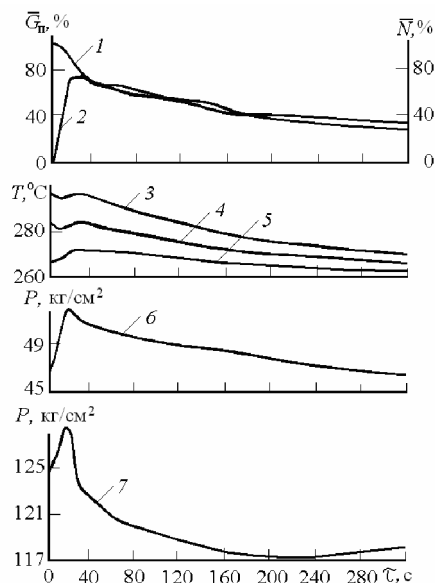


Рис. 2.21. Сброс нагрузки на двух турбинах АЭС с ЯР ВВЭР-440 при управлении БРУ-К по давлению: 1 - относительная тепловая мощность; 2 - относительный суммарный расход пара; 3 - температура воды на выходе из АкЗ; 4 - средняя температура воды в АкЗ; 5 - температура воды на входе в АкЗ; 6 - давление в паровом коллекторе; 7 - давление в компенсаторе объема.

В режимах со сбросом нагрузки на одной турбине наибольшее увеличение давления в паровом коллекторе (до $50,9 \text{ кг/см}^2$ через 30 с) имеет место в том варианте, когда разрешающий сигнал на открытие БРУ-К по сброшенной нагрузке равен 20 % (рис. 2.20). В этом случае БРУ-К нормально работающей турбины остаются закрытыми, так как для их открытия требуется сброс нагрузки на этой турбине не менее чем на 20 %. Работает только один клапан БРУ-К на отключившейся турбине, так как второй клапан считают неисправным. Как видно из рис. 2.20, через 30 с после сброса нагрузки давление в паровом коллекторе начинает снижаться и достигает своего номинального значения (45 кг/см^2) благодаря работе АРМ.

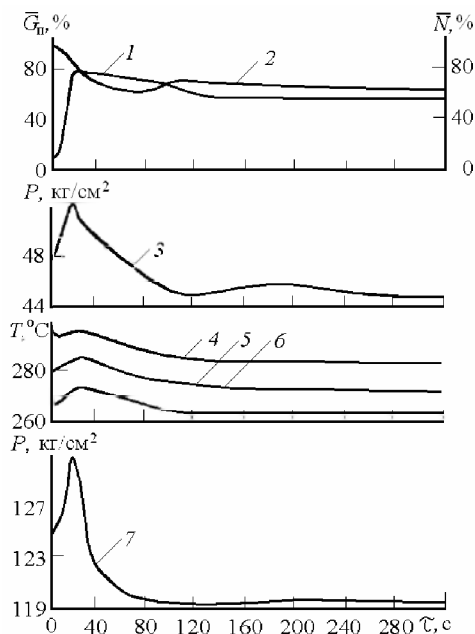


Рис. 2.22. Сброс нагрузки на двух турбинах АЭС с ЯР ВВЭР-440 при управлении БРУ-К по давлению и по сброшенной нагрузке, отказ клапана БРУ-К: 1 - относительный суммарный расход пара; 2 - относительная тепловая мощность; 3 - давление в паровом коллекторе; 4 - температура воды на выходе из АкЗ; 5 - средняя температура воды в АкЗ; 6 - температура воды на входе в АкЗ; 7 - давление в компенсаторе объема.

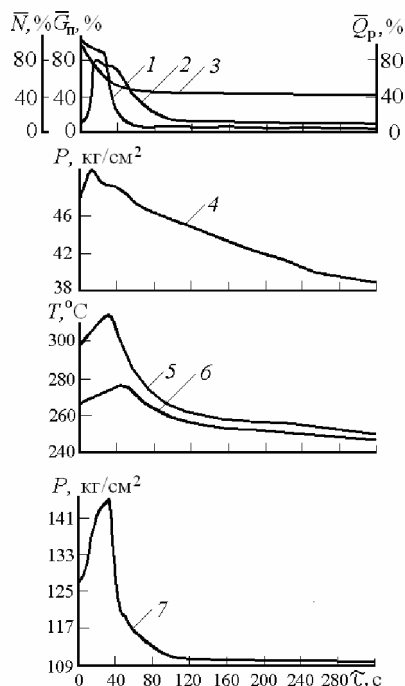


Рис. 2.23. Сброс нагрузки с мощности 100 % до мощности, расходуемой на собственные нужды на одной турбине, с закрытием стопорного клапана другой турбины и отказом автомата выбега ротора питающихся от нее ГЦН: 1 - относительная тепловая мощность; 2 - относительный суммарный расход пара; 3 - относительный расход воды через ЯР; 4 - давление в паровом коллекторе; 5 - температура воды на выходе из АкЗ; 6 - температура воды на входе в АкЗ; 7 - давление в компенсаторе объема.

Давление в паровом компенсаторе объема достигает в этом режиме своего максимального значения, равного $128,4 \text{ кг/см}^2$ через 18 с, и минимального - $118,7 \text{ кг/см}^2$ через 180 с. При превышении действительного уровня в компенсаторе объема над заданным на 300 мм через 23 с открывается клапан слива, расход через который составляет 10 т/ч, клапан остается открытым на протяжении всего дальнейшего процесса.

Характер переходного процесса в режимах со сбросом нагрузки двумя турбинами и с сохранением энергоснабжения собственных нужд (рис. 2.21 и 2.22) такой же, как и при сбросе нагрузки одной турбины, но отклонение параметров от номинальных значений несколько больше.

Наибольшее значение давления в паровом коллекторе равно 52 кг/см^2 . Однако несмотря на то, что это давление соответствует по статической характеристике полному открытию клапанов БРУ-К (см. рис. 2.21), полного открытия клапанов БРУ-К не происходит. К моменту достижения давления в паровом коллекторе 52 кг/см^2 клапан БРУ-К не успевает полностью открыться, а при последующем снижении давления открытие БРУ-К прекращается. Клапаны БРУ-К остаются неподвижными в течение времени, соответствующего изменению давления в паровом коллекторе на значение, равное зоне нечувствительности регулятора БРУ-К ($\delta P = \pm 0,25 \text{ кг/см}^2$), после чего клапаны начинают прикрываться в соответствии со статической характеристикой регулятора БРУ-К.

В режиме сброса нагрузки двумя турбинами при управлении БРУ-К по давлению и сброшенной нагрузке (см. рис. 2.22) клапаны открываются полностью. Один клапан БРУ-К остается полностью открытым на протяжении всего процесса. Другие два БРУ-К, сбрасывающие пар в конденсаторы второй турбины, остаются полностью открытыми до достижения 90 с, после чего клапаны начинают прикрываться. Это вызвано ростом уровня в конденсаторосборниках конденсаторов этой турбины выше уставки начала закрытия клапанов БРУ-К (1200 мм).

Давление в паровом компенсаторе объема достигает максимального значения, равного $130,7 \text{ кгс/см}^2$ через 14 с. Так же как и в режимах со сбросом нагрузки на одной турбине, в течение всего переходного процесса, начиная с момента превышения действительного уровня в паровом компенсаторе объема над заданным на 300 мм, открыт клапан слива, расход через который равен 10 т/ч.

На рис. 2.23 представлены результаты расчета сброса нагрузки на двух турбинах с отказом автомата выбега ротора турбины, на которой закрылся стопорный клапан. В этом режиме сброс нагрузки и повышение параметров второго контура сопровождаются резким снижением расхода теплоносителя через ЯР вследствие отключения трех ГЦН, что приводит к значительно более резкому по сравнению с предыдущими режимами росту параметров первого контура. Ограничение мощности ЯР в таком режиме нормально должен обеспечивать РОМ, действуя через АЗ-3. Однако в данном анализе постулировался отказ всех этих устройств и учитывалась работа только АЗ-1. Поэтому на начальной стадии переходного процесса снижение мощности ЯР происходит только за счет влияния температурного эффекта реактивности.

Через 29 с после начала аварии температура на выходе из АкЗ ЯР достигает 314°C , а давление становится равным уставке срабатывания АЗ-1. После срабатывания АЗ-1 параметры первого и второго контуров быстро снижаются.

Несмотря на жесткие постулированные условия протекания режима в отношении работы защиты ЯР, кризис теплообмена в АкЗ не наступает, однако практически достигаются условия его возникновения. Таким образом, из

рассмотренных режимов наиболее тяжелым является режим сброса нагрузки двумя турбинами с работой только АЗ-1. Так как в этом режиме практически достигаются условия возникновения кризиса теплообмена в АкЗ ЯР, то следует считать вероятным повреждение отдельных ТВС.

Режимы со сбросом электрической нагрузки не приводят к срабатыванию сбросных устройств пара в атмосферу, несмотря на предположение об отказе одного клапана БРУ-К на турбине, полностью сбросившей нагрузку.

Прекращение подачи питательной воды. Одновременное отключение всех питательных насосов может иметь место, например, в случае срабатывания защиты питательных насосов от понижения давления в напорной магистрали. При такой аварии должны включаться в работу аварийные питательные насосы. Специальные сигналы на разгрузку блока при отключении питательных насосов чаще всего не предусматриваются. В этих случаях разгрузка производится по технологическим параметрам после их выхода из установленных для нормальной эксплуатации пределов. В частности, на унифицированной АЭС с ЯР ВВЭР-440 предусматривается снижение мощности ЯР с помощью АЗ-1 при снижении уровня в двух ПГ более 400 мм.

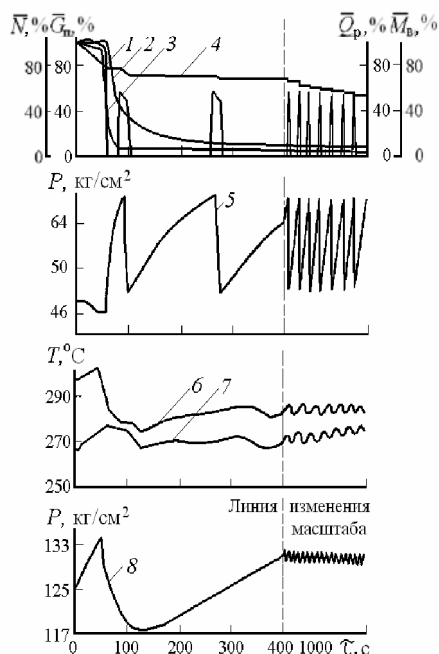
Система аварийной подпитки ПГ по второму контуру является системой безопасности. Она выполнена с избыточностью по активным элементам, равной 2, и обеспечивает выполнение возложенных на нее функций в случае зависящего отказа и единичного отказа активного устройства в самой системе. Таким образом, хотя бы один аварийный питательный насос должен обеспечивать подпитку ПГ при аварии. Вместе с тем авария на АЭС «ТМІ-2» в США показала, что даже в случае применения систем безопасности, обладающих требуемой избыточностью, нельзя исключать полного отказа на некоторое время всей системы в целом. На АЭС «ТМІ-2» имел место полный отказ системы аварийной подпитки по второму контуру, ее работоспособность была восстановлена через 8 мин после начала аварии. Хотя рассмотрение полного отказа системы безопасности, обладающей необходимой избыточностью, не требуется действующими нормативами, тем не менее авария с отключением всех питательных насосов в таком варианте, в каком она развивалась на АЭС «ТМІ-2», интересна в том отношении, чтобы определить время, по истечении которого после начала аварии отсутствие подпитки по второму контуру становится опасным. Ниже представлены результаты такого расчета, выполненного в ВТИ для унифицированной АЭС с ЯР ВВЭР-440.

Расчет проводился до $\tau = 2000$ с. В дальнейшем по параметрам первого и второго контуров, количеству воды в них и зависимости остаточного тепловыделения от времени оценивался момент закипания первого контура. Само по себе закипание первого контура при работе ЯР на мощности, соответствующей уровню остаточного тепловыделения, не является опасным для АкЗ ЯР. Опасно ее последующее оголение при выпаривании теплоносителя первого контура. На АЭС «ТМІ-2» после закипания теплоносителя был потерян контроль над содержанием воды в первом контуре установки. По этой при-

чине доводить аварийную ситуацию до закипания первого контура нежелательно, и оценка момента закипания должна служить ориентиром при планировании противоаварийных действий эксплуатационного персонала, направленных на восстановление подпитки по второму контуру.

Для расчета остаточного тепловыделения использована методика ВТИ с учетом погрешности + 20 %. При выполнении анализа принималось, что клапаны БРУ-А при повышении давления остаются закрытыми.

Результаты анализа аварии с полной потерей питательной воды приведены на рис. 2.24. Как можно видеть из этого рисунка, прекращение подачи в ПГ питательной воды прежде всего сказывается на снижении уровня в ПГ. Вскоре это приводит к началу оголения трубок ПГ и к росту температуры первого контура. Через 54 с после начала аварии уровень воды в ПГ снижается на 400 мм, срабатывает АЗ-1. В расчете было принято, что при этом закрываются отсечные клапаны на паропроводах и отключаются ГЦН. Параметры в первом контуре (температура и давление теплоносителя) резко снижаются. Во втором контуре, который становится изолированным после закрытия отсечных клапанов, начинает расти давление. Через 85 с после начала аварии происходит срабатывание предохранительных клапанов на ПГ. Давление во втором контуре быстро снижается, и клапаны закрываются. В дальнейшем происходит периодическое срабатывание предохранительных клапанов ПГ и ступенчатое снижение уровня воды в ПГ. Температура в первом контуре пульсирует в соответствии с работой предохранительных клапанов. Среднее значение температуры медленно возрастает из-за уменьшения поверхности теплообмена. Оценка по балансу энергии показывает, что полное испарение



среды второго контура и закипание теплоносителя в первом контуре произойдут примерно через 3 ч после начала аварии. Таким временем располагает эксплуатационный персонал для восстановления питания ПГ по второму контуру. Изменение температуры на выходе из АкЗ на начальной стадии аварии таково, что кризиса теплообмена ожидать не следует.

Рис. 2.24. Потеря питательной воды: 1 – относительный суммарный расход пара; 2 – относительный расход воды; 3 – относительная тепловая мощность; 4 – относительное количество воды в ПГ; 5 – давление в ПГ; 6 – температура воды на выходе из АкЗ; 7 – температура на входе в АкЗ; 8 – давление в компенсаторе объема.

Таким образом, при аварии с полной потерей питательной воды на АЭС с ЯР ВВЭР-440 опасные условия в первом контуре (закипание теплоносителя) наступают примерно через 3 ч после начала аварии. За это время эксплуатационный персонал должен восстановить подпитку ПГ по второму контуру. На АЭС с ЯР ВВЭР-1000 это время будет значительно меньшим, так как количество воды в ПГ такой АЭС на единицу мощности в 2,3 раза меньше, чем на АЭС с ЯР ВВЭР-440.

Полное обесточивание АЭС. При полном обесточивании АЭС станция переходит на аварийное энергоснабжение от дизель-генераторов. По сигналу обесточивания - снижение напряжения на шинах собственных нужд станции - происходит срабатывание АЗ-1. При такой аварии сброс пара в конденсаторы турбин не допускается, так как отсутствует расход охлаждающей технической воды. Это приводит к повышению давления во втором контуре и к срабатыванию БРУ-А и предохранительных клапанов ПГ. Работа БРУ-А при этом происходит в соответствии со статической характеристикой регулятора БРУ-А.

В результате обесточивания шин собственных нужд теряют питание все ГЦН. Их обороты и расход теплоносителя через ЯР снижаются в соответствии с кривой выбега ГЦН. После выбега ГЦН

расход теплоносителя обеспечивается естественной циркуляцией.

На рис. 2.25 приведены результаты выполненного в ВТИ расчета полного обесточивания унифицированной АЭС с ЯР ВВЭР-440.

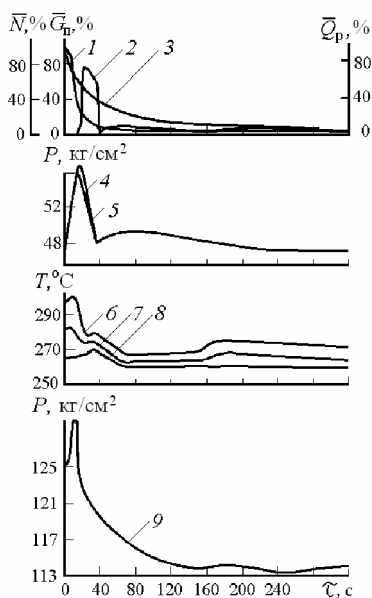


Рис. 2.25. Полное обесточивание АЭС: 1 – относительная тепловая мощность ЯР; 2 – относительный суммарный расход пара; 3 – относительный расход воды через ЯР; 4 – давление в ПГ; 5 – давление в паровом коллекторе; 6 – температура воды на выходе из АкЗ; 7 – средняя температура воды в АкЗ; 8 – температура воды на входе в АкЗ; 9 – давление в компенсаторе объема.

В результате закрытия стопорных клапанов турбин резко возрастает давление во втором контуре. При достижении давления в главном паровом коллекторе 54 кг/см^2 включается регулятор БРУ-А, который начинает открывать клапаны БРУ-А, сбрасывая пар в атмосферу. Давление во втором контуре продолжает возрастать, и при давлении в ПГ $56,3 \text{ кг/см}^2$ срабатывают импульсные клапаны, вызывая открытие основных предохранительных клапа-

нов. Сразу же после открытия основных предохранительных клапанов давление во втором контуре начинает резко падать, и к 36 с после достижения давления в ПГ, равного 48 кг/см^2 , предохранительные клапаны закрываются. Клапаны сброса пара в атмосферу БРУ-А не успевают полностью открыться, так как время, в течение которого давление в паровом коллекторе становится выше 54 кг/см^2 , равно 9 с, а время полного открытия клапана составляет 11 с.

После закрытия предохранительных клапанов ПГ сброс пара в атмосферу и давление в паровом коллекторе будут полностью соответствовать статической характеристике БРУ-А. Давление в главном паровом коллекторе и давление в ПГ совпадают ввиду малого расхода через клапаны БРУ-А и незначительного падения давления на участке от ПГ до парового коллектора. Температура теплоносителя на выходе из АкЗ ЯР достигает через 6 с максимального значения, равного $300,5^\circ\text{C}$. Наибольшее значение давления в паровом компенсаторе объема $130,4 \text{ кг/см}^2$ достигается через 9 с после начала аварии. Работают клапаны впрыска в компенсатор объема. На восьмой секунде открывается клапан слива, расход через который равен 10 т/ч , и остается открытым на протяжении всего процесса. Электронагреватели в режиме обесточивания АЭС не работают.

Значение коэффициента запаса по мощности до кризиса теплообмена в АкЗ ЯР в этом режиме не снижается меньше 2,0. От АкЗ обеспечен надежный отвод теплоты.

Режим полного обесточивания АЭС протекает без глубокого расхолаживания, что дает возможность при оперативном обнаружении и устранении причин, вызвавших полное обесточивание, быстро вывести блок на мощность. Предохранительные клапаны ПГ срабатывают один раз. В дальнейшем отвод тепла из второго контура обеспечивается через БРУ-А.

Аварии с потерей теплоносителя первого контура. Потеря теплоносителя первого контура может происходить в результате разрывов главных циркуляционных трубопроводов или трубопроводов присоединенных к ним вспомогательных и аварийных систем, таких, как система спецводоочистки, система аварийного охлаждения АкЗ ЯР и др. Могут иметь место как частичные, так и полные разрывы этих трубопроводов.

Все трубопроводы первого контура, разрывы которых представляют собой определенную опасность, подвергаются периодическому контролю неразрушающими методами в целях обнаружения возможных дефектов на ранней стадии их развития и устранения. Однако несмотря на такой контроль, вероятность разрушений трубопроводов сохраняется, в связи с чем необходимо анализировать их последствия. Размеры повреждений трубопроводов могут быть как малыми, так и большими вплоть до полного поперечного разрыва главного циркуляционного трубопровода с беспрепятственным истечением теплоносителя через оба его конца. Последний случай представляет собой МПА.

Последствия аварии с потерей теплоносителя зависят от размера течи. При малых течах АкЗ может быть не повреждена, а при больших авариях, включая МПА, сохранить АкЗ неповрежденной не удастся, несмотря на применение защитных мер. При авариях с потерей теплоносителя действуют практически все системы безопасности, предусмотренные проектом. Поскольку при таких авариях происходит аварийный останов блока, то возможно полное обесточивание АЭС. В связи с этим все аварийные системы, работа которых при аварии необходима, должны проектироваться с учетом возможности перерыва электропитания, вызванного переходом на аварийные источники энергоснабжения.

Течи теплоносителя из первого контура можно разделить на следующие виды: компенсируемые, малые, средние, большие (включая МПА).

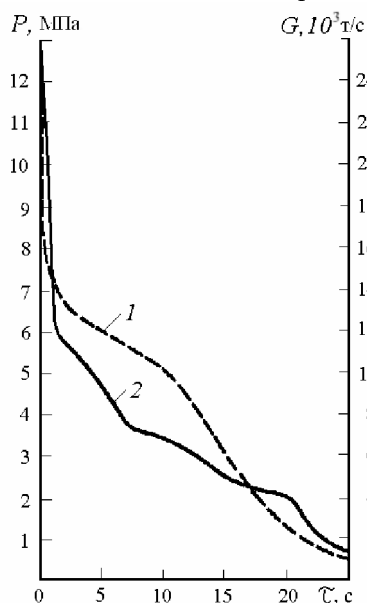
Компенсируемые течи не представляют опасности для РУ. Их размер определяется предусмотренными средствами подпитки. Так, для ЯР ВВЭР-440 подпитка первого контура может быть обеспечена штатными подпиточными насосами суммарной подачей до 12 т/ч и насосами системы борного регулирования с подачей 65 т/ч. При компенсируемой течи параметры РУ не изменяются, так как утечка теплоносителя из первого контура компенсируется за счет подпитки. Такая течь, по существу, не является аварией.

Граница малых течей определяется так называемыми параметрами малой аварии. Это такие значения давления, температуры и влажности в помещениях РУ, при которых все оборудование, размещенное в этих помещениях, сохраняет работоспособность. Это означает, что после устранения причины малой аварии РУ может быть включена в работу без предварительной ревизии ее оборудования. Для АЭС с ЯР ВВЭР-440 параметры малой аварии следующие: давление 1,2 кг/см², температура 70 °С, влажность 100 %. Течь теплоносителя первого контура, при которой достигаются параметры малой аварии, зависит от особенностей принятой системы локализации аварии. Так, для АЭС «Ловиса» с ЯР ВВЭР-440 наибольшая течь при малой аварии соответствует разрыву трубопровода, эквивалентному по сечению отверстию диаметром 13 мм, так как при больших разрывах происходит срабатывание ледового конденсатора. Для унифицированной АЭС с ЯР ВВЭР-440 с барботажно-вакуумной системой локализации аварии отверстие, эквивалентное по сечению наибольшему разрыву при малой аварии, возрастает до 32 мм.

Граница средних течей соответствует для АЭС с ЯР ВВЭР-440 диаметру эквивалентного отверстия 200 мм. При такой течи еще не происходит массовой разгерметизации ТВЭЛ. Большие течи сопровождаются массовой разгерметизацией ТВЭЛ из-за того, что, несмотря на применение специальной системы аварийного охлаждения, не удастся избежать оголения АкЗ ЯР. Особенно опасна в этом отношении МПА.

Переходные процессы в первом контуре при МПА. Характер переходных процессов при МПА в значительной мере определяется характером истечения теплоносителя из первого контура. В начальный момент аварии расход теп-

лоносителя из первого контура достигает огромной величины. Так, для ЯР ВВЭР-440 при разрыве главного циркуляционного трубопровода, выполненного из труб диаметром 500 мм, суммарный расход через оба конца составляет вначале около 28 т/с. Это приводит к быстрому освобождению первого контура от теплоносителя. Давление в первом контуре также быстро снижается, что снижает скорость истечения теплоносителя, тем не менее первый

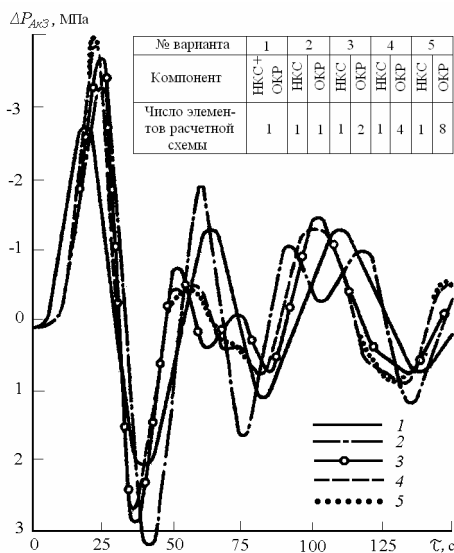


контур АЭС с ЯР ВВЭР-440 объемом около 230 м³ опорожняется примерно за 25 с. На АЭС с ЯР ВВЭР-1000 это происходит еще быстрее (примерно за 10 с), так как диаметр главных циркуляционных трубопроводов этих РУ существенно больше и равен 750 мм. Изменение расхода теплоносителя и давления при МПА для АЭС с ЯР ВВЭР-440 приведено на рис. 2.26.

Рис. 2.26. Изменение давления в первом контуре и расхода истекающего теплоносителя при МПА для АЭС ЯР ВВЭР-440: 1 - давление; 2 - расход теплоносителя.

Начальная стадия развития аварии характеризуется волновыми процессами в первом контуре. После разрыва главного циркуляционного трубопровода от места разрыва по обоим направлениям циркуляционной петли распространяются волны разрежения. Так как расстояние от места разрыва до АкЗ неодинаково, то волны разрежения неодновременно доходят до нижней и верхней частей АкЗ. Это приводит к возникновению на АкЗ обратного перепада давления, во много раз превышающего перепад давления при нормальной эксплуатации. В местах резкого изменения геометрии первого контура происходит отражение волн, в итоге возникают сложные колебания давления в первом контуре, неодинаковые в различных его точках, что обуславливает появление дополнительных динамических нагрузок на внутриконтурные и внутриреакторные конструкции.

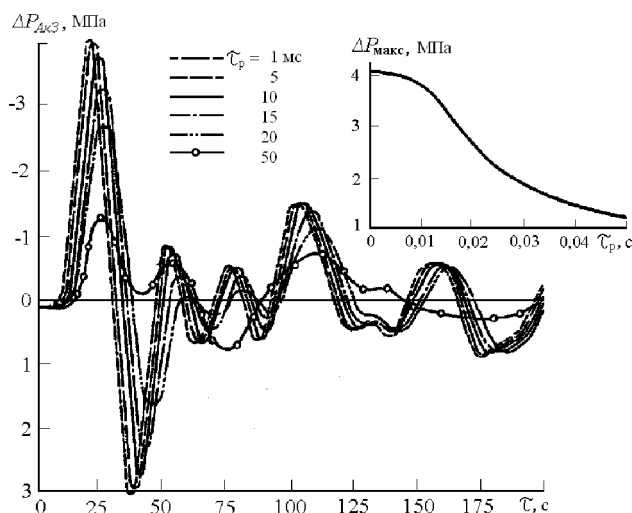
Расположенные внутри первого контура и в корпусе ЯР конструкции и устройства должны быть способны выдержать возникающие при МПА колебания давления. В связи с этим расчет их должен быть достаточно надежным. На результаты расчета колебаний давления оказывают влияние структура расчетной модели и количество расчетных элементов. С увеличением числа элементов наблюдается стабилизация получаемых результатов. Это видно из рис 2.27, где приведены результаты расчета перепада давления на АкЗ ЯР



ВВЭР-440 для различных расчетных схем. Моделирование опускного канала ЯР четырьмя элементами можно считать достаточным для правильного определения перепада давления на АкЗ.

Рис. 2.27. Влияние числа элементов расчетной схемы на $\Delta P_{АкЗ}$.

Существенное влияние на перепад давления оказывает время раскрытия сечения при разрыве. Обычно предполагается мгновенный разрыв. В действительности же раскрытие сечения происходит в течение некоторого промежутка времени. На рис. 2.28 показано влияние времени раскрытия τ_p сечения на перепад давления на АкЗ ЯР ВВЭР-440. Там же выделены максимальные значения этого перепада



значения этого перепада $\Delta P_{\text{макс}}$. Из представленных на рис. 2.28 результатов можно заключить, что предположение о мгновенности раскрытия сечения при разрыве трубопровода является весьма консервативным.

Рис. 2.28. Влияние времени раскрытия сечения разрыва на перепад давления в АкЗ.

Перепад давления на АкЗ колеблется, неоднократно изменяя знак. Соответственно изменяет знак, проходя через нулевое значение, расход теплоносителя через АкЗ. В связи с этим уже в самом начале МПА возникают условия для кризиса теплообмена в АкЗ ЯР. Температура оболочек наиболее на-

пряженных ТВЭЛ через несколько секунд после начала аварии достигает значений, превышающих 700 - 800 °С. Это может приводить к повреждению оболочек ТВЭЛ и выделению в теплоноситель радиоактивных продуктов, накопленных под оболочками.

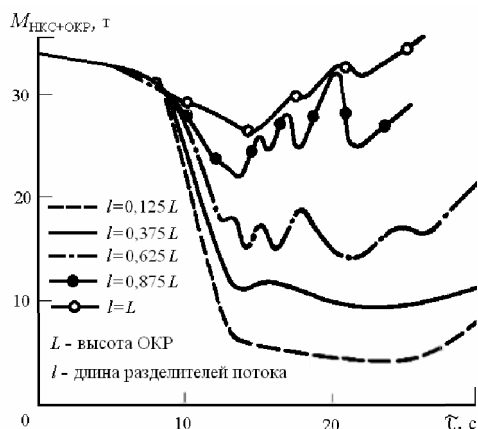
Как-либо повлиять на разогрев ТВЭЛ на этом этапе развития аварии не представляется возможным. Следующий этап разогрева ТВЭЛ связан с опорожнением первого контура и оголением АкЗ.

Вследствие снижения давления происходит закипание теплоносителя в первом контуре. Через разорванный трубопровод истекает двухфазный поток. Быстротечность процесса и связанные с этим высокие скорости двухфазного потока практически исключают сепарацию воды в первом контуре. Основная ее масса выносится из контура вместе с паром. Плотность среды, охлаждающей АкЗ ЯР, быстро снижается. Условия ее охлаждения ухудшаются, начинается второй этап разогрева оболочек ТВЭЛ. Максимальная температура оболочек ТВЭЛ, которая достигается на этом этапе, зависит от эффективности работы САОЗ.

Впрыск воды в ЯР системой аварийного охлаждения начинается после того, как давление в ЯР упадет ниже давления азота в гидроаккумуляторах. Для ЯР ВВЭР-440 рабочее давление в гидроаккумуляторе принято равным 55 кгс/см². Как можно видеть из рис. 2.26, такое давление достигается через ~7,5 с после начала аварии. Начинать впрыск воды в ЯР раньше нецелесообразно, так как большее количество впрыснутой воды после перемешивания с находящимся в ЯР теплоносителем будет вынесено из ЯР в виде пароводяной смеси вследствие самовскипания в процессе последующего снижения давления. Однако слишком затягивать начало впрыска опасно, так как при этом возрастает время, в течение которого АкЗ оголена и практически не имеет охлаждения.

Начало впрыска воды в ЯР системой САОЗ необходимо выбрать таким образом, чтобы температура оболочек ТВЭЛ не превысила 1200 °С, а к концу впрыска был достигнут уровень затопления АкЗ, равный примерно 2/3 ее высоты.

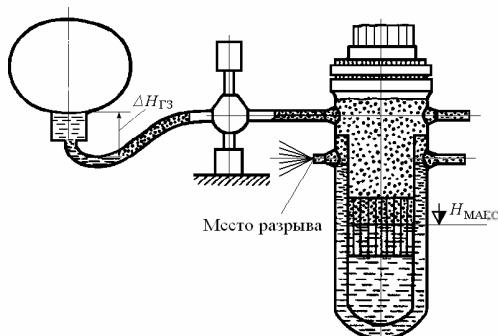
Количество воды, вынесенное из ЯР в процессе впрыска, существенно зависит от места, куда осуществляется впрыск. На отечественных ЯР, охлаждаемых водой под давлением, впрыск от гидроаккумуляторов и насосов низкого давления осуществляется непосредственно в ЯР. Часть воды впрыскивается в верхнюю камеру ЯР, а другая часть в опускной канал ЯР. Небезразлично, в какую часть опускного канала подавать воду. Чем ниже осуществляется впрыск воды, т.е. чем ближе к нижней камере ЯР, тем при прочих равных условиях большее количество воды остается в ЯР и тем самым достигается более высокий уровень затопления АкЗ. Это видно из рис. 2.29, где показаны результаты расчетов, выполненных в ВТИ по программе РАМПА с впрыском воды в различные элементы по высоте, моделирующие опускной канал ЯР ВВЭР-440. Впервые такой же результат был получен ОКБ «Гидропресс» с помощью разработанной им специальной методики, учитывающей



взаимодействие струй воды и пара. Здесь он получен расчетом по методике ВТИ. Подвод в нижнюю часть кольцевого зазора впрыскиваемой воды в реальной конструкции достигается выделением в кольцевом зазоре сектора впрыска с помощью направляющих пластин.

Рис. 2.29. Влияние разделителей потока в кольцевом опускном канале ЯР на эффективность затопления АкЗ ЯР ВВЭР-440.

Разрыв главного циркуляционного трубопровода может произойти в любом месте на всем его протяжении от входа в ЯР до выхода. Наиболее опасным является разрыв трубопровода на входе в ЯР. В этом случае за счет гидравлического сопротивления длинного участка поврежденной петли, в том числе сопротивления гидрозатворов, если компоновка петли обеспечивает условия для их образования (на рис. 2.30 показан гидрозатвор на входе в ПГ высотой $\Delta H_{гз}$), в верхней камере ЯР создается подпор, приводящий к образованию разности уровней воды в АкЗ и в опускном канале ЯР (см. рис. 2.30). Из-за этого АкЗ не может быть заполнена водой на высоту большую, чем высота $H_{\max}$, равная отметке входного патрубка ЯР за вычетом указанной разности уровней. Вся вода, впрыснутая в ЯР, после достижения высоты $H_{\max}$ будет выливаться через разорванный входной патрубок ЯР. Затопление АкЗ водой будет возрастать лишь по мере снижения остаточного энерговыделения и уменьшения количества генерируемого в АкЗ пара. Проблема преодоления указанного препятствия затоплению АкЗ водой известна как проблема паровой пробки. В настоящее время известны два пути решения этой проблемы. Наиболее распространенным решением является подавление паровой пробки посредством впрыска части воды системой аварийного охлаждения в верхнюю камеру ЯР. Другим решением этой задачи, применяемым фирмой «Бабкок энд Вилькокс» (США) является установка обратных клапанов между верхней камерой ЯР и опускным каналом на входе в ЯР. С помощью этих обратных клапанов пар из верхней камеры ЯР перепускается в опускной канал и выходит в помещение РУ через входной патрубок ЯР. Таким образом обеспечивается выравнивание давлений между верхней камерой ЯР и входными патрубками. Тем самым создаются условия для беспрепятственного затопления АкЗ водой. Следует, однако, отметить недостатки такого решения по сравнению с подавлением паровой пробки посредством впрыска воды. Во-первых, обратные клапаны представляют собой размещенную в ЯР конструкцию, включающую в себя подвижные элементы, непрерывно подвергающиеся воздействию сильно турбулизованного потока воды. Это создает



опасность их поломки и попадания посторонних предметов в АкЗ ЯР. Во-вторых, эти клапаны могут способствовать срыву естественной циркуляции при малых авариях с потерей теплоносителя, что имело место при аварии на АЭС «ТМІ-2».

Рис. 2.30. Схема частичного затопления водой АкЗ ЯР и образования гидрозатворов в трубопроводах.

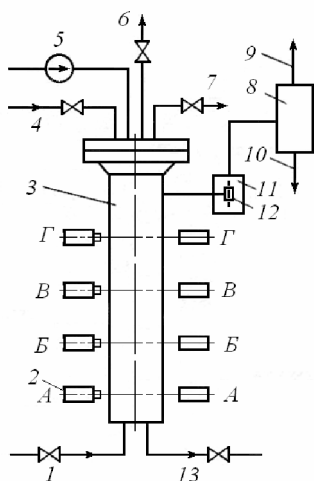
Особенности физического моделирования аварийных ситуаций с потерей теплоносителя первого контура. Ввиду того, что расчетное определение расхода истекающего через разрыв в процессе МПА двухфазного теплоносителя затруднительно, проводятся крупномасштабные модельные испытания. Для имитации разрыва трубы обычно используется принудительный разрыв заглушки на торце экспериментального участка.

Другим характерным типом исследования является проверка надежности охлаждения АкЗ при выходе из строя ГЦН или перерыве их электропитания. В этом случае имитируется расчетная кривая выбега насосов с учетом их маховой массы и расчетная кривая снижения тепловыделения после аварийной остановки ЯР (остаточное тепловыделение). Соответственно проводится быстрое уменьшение расхода среды по заданному графику и последующий (с небольшим отставанием) сброс тепловой нагрузки также по заданной кривой. Обычно вслед за снижением расхода воды его несколько увеличивают, имитируя ввод в действие аварийного охлаждения АкЗ. В этих случаях требуется параллельное быстрое изменение расхода, тепловой нагрузки и входной энтальпии по заданному сложному графику.

При модельных исследованиях нестационарных ТГП, возникающих в результате аварийного образования течи с потерей рабочей среды, решается ряд сложных методических задач. К ним, в частности, можно отнести организацию аварийного истечения в заданный промежуток времени, измерение нестационарного расхода через неопределенное разрывное сечение при переменном паросодержании, разработку системы измерения динамического сброса давления, измерение распределения динамических характеристик рабочей среды в объекте исследования, измерение нестационарных температур поверхностей нагрева. Даже при упрощенных условиях подобные исследования нестационарных процессов, вызываемых аварийной ситуацией, весьма сложны.

Значительный опыт подобных исследований накоплен в МЭИ. Примером могут послужить типичные стендовые эксперименты, выполненные с целью изучения нестационарных процессов, возникающих в результате аварийного образования течи, связанной с потерей рабочей среды [68].

Указанные исследования проводились на установке, показанной на рис. 2.31. Для имитации работы установки с ЯР ВВЭР экспериментальная емкость (160 л) снабжена внутрикорпусным устройством, а с целью имитации образования течи она оборудована сбросным устройством. Емкость оборудована



подводящим и отводящим трубопроводами горячей воды, с помощью которых осуществляется ее прогрев и выход на режим. Установка просвечивалась γ -излучением от четырех источников ^{137}Cs , расположенных на разной высоте.

Рис. 2.31. Схема узла экспериментальной установки для организации и исследования нестационарных процессов при аварийной потере рабочей среды: 1 - питательная вода; 2 - просвечивающее устройство; 3 - экспериментальная камера; 4 - подводящий трубопровод; 5 - насос; 6 и 9 - воздушники; 7 и 10 - дренажи; 8 - емкость для сброса пароводяной смеси; 11 - сбросное устройство; 12 - разрывное устройство; 13 - отводящий трубопровод.

После выхода на режим по давлению, температуре рабочей среды и стенок записывались интенсивности излучения I_0 для всех отметок по высоте и закрытых свинцовыми пробками источников излучения. Затем пробки извлекались и фиксировались значения I воды при рабочих параметрах. По заданному сигналу контур разуплотнялся с помощью сбросного устройства и производилась запись параметров процесса сброса от номинального давления до 0,1 МПа. Фиксировалось время процесса (а следовательно, и скорость), количество остаточной воды, температура стенки и среды. Остаточная вода сливалась в мерную емкость и производилась запись интенсивности излучения на паре. Общая характеристика изменения давления в процессе истечения через разрывное устройство и регистрируемой интенсивности проходящего излучения, а следовательно, и паросодержания по высоте экспериментальной емкости показана на рис. 2.32.

В процессе осушения ЯР из-за течи резко повышается температура АкЗ за счет аккумулированного в ней тепла. Температура по данным различных исследователей повышается до 700 – 1200 °С и более. Для исследования режимов и характера теплообмена при работе САОЗ в МЭИ также выполнялись стендовые эксперименты с имитацией аварийной ситуации путем внутреннего залива снизу одиночной трубки охлаждающей водой. Экспериментальная установка представляла собой разомкнутую прямоточную систему, основным элементом которой являлся экспериментальный участок трубы из нержавеющей стали диаметром 14 × 2 мм и высотой 2,5 м с электрическим обогревом. Схема экспериментального участка приведена на рис. 2.33.

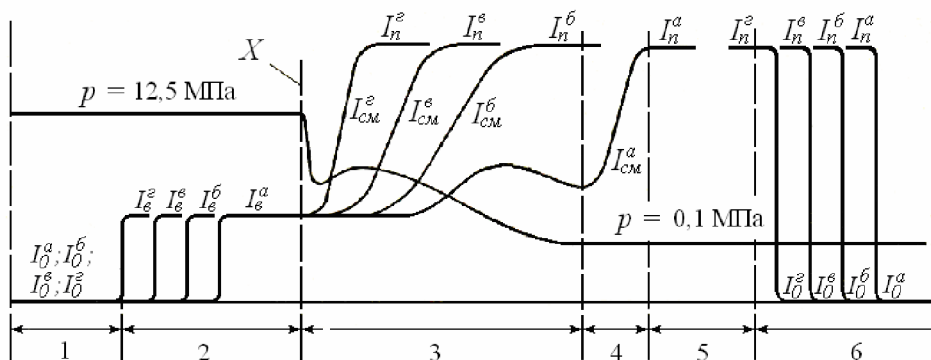


Рис. 2.32. Динамика параметров процесса при аварийной потере рабочей среды: 1 – запись нулевых показаний I_0 (коллиматор закрыт пробками); 2 – тарировка на воде при рабочих параметрах; 3 – процесс сброса давления; 4 – слив остаточной воды; 5 – тарировка на паре; 6 – проверка нулевых показаний (коллиматор закрыт пробками); X – момент разуплотнения экспериментальной емкости.

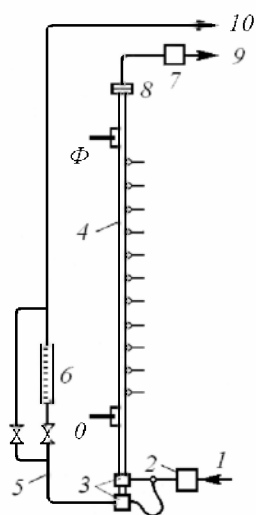


Рис. 2.33. Схема узла экспериментальной установки для организации и исследования нестационарного теплообмена при послеварийном охлаждении ТВЭЛ: 1 – от питательного бака; 2 – электрический ротаметр; 8 и 7 – отсечные клапаны; 4 – экспериментальный участок; 5 – тарировочная линия; 6 – стеклянный ротаметр; 8 – фланцевый токоизолирующий разъем; 9 – через сепаратор в бак; 10 – в бак.

В обогреваемом экспериментальном участке образовывалась пароводяная смесь. На параллельной линии, служащей для регулирования расхода и тарировки, был установлен стеклянный ротаметр со сливом воды в бак. Кроме того, установка была снабжена предвключенным компенсационным участком, многоточечным термодарным контролем, насосом, обеспечивающим постоянный расход при меняющемся внешнем гидравлическом сопротивлении, а также автоматическое управление отсечными клапанами.

Для имитации аварийной ситуации после потери рабочей среды эксперимент начинался с разогрева экспериментального участка без его охлаждения и пропуска воды через линию стеклянного ротаметра в бак. После достижения необходимого уровня температуры и тепловой нагрузки на экспериментальном участке и расхода на линии стеклянного ротаметра с помощью отсечных клапанов расход практически мгновенно переключается на экспериментальный участок. В результате были получены характеристики скорости снижения температуры поверхности нагрева в различных точках.

Наличие ТВС, особенно при тесном расположении стержней, вносит коррективы в температурный режим по сравнению с одиночной трубой, поскольку условия прогрева ТВС в результате разгерметизации системы и охлаждения после включения САОЗ различны для разных стержней.

В качестве примера на рис. 2.34, *а* показана экспериментальная установка для организации нестационарных процессов и исследования температурного режима ТВС с различным количеством и расположением стержней в условиях аварии. Установка состояла из проточного корпуса с опытными пучками, аккумулятора подачи охлаждающего агента и ПГ с регулятором давления. Проточный корпус с электрообогреваемыми стержнями имитировал АкЗ ЯР, а стержни - ТВЭЛ.

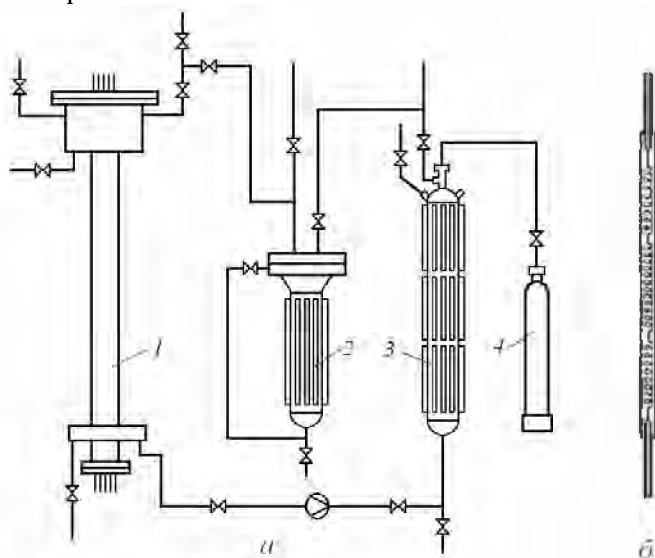


Рис. 2.34. Узел экспериментальной установки для организации и исследования нестационарного теплообмена при послеварийном охлаждении ТВС: *а* - схема; *б* - электрообогреваемый стержень; 1 - проточная электрообогреваемая экспериментальная сборка; 2 - ПГ; 3 - аккумулятор; 4 - баллон с газом.

С целью достижения требуемой температуры охлаждающей воды аккумулятор был оборудован внешними электронагревателями. Баллон с газом высокого давления обеспечивал поддержание в аккумуляторе требуемого постоянного давления. ПГ также оборудовался внешними электронагревателями. Конструкция теплового имитатора ТВЭЛ в указанных экспериментах, показанная на рис. 2.34, *б*, является типичной для такого рода исследований, в которых внутренние электронагреватели моделируют соответствующий закон энерговыделения.

Исследование начиналось с умеренного обогрева электронагревателями. Сначала через ТВС продувался водяной пар от ПГ. После повышения темпе-

ратуры стержней до 300 – 350 °С повышалась мощность нагревателей. Как только температура стержней достигала заданного наибольшего значения (1000 – 1100 °С), включалась аварийная система впрыска воды с определенным расходом. Условия охлаждения улучшались к периферии ТВС, а оптимальный режим охлаждения устанавливался экспериментальным путем.

Результаты подобных теплофизических исследований температурной динамики оболочек ТВЭЛ при возникновении МПА рассматриваются далее. Как известно, при возникновении МПА вследствие интенсивной генерации пара на поверхности ТВЭЛ происходит кризис теплоотдачи с последующим

переходом в режим закризисной теплоотдачи. Указанные процессы приводят к быстрому увеличению температуры оболочки до 1000 – 1200 °С. Температурная динамика оболочек ТВЭЛ представлена на рис. 2.35.

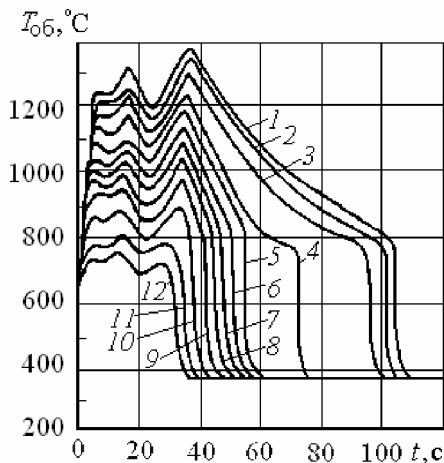


Рис. 2.35. Изменение температуры оболочек ТВЭЛ $T_{об}$ при МПА: 1 - $Kq = 1,65$; 2 - $Kq = 1,60$; 3 - $Kq = 1,50$; 4 - $Kq = 1,35$; 5 - $Kq = 1,20$; 6 - $Kq = 1,10$; 7 - $Kq = 1,00$; 8 - $Kq = 0,90$; 9 - $Kq = 0,80$; 10 - $Kq = 0,65$; 11 - $Kq = 0,50$; 12 - $Kq = 0,36$.

Различные кривые на рис. 2.35 относятся к разным группам ТВС с различным коэффициентом, неравным Kq . Максимальная температура оболочек ТВЭЛ на начальном этапе аварий не достигает температуры плавления. Как-нибудь повлиять на разрыв ТВЭЛ на последующем этапе невозможно. Последующая утечка ТН из контура приводит к его опорожнению и полному осушению.

На рис. 2.36 представлены результаты расчетного определения температурной динамики оболочки ТВЭЛ в двух фазах МПА: в ее начальном периоде

и после срабатывания САОЗ. Современные методы компьютерного моделирования таких аварий детально рассматриваются в следующей главе.

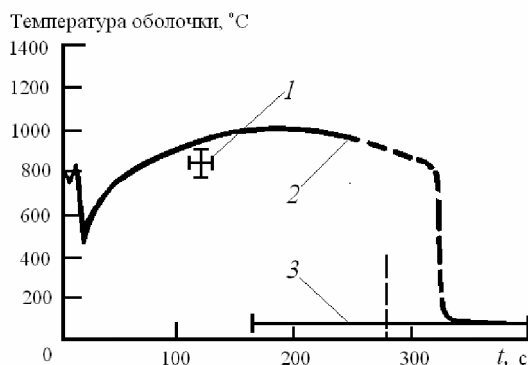


Рис. 2.36. Температурная динамика оболочки ТВЭЛ при МПА: 1 — начальная фаза аварии; 2 — срабатывание САОЗ; 3 — лучшая оценка момента повторного охлаждения (в пределах погрешности).

Следует отметить, что наиболее совершенные расчетные методики определения температурных режимов ТВЭЛ в условиях МПА должны учитывать также и рассмотренные выше в подразделе 2.1 физические эффекты, связанные с набуханием оболочек топливных сердечников. Как известно, к концу топливной кампании водоохлаждаемого ЯР давление под оболочкой ТВЭЛ может возрасти до 10 МПа и более. Если внешнее давление (теплоносителя) становится меньше внутреннего, то при определенной температуре может произойти набухание оболочки, а не мгновенный ее разрыв, как это было бы при более высокой температуре. Набухание может привести к блокировке каналов теплоносителя и ограничить его поток. Это, в свою очередь, может привести к серьезному повреждению топлива. Рис. 2.37 иллюстрирует процесс набухания оболочек ТВЭЛ в типичной ТВС ЯР PWR.

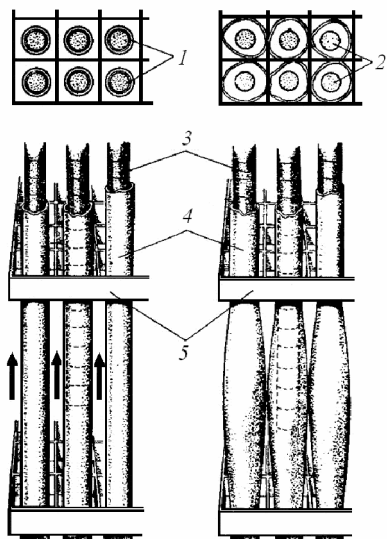


Рис. 2.37. Физический характер набухания оболочек ТВЭЛ в типичной ТВС ЯР PWR. 1 - нормальные топливные стержни; 2 - набухание топливных стержней; 3 - топливные таблетки; 4 - оболочка; 5 - дистанционирующая решетка.

2.2.2. Основные типы аварийных режимов в водоохлаждаемых реакторных установках некипящего типа

Реакторы с водой под давлением (отечественные ВВЭР и их зарубежные аналоги PWR) являются наиболее распространенным типом энергетических РУ. Функциональные особенности указанных ЯР, а также характерные для них виды аварийных режимов целесообразно рассматривать на примере аварийных рабочих режимов для типичной компоновки одного из современных американских проектов водоохлаждаемой двухпетлевой РУ некипящего типа. Указанные ЯР широко используются в атомной энергетике США, Японии и ряда других стран.

Штатные режимы эксплуатации типичного ЯР PWR. Принципиальная схема РУ указанного типа, а также противоаварийного комплекса САОЗ представлена на рис. 2.38. В каждой из двух циркуляционных петель первого контура ГЦН прокачивает поступающий из ПГ теплоноситель с температурой 292 °С через АкЗ ЯР, где он нагревается до 325 °С (вода не кипит при этой температуре, поскольку находится ниже линии насыщения). Затем теп-

лоносите́ль первого контура возвращается в U-образные трубки ПГ, где охлаждается до 292 °С, отдавая свое тепло воде второго контура, которая кипит с образованием пара. Пар подается на турбину, расположенную вне ЗО, после чего конденсируется и с помощью питательного насоса возвращается в секции второго контура ПГ. На рис. 2.38 также показаны различные контуры САОЗ, предназначенные для инъекции в первый контур воды при аварийном охлаждении АкЗ. САОЗ включает:

а) гидроаккумуляторы, давление в которых поддерживается с помощью азотной подушки. Гидроаккумуляторы соединены с первым контуром автоматическими клапанами, которые открываются, если давление в них падает ниже установленного (обычно $4 \cdot 10^6$ Па);

б) систему инъекции воды высокого давления, которая позволяет подавать в контур воду под давлением около 10^7 Па с относительно малым расходом;

в) систему инъекции воды низкого давления, которая позволяет подавать в ЯР воду с большим расходом при достаточно низком давлении (обычно ниже $3 \cdot 10^6$ Па).

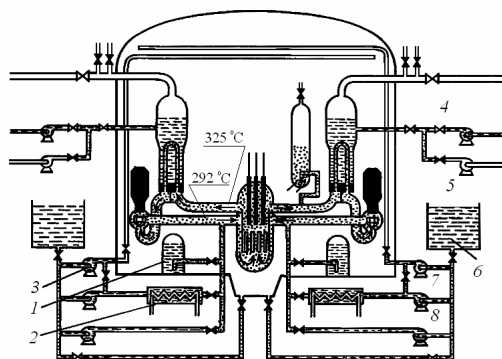


Рис. 2.38. Принципиальная компоновка РУ типа PWR и противоаварийного комплекса САОЗ: 1 – гидроаккумулятор; 2 – теплообменник аварийного расхолаживания системы инъекции низкого давления; 3 – насос для впрыска воды под ЗО; 4 – главный питательный насос; 5 – вспомогательный насос; 6 – резервуар с водой; 7 – система инъекции воды низкого давления; 8 – система инъекции воды высокого давления.

Сочетание этих систем инъекции позволяет осуществлять аварийное охлаждение АкЗ при различных авариях с потерей давления и потерей теплоносителя. В ходе аварии теплоноситель, истекающий из первого контура, собирается дренажной системой в нижней части ЗО и может быть возвращен в первый контур с помощью насосов САОЗ. В системе инъекции низкого давления возвращаемая в ЯР вода проходит через теплообменник, где охлаждается системой подачи охлаждающей воды к компонентам ЯР. Это обеспечивает возможность длительного отвода остаточного тепловыделения из ЯР при аварии с потерей теплоносителя. Кроме того, при аварии с помощью насосов системы инъекции низкого давления можно впрыскивать воду под ЗО, конденсируя находящийся там пар и понижая, таким образом, давление.

На рис 2.39 штатные рабочие режимы ЯР изображены на диаграмме в координатах «давление – температура». Сплошной линией обозначена зависимость температуры насыщения от давления. Чтобы исключить появление

пара в ЯР, его рабочая точка должна находиться слева от линии насыщения. На рисунке также обозначены границы рабочего режима, показывающие входную и выходную температуры теплоносителя при рабочем давлении. Регулировка давления в ЯР осуществляется с помощью компенсатора давления, в котором объем жидкости находится в контакте с паром при давлении насыщения. Испарением жидкости или конденсацией пара в компенсаторе давления обеспечивается поддержание в соединенном с ним первом контуре ЯР заданное давление. Таким образом, согласно рис. 2.39, рабочая точка компенсатора давления лежит на линии насыщения.

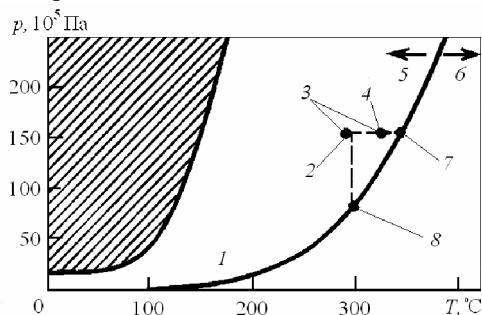


Рис. 2.39. Диаграмма рабочих состояний ЯР PWR: 1 - линия насыщения; 2 - состояние воды в холодной нитке петли; 3 - штатные рабочие условия; 4 - состояние воды в горячей нитке; 5 - вода; 6 - пар; 7 - рабочая точка компенсатора давления; 8 - фактическое состояние теплоносителя сразу после возникновения аварии с его потерей.

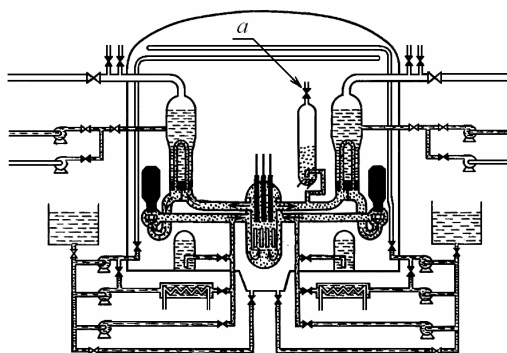
Находящийся в ЯР теплоноситель может оказаться в состоянии насыщения либо в результате повышения температуры, либо в результате понижения давления. Обычно переход в состояние насыщения происходит при падении давления, как это показано на рисунке. Если падение давления вызвано течью в первом контуре, то в начальные моменты времени оно происходит с весьма высокой скоростью. Однако после достижения условий насыщения скорость падения давления существенно снижается и процесс даже может пойти в обратном направлении с кратковременным повышением давления в ЯР.

При пуске и останове ЯР необходимо исключить возможность таких переходных процессов, которые могут привести теплоноситель в состояние насыщения с образованием пара. Кроме того, не следует повышать давление внутри корпуса при слишком низкой температуре, поскольку это может привести к росту имеющихся в нем дислокаций, их развитию и образованию значительных трещин в корпусе ЯР. Поэтому зону, выделенную в левой части рис. 2.39, также необходимо избегать при пуске и останове ЯР. Таким образом, существует рабочая область, ограниченная как со стороны низкой, так и со стороны высокой температуры, как это показано на рисунке. На практике ЯР выводится на рабочий режим достаточно долго - примерно 24 ч. Контролируемая остановка с возвратом в «холодное» состояние также занимает около 24 ч.

Типичные нарушения режима штатной эксплуатации ЯР могут быть классифицированы в соответствии со следующими категориями:

а) *Нарушения, приводящие к изменению количества теплоносителя в первом контуре.* Прежде всего, это может быть потеря жидкости через предохранительный клапан или другие вспомогательные контуры ЯР. Кроме то-

го, количество воды в первом контуре может возрасти в результате непреднамеренной подачи воды в контур нагнетательными насосами высокого давления. В итоге компенсатор давления может оказаться полностью заполненным водой, и регулировка давления в первом контуре станет невозможной.



На рис. 2.40 – 2.44 стрелками обозначены соответствующие области локализации исходных аварийных событий применительно к основным типам нерегуlementных эксплуатационных состояний ЯР PWR, ВВЭР.

Рис. 2.40. Нарушение штатного режима эксплуатации, связанное с превышением уровня в компенсаторе давления.

б) Нарушения, связанные с отводом тепла теплоносителем второго контура. В эту категорию можно отнести прекращение подачи питательной воды или изменение ее температуры, ложное срабатывание главных клапанов паропровода, остановку турбины, а также ложное срабатывание клапанов регулировки давления и предохранительных клапанов (рис. 2.41).

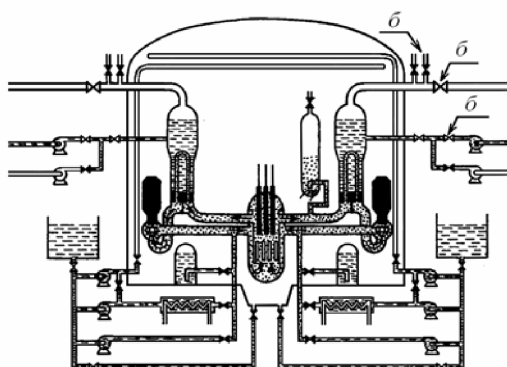


Рис. 2.41. Нарушения штатного режима эксплуатации, связанные с нарушением подачи питательной воды.

в) Иные виды нарушений. Эта категория включает, в частности, самопроизвольное срабатывание СУЗ, а также возможность внезапного заклинивания одного из ГЦН (рис. 2.42).

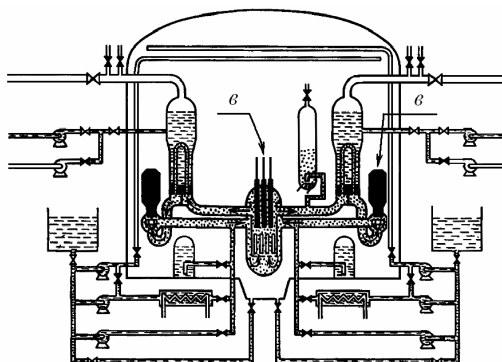


Рис. 2.42. Нарушения штатного режима эксплуатации, связанные с заклиниванием одного из ГЦН и нерегуlementным срабатыванием СУЗ.

з) К аварийным ситуациям для водоохлаждаемых ЯР приводят также (как показано на рис. 2.43) зависания предохранительных клапанов, свищи в паропроводе или входной части трубопровода первого контура, а также возникшие потери расхода теплоносителя во всех циркуляционных насосах.

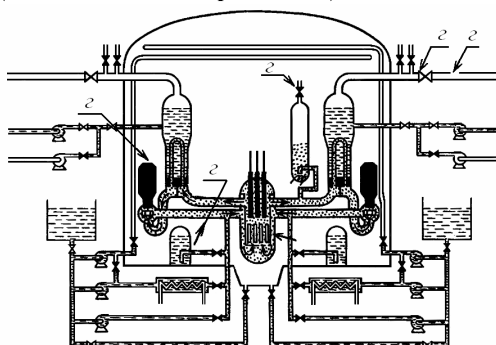
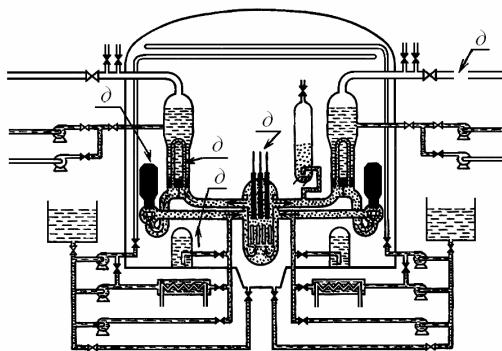


Рис. 2.43. Типичные аварийные ситуации в ЯР PWR, ВВЭР.

д) Зоны локализации исходных аварийных событий при возникновении типичных проектных аварий в ЯР PWR, ВВЭР показаны на рис. 2.44 символом «д». В число этих событий входят: разрыв циркуляционного трубопровода первого контура (МПА); разрыв главного паропровода; разрушение трубок ПГ; заклинивание ротора одного из ГЦН; повреждение кожуха механизма привода СУЗ, которое сопровождается выбросом соответствующего кластера поглощающих элементов.



ПГ; заклинивание ротора одного из ГЦН; повреждение кожуха механизма привода СУЗ, которое сопровождается выбросом соответствующего кластера поглощающих элементов.

Рис. 2.44. Области локализации исходных аварийных событий типичных проектных аварий в ЯР PWR, ВВЭР.

Авария с потерей теплоносителя при возникновении малой течи первого контура. До возникновения аварии на энергоблоке «ТМІ-2» (1979 г., США) наибольшее внимание было сосредоточено на возможной аварии с потерей теплоносителя через большой разрыв в первом контуре. Однако эта авария отчетливо показала, что реальную угрозу представляет возникновение в первом контуре малой течи с эквивалентным диаметром до 120 мм, при которой не происходит катастрофического снижения давления в АкЗ ЯР. В ходе указанной аварии такая течь возникла в результате аварийного зависания предохранительного клапана компенсатора давления, подключенного к первому контуру. Вместе с тем течь подобного типа принципиально могла бы появиться также и в результате разрыва одного из трубопроводов малого диаметра, подключенных к первому контуру РУ. На рис 2.45 представлена гистограмма диаметров и поперечных сечений трубопроводов, подключенных к первому контуру типичного ЯР PWR, а также указана доля поперечного се-

чения этих трубопроводов по отношению к проходному сечению циркуляционного трубопровода первого контура.

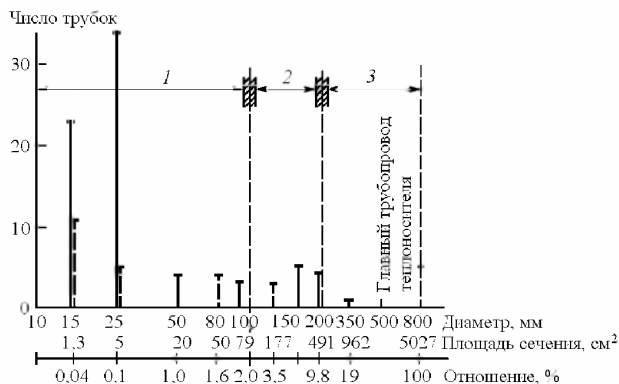


Рис. 2.45. Гистограмма диаметров и поперечных сечений соединительных трубопроводов, а также отношение их сечений к сечению главного трубопровода для ЯР типа PWR. Сплошные линии - трубопроводы первого контура; штриховые линии - трубопроводы компенсатора давления: 1 - малые разрывы; 2 - средние разрывы; 3 - большие разрывы.

Важное отличие двух видов возможных течей из первого контура РУ - из трубопроводов большого и малого диаметра - состоит в скорости аварийного снижения давления теплоносителя в АкЗ ЯР. Рис. 2.46 иллюстрирует аварийную динамику изменения давления в АкЗ ЯР типа PWR после появления малой течи из первого контура РУ (исходные расчетные условия: два насоса высокого давления САОЗ; четыре резервуара для повторного заполнения АкЗ каждый по 286 м^3 ; насосы инъекции низкого давления не функционируют).

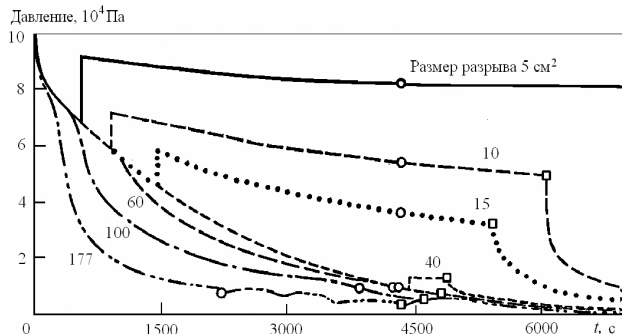
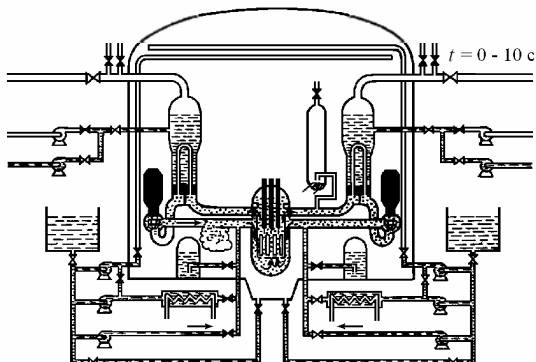


Рис. 2.46. Аварийная динамика изменения давления в первом контуре ЯР PWR при аварии с потерей теплоносителя через малый разрыв: $\circ$ - момент снижения температуры в первом контуре до 175°C ; $\square$ - повторный залив АкЗ вследствие опорожнения аккумуляторов САОЗ.

На рис. 2.47 – 2.51 проиллюстрирована типичная последовательность событий при аварии с подобной малой течью из первого контура реактора PWR с потерей теплоносителя. Как и в случае аварии с потерей теплоносителя через крупный разрыв, наиболее серьезной является ситуация при разрыве холодного входного трубопровода ЯР.

Следствием потери теплоносителя первого контура является аварийное снижение давления в АкЗ и аварийный останов ЯР средствами АЗ. При понижении давления теплоносителя до уровня около 10^7 Па происходит срабатывание системы инъекции воды высокого давления САОЗ. При давлении около $7 \cdot 10^6 \text{ Па}$ происходит вскипание теплоносителя в компенсаторе давления, а также в АкЗ ЯР. Эта фаза аварии, соответствующая ее первым десяти

секундам, представлена на рис. 2.47. Работа ГЦН в указанных условиях, с одной стороны, будет способствовать охлаждению АкЗ, с другой стороны, -

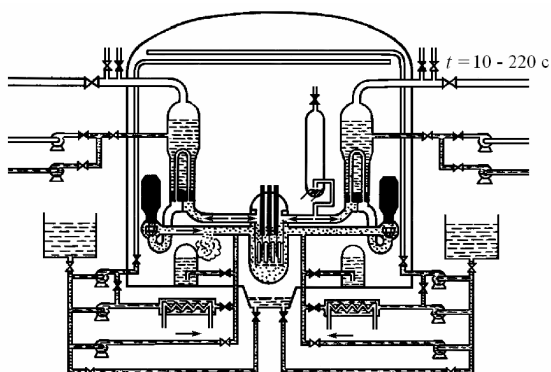


приведет к увеличению потери теплоносителя через возникший разрыв. С учетом последнего из указанных факторов целесообразным в условиях подобной аварии является отключение ГЦН.

Рис. 2.47. Начальная фаза аварии с потерей теплоносителя через малый разрыв.

В результате падения давления в ЯР происходит образование пара, скапливающегося в верхней камере. В то же время скорость истечения воды достаточно велика, хотя с ней из системы отводится относительно малое количество энергии. Понижение уровня теплоносителя в корпусе ЯР до уровня его патрубков происходит за время, составляющее около 250 с, в течение которых давление в корпусе может оставаться высоким, что препятствует срабатыванию гидроаккумуляторов и системы инъекции низкого давления САОЗ.

На этом этапе происходит опорожнение секций ПГ (заполняющая их первоначально вода истекает через разрыв) и заполнение их поступающим из ЯР паром, как показано на рис. 2.48. Очевидно, что ПГ являются эффективным средством охлаждения, поскольку в их трубчатке может конденсироваться поступающий из АкЗ пар, а вода может стекать обратно в АкЗ. Реализации эффективного теплоотвода в ПГ может, однако, препятствовать состояние теплоносителя второго контура, параметры которого могут быть недостаточны для реализации эффективного отвода теплоты из первого контура. Так, если во втором контуре сохраняется штатное давление $7 \cdot 10^6$ Па, и при таком же давлении поступает в ПГ пар из первого контура, то ввиду отсутствия температурного напора теплоотвод в указанных условиях становится



невозможным. Восстановление требуемого в ПГ температурного напора может быть обеспечено двумя путями: охлаждением теплоносителя второго контура или снижением его давления.

Рис. 2.48. Вторая фаза аварии с потерей теплоносителя через малую течь - конденсация обратного потока.

Дальнейшая потеря теплоносителя первого контура приводит к осушению АкЗ, как это иллюстрируется рис. 2.49. В этих условиях давление в корпусе ЯР продолжает оставаться достаточно высоким из-за образования пара, который не может выйти через разрыв в холодной нитке ГЦК, поскольку заблокирован водой в корпусе ЯР и в ГЦН. Петлевой затвор ГЦН заполнен водой, которая препятствует проникновению пара из корпуса ЯР через ПГ и ГЦН к разрыву. Уровень воды в расположенном около разрыва затворе со стороны ГЦН (с левой стороны петлевого затвора, в левой части рис. 2.50) примерно соответствует уровню воды в корпусе ЯР. В этих условиях пар может пройти через затвор только тогда, когда уровень воды опустится до нижней части U-образного петлевого затвора. С этого момента пар из АкЗ начинает движение через ГЦН и вдоль холодного трубопровода к разрыву. Результатом этого движения является быстрое падение давления. Оставшаяся в нижней части АкЗ вода частично испаряется, и пароводяная смесь повторно смачивает верхнюю часть АкЗ. В процессе дальнейшего снижения давления может произойти повторное осушение АкЗ (как и при аварии с потерей теплоносителя через большой разрыв). Однако падение давления в ГЦК делает возможным срабатывание гидроаккумуляторов и системы инъекции низкого давления САОЗ, что позволяет быстро затопить и охладить АкЗ. В дальнейшем (более чем через 350 с) расхолаживание происходит аналогично аварии с крупным разрывом.

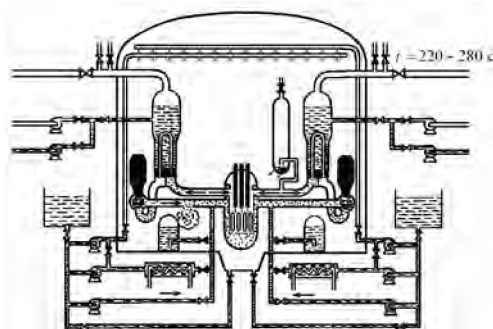


Рис. 2.49. Фаза первого осушения АкЗ в аварии с малой течью.

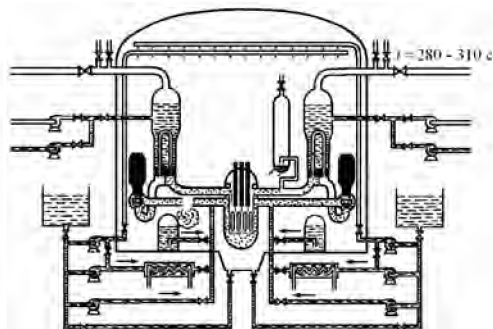
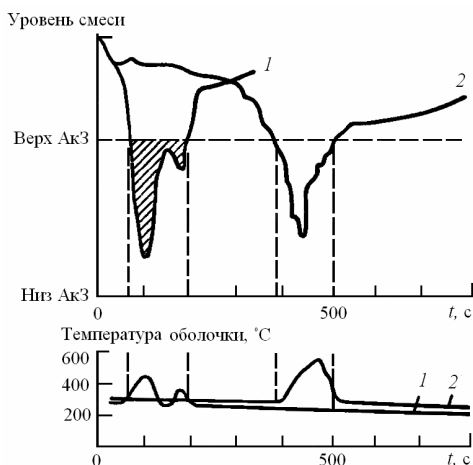


Рис. 2.50. Фаза повторного осушения АкЗ.

На рис. 2.51 представлена динамика изменения уровня воды и температуры оболочки топлива в случае аварии с потерей теплоносителя для двух различных эквивалентных диаметрах разрыва. Показан также уровень двухфазной смеси в корпусе ЯР.

Вышерассмотренная конструкция САОЗ реактора PWR, подающей борированную воду из гидроаккумуляторов в холодную нитку ГЦН, является типичной для находящегося в эксплуатации парка ЯР в США. Известный интерес представляет также более совершенная конструкция САОЗ, реализованная в американских и европейских проектах ЯР нового поколения. Ука-

занная конструкция САОЗ позволяет инжектировать воду как в холодный, так и в горячий трубопровод (по которому теплоноситель отводится из корпуса ЯР). Такой способ инжекции позволяет ускорить охлаждение АкЗ и



уменьшить максимальную температуру топливной оболочки при аварии с потерей теплоносителя через малый разрыв, быстрее понизить давление и ускорить, таким образом, ввод в действие гидроаккумуляторов и системы инжекции низкого давления.

Рис. 2.51. Динамика изменения уровня парожидкостной смеси в корпусе ЯР и температуры оболочки ТВЭЛ: 1 – эквивалентный диаметр разрыва 0,2 м; 2 – эквивалентный диаметр разрыва 0,1 м.

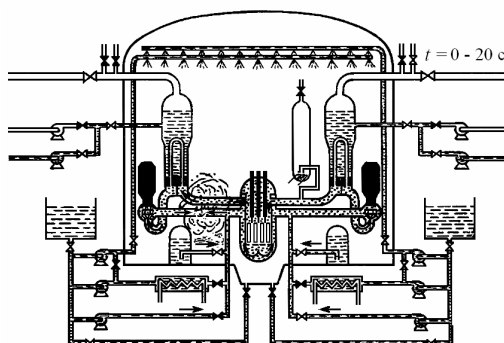
Авария ЯР типа ВВЭР, PWR с потерей теплоносителя через крупный разрыв. Типичной МПА для ЯР типа ВВЭР, PWR является авария с потерей теплоносителя в результате большого разрыва ГЦК или присоединенных к нему трубопроводов вспомогательных систем. Предполагается, что при такой аварии один из входных трубопроводов, ведущих от ГЦН к ЯР, оказывается полностью разорванным, причем из обоих оборванных концов может свободно истекать теплоноситель первого контура. Часто такой вид разрыва называют «гилютинированием обоих концов» или разрывом на «200 %». В этих условиях по неповрежденным петлям ГЦК теплоноситель продолжает поступать, что определяет асимметрию процессов, протекающих в АкЗ при такой МПА. Кроме того, в проектных проработках подобной аварии предполагается, что с момента начала МПА происходит полное обесточивание АЭС, причем в АкЗ вводятся все группы СУЗ, кроме одной, имеющей наибольшую эффективность, для которой предполагается ее отказ.

В соответствии с указанным сценарием МПА, при срабатывании АЗ мощность ЯР снижается до остаточного тепловыделения. Обесточивание ГЦН приводит к их останову после некоторого выбега, после снижения давления в АкЗ ЯР до установленного значения САОЗ подает в АкЗ из гидроаккумуляторов борированную воду.

В соответствии с положениями о нормативах эксплуатации водоохлаждаемых ЯР динамика подобной МПА выглядит следующим образом.

Последовательность ее основных событий после возникновения разрыва показана на рис. 2.52 – 2.57, где проиллюстрирована ситуация во всем контуре ЯР. На рис. 2.56 дано более детальное изображение аварийных событий, происходящих в корпусе ЯР. В структуре указанного сценария МПА целесообразно выделить четыре фазы развития аварии.

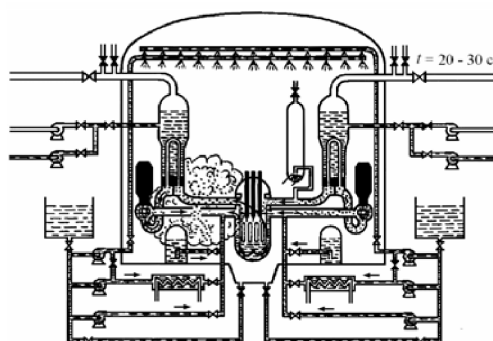
Фаза выброса. При штатном режиме эксплуатации (рис. 2.56, а) вода поступает по холодной части ГЦК в корпус ЯР, опускается по кольцевому зазору, окружающему АкЗ, поднимается сквозь АкЗ и затем покидает корпус ЯР, направляясь по горячей части ГЦК в ПГ. Если же в одном из холодных трубопроводов возникает разрыв, то через него начинает происходить выброс теплоносителя из корпуса ЯР и ГЦК, как это показано на рис. 2.52 и 2.56, б. В первые моменты скорость падения давления достаточно высока, но затем она уменьшается вследствие образования в контуре и корпусе пароводяной смеси, причем скорость истечения этой смеси через разрыв существенно ниже, чем для однофазной жидкости.



Примерно через 10 с после начала аварии давление в ГЦК падает настолько, что становится возможной подача воды из системы инъекции высокого давления и гидроаккумуляторов САОЗ.

Рис. 2.52. МПА - фаза выброса.

Фаза байпасирования. В начальный период срабатывания САОЗ, начинающегося с ввода в действие системы инъекции высокого давления и гидроаккумуляторов, в кольцевом опускном зазоре ЯР, по которому в штатном режиме движется теплоноситель, все еще сохраняется значительное восходящее течение пара, препятствующее поступлению борированной воды из



гидроаккумуляторов в нижнюю камеру ЯР. В результате борированная вода САОЗ обходит вход в кольцевой зазор и истекает через разрыв, как показано на рис. 2.53.

Рис. 2.53. МПА - фаза байпасирования.

Фаза повторного заполнения нижней камеры. Заполнение нижней камеры (см. рис. 2.54 и 2.56, б) начинается после дальнейшего понижения давления, когда восходящий поток пара в кольцевом зазоре становится достаточно малым и перестает ограничивать поступление борированной воды САОЗ. К этому времени должно произойти включение системы инъекции низкого давления. В типичном ЯР типа PWR повторное заполнение нижней камеры начинается примерно через 23 с после разрыва и занимает 17 с, завершая, таким образом, эту фазу аварии.

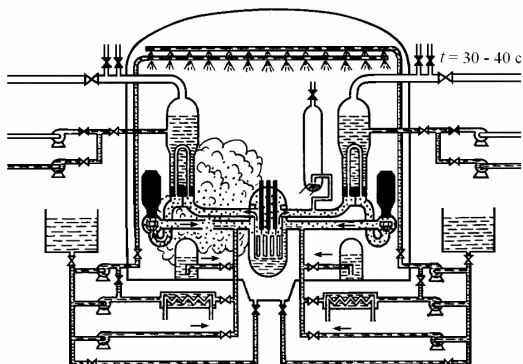


Рис. 2.54. МПА - фаза повторного заполнения нижней камеры.

Фаза повторного затопления АкЗ. На начальном этапе фазы выброса происходит осушение АкЗ, и температура оболочек ТВЭЛ начинает быстро повышаться, после чего она относительно медленно снижается в результате конвективной теплоотдачи к потоку пара. В типичном

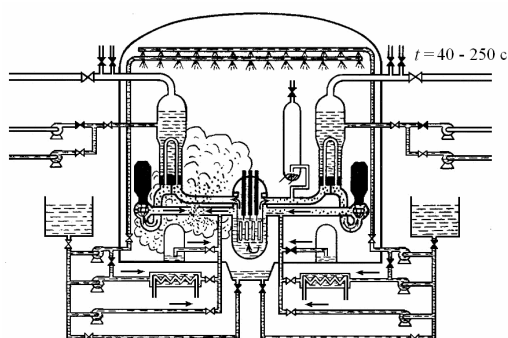
случае температура оболочек достигает уровня 1000 °С, что ведет к их разрушению, сопровождающемуся утечкой газообразных продуктов деления в первый контур и через разрыв - в ЗО. Динамика повреждений ТВЭЛ определяется их температурным режимом, а степень разрушения может быть оценена по следующим данным.

Характерные температурные уровни ТВЭЛ в условиях МПА

Температура, °С	Процессы в ТВЭЛ
350	Примерная температура оболочки ТВЭЛ при штатном режиме работы
800 - 1450	Разрушение оболочек в результате кризиса теплоотдачи, перфорация в результате повышения давления газообразных продуктов под оболочкой ТВЭЛ; выход газообразных продуктов, блокировка проходных сечений в ТВС при перфорации фрагментов оболочек
1450 - 1500	Пароциркониевая реакция $\text{Ct} + \text{H}_2\text{O}$, имеющая экзотермический характер с тепловыделением, превышающим остаточное тепловыделение ТВЭЛ; выделение водорода в результате пароциркониевой реакции; плавление оболочек ТВЭЛ
1500 - 1650	Автокаталитический характер пароциркониевой реакции, который возникает в случае, если ТВЭЛ не охлаждаются водой САОЗ
2150	Начало выхода газообразных продуктов деления из топливной матрицы
2700	Массовое плавление топливных сердечников

После заполнения нижней камеры ЯР начинается фаза повторного затопления АкЗ (см. рис. 2.55 и 2.56, з), в ходе которой происходит повторный контакт ТВЭЛ с борированным теплоносителем САОЗ в направлении снизу вверх. В течение этого этапа на входе в кольцевой зазор сохраняется постоянный напор борированного теплоносителя САОЗ, а избыток поступающего из этой системы аварийного охлаждения воды вытекает через разрыв, как это показано на указанных рисунках. По мере повторного смачивания ТВЭЛ происходит образование пара, так что уносимые им капли дисперсной влаги

опережают фронт повторного смачивания и выносятся в верхнюю камеру. Из нее парожидкостная смесь поступает в ПГ, ГЦН, в холодную часть ГЦК, истекая в итоге через разрыв. В ПГ капли жидкости частично испаряются обратным потоком тепла, поступающим от теплоносителя второго контура. Сопротивление ГЦН, по которому движется парожидкостная смесь, приводит к образованию в верхней камере ЯР противодействия, которое ограничивает скорость повторного затопления АкЗ (возникает «паровая пробка»). Наибольшее гидравлическое сопротивление на отрезке из верхней камеры через ПГ и ГЦН к разрыву создается в том случае, когда все капли диспергированной жидкости на выходе из АкЗ, попадают в ПГ, а ротор ГЦН находится в заблокированном состоянии. Однако сопротивление этого участка значительно уменьшается, а скорость затопления существенно возрастает, если капли оседают на конструкциях верхней камеры и, таким образом, не выносятся из корпуса ЯР, а ротор ГЦН может вращаться.



заблокированном состоянии. Однако сопротивление этого участка значительно уменьшается, а скорость затопления существенно возрастает, если капли оседают на конструкциях верхней камеры и, таким образом, не выносятся из корпуса ЯР, а ротор ГЦН может вращаться.

Рис. 2.55. МПА - фаза повторного затопления АкЗ.

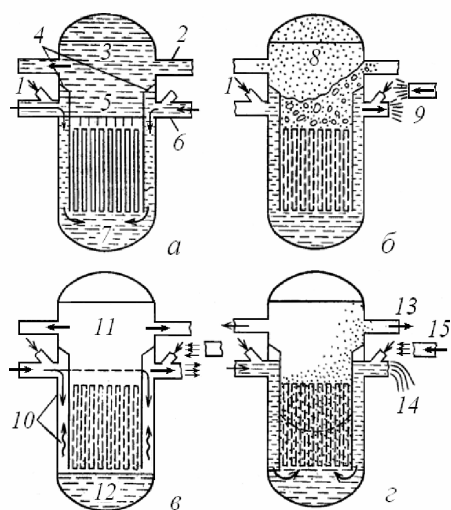
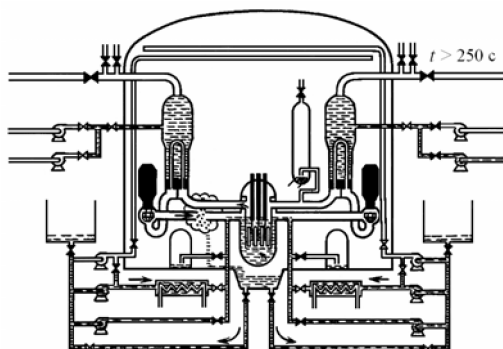


Рис. 2.56. Развитие событий в корпусе ЯР во время аварии с потерей теплоносителя через крупный разрыв: штатный рабочий режим (а), фаза выброса (б), фаза повторного заполнения нижней камеры (в), фаза повторного затопления АкЗ (г): 1 - трубопровод САОЗ; 2 - горячий трубопровод ГЦК; 3 - верхняя камера ЯР; 4 - опускной участок; 5 - АкЗ; 6 - холодный трубопровод ГЦК; 7 - нижняя камера; 8 - пар; 9 - разрыв холодного трубопровода ГЦК; 10 - поступление воды из САОЗ при ограничении его противотоком пара; 11 - разогрев ТВЭЛ; 12 - вода, поступающая из САОЗ; 13 - к ПГ; 14 - перелив; 15 - пар из ПГ.

Фаза длительного охлаждения. По истечении достаточно протяженного периода времени ситуация в этой фазе становится такой, как это показано на рис. 2.57. Насосы САОЗ низкого давления подают воду в неповрежденный холодный трубопровод, в результате чего создается напор теплоносителя, под действием которого происходит движение воды через АкЗ с малыми скоростями, которые соответствуют естественной циркуляции. В месте разрыва



ГЦК пар конденсируется на струях воды, разбрызгиваемой под оболочкой, а также на струях воды, разбрызгиваемой насосами инъекции воды низкого давления.

Рис. 2.57. МПА - фаза длительного охлаждения.

На этапе проектирования водоохлаждаемых ЯР типа ВВЭР, PWR обычно выполняются два вида расчетов МПА, возникновение которой предусматривается соответствующими проектами указанных РУ: оценочные и уточненные.

Так, в оценочной модели для описания различных явлений используются уравнения и предпосылки, приводящие к наихудшему результату развития аварии. При этом априорно принимается, что в начальной фазе выброса в ходе МПА вода из САОЗ не поступает в поврежденный корпус ЯР.

В отличие от вышеуказанных приближенных оценок уточненные компьютерные расчеты, которые рассматриваются далее в следующей главе настоящей монографии, предусматривают использование наиболее совершенных физических моделей, разработанных, например, для описания нестационарной теплогидравлики поврежденного ГЦК в ходе развития основных фаз МПА. Характерные особенности этой аварии, в частности сопровождающие ее ход волновые процессы, были рассмотрены выше при анализе аварийных переходных режимов реакторов ВВЭР.

Расчетные методы включают наиболее совершенные физические модели, на основе которых предпринимаются попытки численно рассчитать поведение системы. Следует, однако, отметить, что расчеты двухфазных потоков, особенно при быстрых переходных процессах в трубопроводах большого диаметра, до настоящего времени связаны со значительной неопределенностью.

В действительности процессы при разгерметизации первого контура значительно сложнее, чем рассмотренные выше. В начальной стадии аварии в месте разрыва ГЦК возникают волновые процессы, причем волны разрежения распространяются в обе стороны по петле и одновременно доходят к верхним и нижним частям АкЗ ЯР. В силу этой неравномерности в АкЗ возникают перепады давления, которые могут многократно превышать таковые в доаварийном режиме. Кроме того, возникают отраженные волны, что инициирует наложения волн и их сложное воздействие на ГЦК и ВКУ ЯР, в результате чего возможно пульсирование и даже реверсирование потока теплоносителя через АкЗ с формированием так называемого отрицательного расхода (сплошная кривая 2 на рис 2.25).

С учетом значительных сложностей моделирования и слабой изученности различных режимов течения двухфазных потоков в аварийных состояниях главного оборудования АЭС результаты такого моделирования не могут служить единственной основой, но обязательно должны приниматься во внимание при конструировании ЯР. Однако при этом разрабатываемая конструкция должна удовлетворять критериям, установленным с очень большим запасом надежности, не зависящим от достоверности существующих представлений о детальных характеристиках двухфазных потоков.

2.2.3. Аварии кипящих легководных реакторов с потерей теплоносителя

Подобно некипящим реакторам ВВЭР, РWR, корпусные водоохлаждаемые ЯР типа ВWR оборудованы аварийными средствами, которые призваны обеспечить охлаждение АкЗ в случае внезапного снижения давления в ГЦК или потери теплоносителя из него. Принципиальная схема типичной САОЗ ЯР типа ВWR представлена на рис. 2.58. Она состоит из четырех отдельных подсистем, а именно: впрыска в АкЗ воды высокого давления, автоматического снижения давления, впрыска в АкЗ воды низкого давления и инжекции теплоносителя низкого давления.

Насосы системы впрыска высокого давления получают воду из резервуара с конденсатом и (или) бассейна системы снижения давления, как это показано на рис. 2.58, и подают ее в корпус ЯР через перфорированные кольца, предназначенные для равномерного разбрызгивания воды вокруг АкЗ, и на ТВС. Эта система может функционировать во всем диапазоне рабочего давления и включается, когда вода в ЯР опускается ниже заданного уровня или давление в корпусе становится слишком высоким.

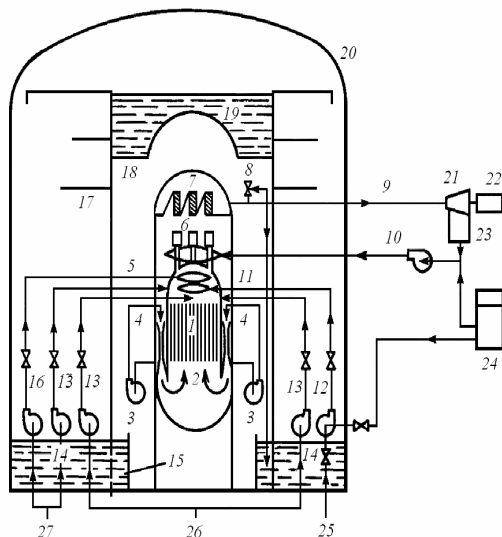
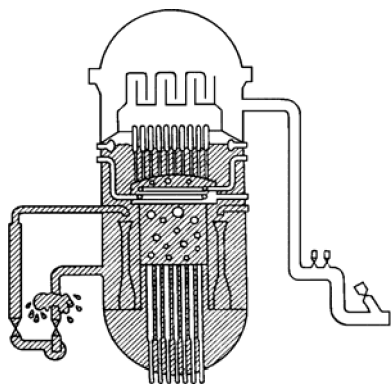


Рис. 2.58. Аварийные средства САОЗ ЯР типа ВWR: 1 - АкЗ; 2 - нижняя камера; 3 - рециркуляционный насос; 4 - струйные насосы; 5 - разбрызгиватель; 6 - сепараторы; 7 - осушители пара; 8 - предохранительные клапаны; 9 - пар; 10 - питательная вода; 11 - линии впрыска; 12 - впрыск высокого давления; 13 - впрыск низкого давления; 14 - бассейн снижения давления; 15 - горизонтальные проходы; 16 - впрыск низкого давления; 17, 18 - влажный и сухой колодцы; 19 - бассейн-водохранилище; 20 - 30; 21 - турбина; 22 - генератор; 23 - конденсатор; 24 - резервуар конденсата; 25, 26, 27 - дизели.

Если система впрыска воды высокого давления САОЗ оказывается не в состоянии поддерживать уровень воды или вообще не функционирует, давление в ЯР снижается автоматически с помощью системы снижения давления, дренирующей воду из ЯР в специальный бассейн. Понижение давления позволяет ввести в действие систему впрыска воды низкого давления и систему инъекции теплоносителя низкого давления, которые обеспечивают достаточное охлаждение. Насосы системы впрыска низкого давления забирают воду из бассейна системы снижения давления и разбрызгивают ее через перфорированные патрубки в верхней части корпуса ЯР над АкЗ; действия этой системы во многом аналогичны работе системы впрыска воды высокого давления САОЗ PWR. Система же инъекции теплоносителя низкого давления используется для длительного расхолаживания ЯР.

Типичная авария ЯР BWR с потерей теплоносителя через крупный разрыв (МПА). Наиболее серьезной аварией для ЯР типа BWR считается результат разрыва одного из трубопроводов, соединяющих ГЦН с корпусом ЯР, как показано на рис. 2.59. Такой разрыв приводит к более плавному снижению давления, чем в случае PWR, поскольку диаметр этого трубопровода (порядка 500 мм) значительно меньше, чем у главного трубопровода ЯР с водой под давлением (порядка 800 мм). Другим фактором, ограничивающим скорость падения давления, является то, что 40 % объема корпуса ЯР занимает пар, а паропровод перекрывается в течение нескольких секунд, изолируя корпус от главного потребителя (турбины), так что содержащийся в системе теплоноситель может вытекать только через разрыв. Хотя из-за разгерметизации поврежденного контура может произойти



обращение потока, первое время после начала аварии охлаждение АкЗ продолжается, поскольку в течение времени выбега питательный насос продолжает работать, подавая воду в корпус, а также поскольку продолжается циркуляция в неповрежденных контурах.

Рис. 2.59. МПА в ЯР типа BWR – начальная фаза.

В дальнейшем питательный насос останавливается, и всасывающий патрубок струйного насоса (создающего циркуляцию теплоносителя в корпусе) оказывается над уровнем воды, в результате чего скорость потока через АкЗ падает до нуля (рис. 2.60). Вследствие этого примерно через 10 с после начала аварии начинает происходить осушение АкЗ и повышение ее температуры. Выброс теплоносителя через разрыв осуществляется, в основном, в виде пара, поскольку к этому времени вода в кольцевом зазоре, где находятся струйные насосы, отсутствует, и по мере снижения давления в нижней камере увеличивается образование пара.

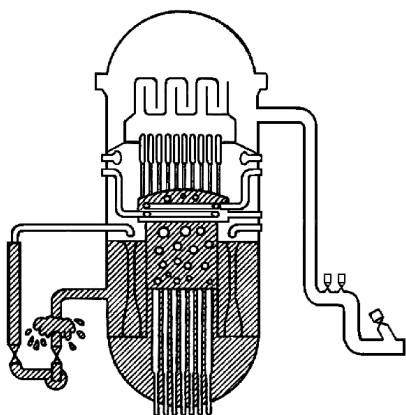


Рис. 2.60. МПА в ЯР типа BWR - фаза обнажения АкЗ.

Интенсивное парообразование, происходящее в результате падения давления, обозначают как мгновенное вскипание. Эта фаза аварии представлена на рис 2.61. В результате генерации пара в нижней камере ЯР в АкЗ возникает восходящий поток двухфазной смеси, что приводит к улучшению условий охлаждения АкЗ в этой фазе МПА.

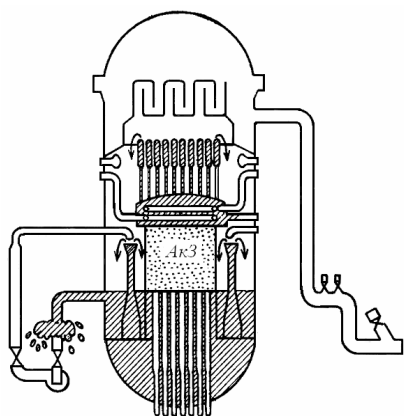


Рис. 2.61. МПА в ЯР типа BWR – фаза мгновенного вскипания в нижней камере ЯР.

Примерно через 30 с после начала МПА включается САОЗ и начинает работать система автоматического снижения давления в корпусе ЯР, что позволяет ввести в действие системы впрыска воды и инъекции теплоносителя низкого давления. Вода, которую САОЗ впрыскивает над АкЗ, стекает по кожухам, окружающим каждую ТВС, в нижнюю камеру.

Присутствие воды замедляет разогрев ТВС, в конечном итоге происходит затопление нижней камеры и вода начинает подниматься по АкЗ, охлаждая ее почти таким же образом, как это происходит в PWR. Как и в ЯР с водой под давлением, скорость повторного затопления ограничивается скоростью утечки образующегося пара - эффектом паровой блокировки.

Данная фаза аварии представлена на рис. 2.62, а на рис. 2.63 приведены типичные расчетные данные по изменению температуры оболочки ТВЭЛ при аварии с потерей теплоносителя.

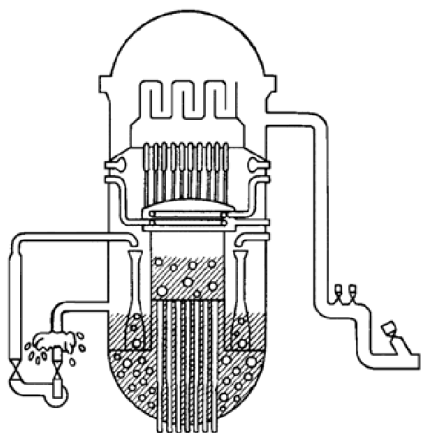


Рис. 2.62. МПА в ЯР типа BWR – фаза паровой блокировки.

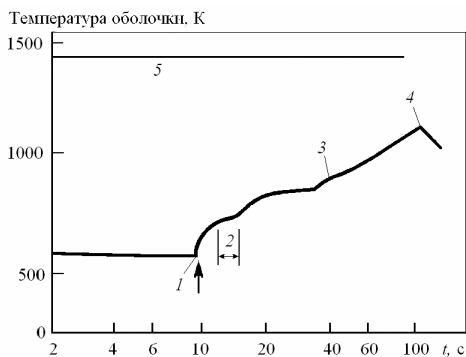


Рис. 2.63. Динамика изменения максимальной температуры оболочки ТВЭЛ в ЯР типа BWR при МПА: 1 - смена режима кипения; 2 - мгновенное вскипание в нижней камере; 3 - начало впрыска воды в АкЗ; 4 - повторное затопление АкЗ; 5 - установленный температурный предел (1477,6 К).

Типичная авария ЯР BWR с потерей теплоносителя через малый разрыв. При анализе аварийных режимов кипящего ЯР обычно рассматривается весь возможный диапазон характерных размеров разрыва ГЦК. При описанной выше МПА (в случае полного разрыва ГЦК) максимальная температура оболочки ТВЭЛ будет достигать наиболее высоких значений. В целом максимальная температура оболочки возрастает с увеличением размера разрыва в диапазоне его сечений от 0 до 100 см², достигая своего максимума в условиях МПА, которые соответствуют полному разрушению контура циркуляции.

2.2.4. Аварии с нарушением охлаждения тяжеловодных реакторов типа CANDU

В канадском проекте энергетического ЯР типа CANDU (дейтерий-урановом ЯР с тяжелой водой под давлением) тяжелая вода используется в качестве замедлителя и теплоносителя. В ЯР типа CANDU распределение теплоносителя при подаче в АкЗ и его сбор на выходе из нее осуществляются при помощи трубопроводов, называемых коллекторами, которые в свою очередь соединены с топливными каналами посредством труб, называемых питающими. Схематическое изображение системы охлаждения ЯР CANDU дано на рис. 2.64.

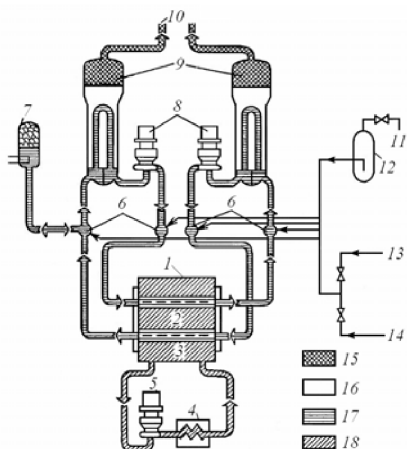


Рис. 2.64. Принципиальная схема системы охлаждения ЯР типа CANDU (включая систему аварийной инъекции теплоносителя): 1 - каландр; 2 - ЯР; 3 - топливо; 4 - теплообменник замедлителя; 5 - циркуляционный насос замедлителя; 6 - коллекторы; 7 - компенсатор давления; 8 - ГЦН; 9 - ПГ; 10 - паропроводы; 11 - газообразный азот; 12 - резервуары с водой; 13 - аварийная подача питательной воды; 14 - рециркуляция из дренажной системы реакторного отделения; 15 - легкая вода в парообразном состоянии; 16 - легкая вода в конденсированном состоянии; 17 - тяжеловодный теплоноситель; 18 - тяжеловодный замедлитель.

При аварии с потерей теплоносителя во все коллекторы с помощью отдельной системы аварийной инъекции теплоносителя подается легкая вода. Для ее инъекции в системе имеется ступень высокого давления, в которой (аналогично гидроаккумуляторам PWR) используется находящийся под давлением газ. В некоторых конструкциях эта ступень заменена насосами высокого давления, питаемыми водой из аварийного резервуара. Когда запас находящейся под высоким давлением воды заканчивается, начинает использоваться отдельный резервуар с более низким давлением. Вытекающая в процессе МПА из контура ЯР в ЗО вода собирается в приемке и после охлаждения в теплообменнике закачивается обратно в коллекторы.

ЯР типа CANDU характеризуются двумя основными недостатками, которые определяют их аварийную динамику при потере теплоносителя.

Во-первых, каналы ЯР расположены горизонтально. Это означает, что если в них начинается кипение, то теплоноситель расслаивается, и условия охлаждения в его верхней, контактирующей с паром части, ухудшаются. Этот эффект стратификации фаз под действием силы тяжести имеет важное значение при анализе поведения топлива в ходе аварии с потерей теплоносителя.

Во-вторых, реакторы CANDU имеют положительный паровой коэффициент реактивности, в силу чего вскипание теплоносителя приводит к росту нейтронной мощности ЯР. При типичном переходном процессе через 1 с после начала аварии тепловыделение в ТВЭЛ может возрасти в 2 раза. Затем, после срабатывания систем останова ЯР посредством СУЗ, тепловыделение в АкЗ снижается. Ввиду положительной величины парового коэффициента реактивности для обеспечения высокого уровня безопасности необходимо иметь две независимые системы останова таких ЯР, которые схематично изображены на рис. 2.65. В первой системе используются кадмиевые аварийные стержни, падающие под действием силы тяжести из верхней части ЯР. Вторая система защиты через горизонтальные сопла обеспечивает впрыск в каландр с тяжеловодным замедлителем, окружающий топливные каналы, раствора нитрата гадолиния, поглощающего нейтроны.

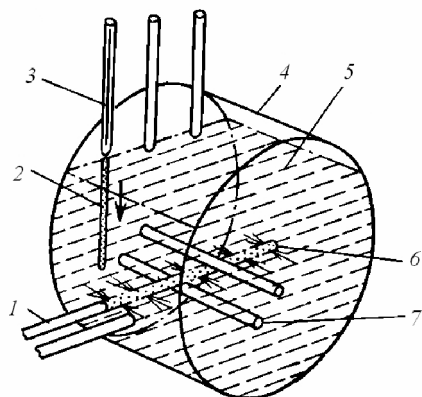


Рис. 2.65. Системы останова ЯР типа CANDU - аварийные стержни и системы инъекции жидкого поглотителя нейтронов: 1 - трубка подачи жидкого поглотителя (типичная); 2 - аварийный стержень (типичный); 3 - направляющая трубка аварийного стержня; 4 - каландр; 5 - замедлитель; 6 - сопло для впрыска жидкого поглотителя; 7 - трубка каландра.

Другим негативным свойством, связанным с поведением ЯР типа CANDU в условиях МПА (например, в результате разрыва подающего кол-

лктора), является эффект торможения потока. Поскольку из одного конца канала вода отсасывается насосом, а из другого вытекает по направлению к разрыву, возникает высокая вероятность образования в центральной части канала обширной застойной зоны, следствием чего должен быть быстрый перегрев топлива.

Наряду с указанными недостатками у ЯР типа CANDU есть также особенности, облегчающие решение задачи обеспечения их безопасности. Во-первых, при аварии, сопровождающейся разогревом топлива и каналов высокого давления, значительное количество теплоты может быть передано замедлителю, который может служить в качестве расположенного в АкЗ теплового аккумулятора. Во-вторых, аварийные стержни вводятся в относительно холодный, находящийся при низком давлении замедлитель и находятся там в условиях низкой температуры. Указанные уровни температуры и давления способствуют повышению надежности подобной СУЗ.

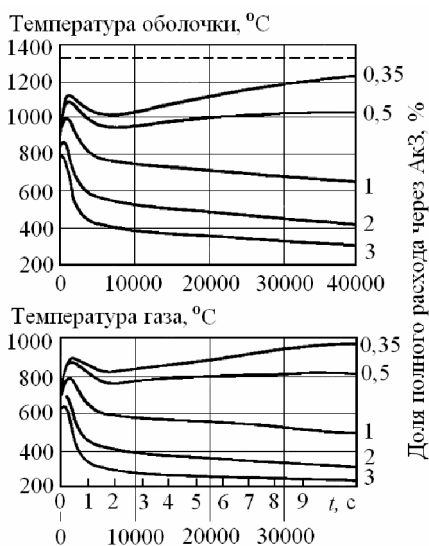
2.2.5. Аварии газоохлаждаемого реактора типа AGR

Типичной аварийной ситуацией для газоохлаждаемого ЯР является потеря штатного электроснабжения АЭС. В этих условиях при падении напряжения на клеммах газодувки или уменьшении частоты вращения ее ротора инициируется срабатывание СУЗ, а для реализации аварийного охлаждения АкЗ посредством восстановления энергопитания средств принудительной циркуляции газового теплоносителя автоматически запускаются дизель-генераторы. Тепло от циркулирующего газа отводится в специальные теплообменники, называемые теплообменниками расхолаживания. ЯР типа AGR сконструированы таким образом, что даже в случае остановки газодувок остаточное тепловыделение может отводиться естественной циркуляцией газа через АкЗ и теплообменники расхолаживания. Эффективность этого способа теплоотвода проиллюстрирована на рис. 2.66. Согласно представленным на этой иллюстрации оценкам, расход газа в режиме естественной циркуляции составляет около 2 % его штатного расхода при работе на полной мощности. В то же время для поддержания температуры топлива ниже максимально допустимой (1350 °С) достаточно, чтобы расход газа находился на уровне примерно 0,35 % штатного.

К числу других аварийных ситуаций, которые могут привести к повреждению ТВЭЛ, следует отнести:

а) Прекращение подачи питательной воды в ПГ. Это может вызвать повышение температуры газообразного теплоносителя на выходе из ПГ. В указанной ситуации СУЗ автоматически останавливает ЯР. После останова ЯР его охлаждение осуществляется посредством теплообменников расхолаживания.

б) Разрыв паропровода. Циркуляцию газового теплоносителя в ЯР AGR обеспечивают четыре петли, в каждой из которых имеются по две газодувки и два ПГ с соответствующими системами управления и защиты. Разрыв глав-



ного паропровода одного из ПГ способен привести к выходу из строя двух петель. В таком случае ЯР автоматически останавливается СУЗ и его охлаждение осуществляется оставшимися ПГ и теплообменниками расхолаживания.

Рис. 2.66. Изменение температурного режима ЯР AGR (максимальной температуры газа на выходе и максимальной температуры оболочки ТВЭЛ) в условиях естественной циркуляции теплоносителя после останова ЯР. Штриховая линия соответствует максимально допустимой температуре.

в) Проникновение в АкЗ воды. Попадание в первый контур ЯР воды может произойти в результате повреждения ПГ. Присутствие в выходящем из ПГ теплоносителя пара вызовет быстрое повышение давления, что приведет к аварийному останову ЯР. На случай повышения давления корпус ЯР оборудован аварийными предохранительными клапанами.

Предельные аварийные режимы. Для газоохлаждаемых ЯР типичными авариями такого типа являются:

а) Падение давления в результате течи в первом контуре, находящейся за пределами корпуса, – например, через предохранительный клапан или разрыв трубопровода газоочистительной установки.

б) Нерегламентное извлечение из АкЗ группы стержней регулирования (при работе на мощности или при останове ЯР).

в) Выход из строя отдельного канала для теплоносителя в результате блокировки входного отверстия или разрушения графитовых блоков замедлителя.

Первым из вышеуказанных предельных аварийных режимов – падение давления – является МПА для газоохлаждаемых ЯР. В этом случае теплопередающие возможности двуокиси углерода как теплоносителя резко снижаются, поскольку определяются его плотностью. Так, при падении давления с $4 \cdot 10^6$ до 10^5 Па (т.е. атмосферного давления) плотность снижается в 40 раз и пропорционально уменьшается теплопередающая способность этого газа. Вместе с тем снижение теплопередающей способности двуокиси углерода в условиях МПА сопровождается аварийным остановом реактора AGR до уровня остаточного тепловыделения.

Следует отметить, что ряд физических особенностей РУ указанного типа делает эти ЯР в известной мере самозащищенными, в особенности с точки

зрения протекания в них аварийных процессов падения давления и возрастания температуры топлива. Во-первых, ЯР типа AGR выполнен по схеме интегрального типа, и большая часть оборудования ЯЭУ размещена внутри герметизирующей оболочки. Показательно, что диаметр максимально возможного разрыва контура циркуляции не должен превысить эквивалентного диаметра 200 мм. Это означает, что снижение давления в корпусе такого объема (равного по объему примерно 30 корпусам PWR) будет происходить достаточно медленно. В типичной ситуации снижение давления от нормального рабочего до атмосферного может занимать до 20 - 30 ч. За это время мощность остаточного тепловыделения уменьшится более чем в 10 раз. Однако даже при таком уменьшении тепловыделения необходимо сохранить в рабочем состоянии по крайней мере одну газодувку, чтобы обеспечить условия для длительного расхолаживания ЯР. Таким образом, существенной особенностью обеспечения безопасности ЯР типа AGR является необходимость поддержания бесперебойной работы газодувок. Это достигается за счет использования различных вспомогательных источников электропитания для их привода, а также надежных систем подачи воды для охлаждения масла, используемого для герметизации и охлаждения газодувок.

Еще одной проблемой, связанной с безопасностью ЯР типа AGR, является проблема термостабилизации корпуса высокого давления указанной РУ. Поскольку этот корпус изготовлен из предварительно напряженного железобетона, он должен быть термостабилизирован при температуре, не превышающей 100 °С. В нормальных рабочих условиях это достигается с помощью системы расположенных в стенках корпуса труб, по которым циркулирует охлаждающая вода. Для обеспечения ее бесперебойной подачи в аварийных ситуациях на промплощадке должны быть предусмотрены надежные вспомогательные системы водоснабжения, которые необходимы также для удовлетворения потребности теплообменников расхолаживания в питательной воде.

Кроме того, серьезная зависимость ЯР типа AGR от организации надежного аварийного электроснабжения, а также потребность этих РУ в бесперебойном водоснабжении означают, что серьезное внимание должно уделяться резервированию этих систем и разнообразию принципов их функционирования. Так, например, для снабжения газодувок электроэнергией должны иметься по крайней мере четыре дизель-генераторные установки, причем безопасность ЯР должна быть обеспечена даже при сохранении работоспособности только одной из этих установок.

2.2.6. Физические особенности аварийных процессов в реакторах на быстрых нейтронах с жидкометаллическим охлаждением

Особенности эксплуатации ЯРБН с жидкометаллическим теплоносителем в штатных, переходных и нерегламентных эксплуатационных состояниях могут быть охарактеризованы следующим образом.

Штатный и переходные режимы. Натрий в первом контуре всегда поддерживается в расплавленном состоянии, что достигается путем обогрева всего контура циркуляции электрическими нагревателями. Это позволяет поддерживать натрий при температуре не ниже 100 °С (температура его плавления равна 98 °С). Большой объем расплавленного натрия достаточно медленно реагирует на возможные тепловые возмущения.

Нарушения штатного режима. Для ЯРБН типа LMFBR постулированы различные категории ситуаций, ведущих к нарушению нормального рабочего режима. Многие из них аналогичны аварийным процессам в водо- и газоохлаждаемых ЯР. К их числу, например, относятся: потеря внешней электрической нагрузки, останов турбины, прекращение подачи питательной воды, а также нерегламентный останов одного из ГЦН.

Авария в ЯРБН во многом обусловлена их пустотным эффектом реактивности. В развитии аварийного процесса главную роль играют локальные эффекты реактивности. Выделяют три составляющие локального мощностного пустотного эффекта реактивности: изменение утечки нейтронов, изменение радиационного захвата и изменение спектра нейтронов.

Поскольку образование паровой полости приводит к утечке нейтронов, то первая составляющая приводит к отрицательной обратной связи. Вторая составляющая вносит положительную обратную связь. Третья в зависимости от места вскипания и состава АкЗ может быть обоих знаков. В центральной части, где расположены наиболее энергонапряженные ТВЭЛ, пустотный коэффициент реактивности положителен. На периферии мощностной пустотный коэффициент реактивности отрицателен в силу большой утечки нейтронов.

При увеличении объема АкЗ доля утечки нейтронов в их общем балансе сохраняется, поэтому в больших ЯР положительная составляющая этого эффекта может стать доминирующей. В силу указанных эффектов реактивности к ЯРБН предъявляются повышенные требования относительно предотвращения вскипания натрия в АкЗ, например вследствие потери теплоносителя первого контура.

Аварийные ситуации в реакторах типа БН, LMFBR. Для указанных типов ЯРБН типичными являются следующие аварийные режимы:

а) Потеря электроснабжения энергоблока. В результате прекращения штатного электроснабжения ЯРБН средствами АЗ реактор аварийно останавливается. В этих условиях скорость вращения ГЦН быстро снижается (время выбега ГЦН в РУ с ЯР типа БН-600 составляет около 5 с), что сопровождается запуском резервных дизель-генераторов. Значительная теплоемкость объема натрия, находящегося в АкЗ, препятствует его вскипанию за счет β -распада продуктов деления и остаточного энерговыделения в ТВЭЛ. Таким образом, в начальный период возникновения и развития такой аварии вскипания натрия в АкЗ не происходит. Оценки показывают, что если ЯРБН лишен какого-либо охлаждения, то кипение жидкометаллического теплоносителя происходит примерно через 24 ч. Кроме того, ЯР оборудован теплооб-

менниками расхолаживания, которые соединены с первым контуром и могут отводить остаточное тепловыделение в режиме естественной циркуляции даже в условиях полного прекращения подачи электроэнергии к ЯР. Далее это тепло поступает в теплообменники с воздушным охлаждением и рассеивается в окружающей среде. В случае, если режим естественной циркуляции однофазного теплоносителя не установился сразу после останова ЯР, кипение натрия в АкЗ является приемлемым способом охлаждения, а образование в АкЗ его восходящего двухфазного потока способствовать возникновению естественной циркуляции в объеме корпуса ЯР.

б) Нерегламентное увеличение плотности потока нейтронов в АкЗ. Плотность потока нейтронов в ЯРБН может возрасти в результате непреднамеренного извлечения исполнительного органа СУЗ, перемещения топлива, например при изгибе ТВЭЛ (подобное перемещение имело место, например, в экспериментальном американском реакторе EBR-I) или в результате кипения натрия в АкЗ. Увеличение плотности потока нейтронов может произойти при кипении натрия во внутренних областях АкЗ в силу положительного парового коэффициента реактивности, свойственного реакторам этого типа. Однако если кипение возникло на периферии АкЗ, то локальное уменьшение плотности натрия приводит к увеличению утечки нейтронов из АкЗ, в результате чего плотность потока нейтронов снижается. Таким образом, изменение реактивности при кипении натрия обычно отрицательно для ЯРБН с малым объемом АкЗ (например, экспериментальных ЯРБН PFR) и положительно для больших ЯР, где возникновение кипения более вероятно во внутренних областях АкЗ.

в) Локальные повреждения ТВС, связанные с блокировкой ее проходного сечения. Физические особенности блокировки проходного сечения ТВС, а также современные и перспективные диагностические средства для обнаружения аварийных ситуаций такого типа в ЯРБН рассмотрены выше в предыдущей главе. В этой связи следует отметить, что типичная ТВС ЯРБН с жидкометаллическим охлаждением содержит около трехсот ТВЭЛ, каждый из которых представляет собой топливный сердечник, заключенный в трубчатую оболочку из нержавеющей стали диаметром порядка 6 мм и длиной в пределах 1 м. В том случае, если заблокирован проход потока теплоносителя в такой ТВС, возможно локальное расплавление оболочки ТВЭЛ, а возможно и самого топливного сердечника. Взаимодействие оксидного топлива с натрием резко сокращает ресурс ТВС. Неэффективность диагностических средств для своевременного обнаружения возникшей блокировки ТВС может привести к возникновению аварийной ситуации, когда фрагменты разрушенного топлива будут блокировать все большую область АкЗ, что приведет к уменьшению потока теплоносителя и к ухудшению условий охлаждения этой области. Следствием является локальное кипение натрия, которое эквивалентно введению в соответствующую область АкЗ положительной реактивности и соответствующей нерегламентной мощности ЯРБН.

з) Прекращение теплоотвода от второго натриевого контура или от паротурбинной установки. В этом случае аварийная динамика РУ во многом сходна с выше рассмотренной аварийной ситуацией, которая инициируется потерей электроснабжения ядерного энергоблока. Как и в ходе этой аварии, ЯРБН аварийно останавливается и реализуется охлаждение в режиме естественной циркуляции, когда остаточное тепловыделение отводится с помощью теплообменников расхолаживания. В этой ситуации ГЦН могут находиться в рабочем состоянии, если обесточивания РУ не произошло.

Важным условием обеспечения безопасной эксплуатации ЯРБН с жидкометаллическим теплоносителем является реализация надежного охлаждения АкЗ в ее различных эксплуатационных состояниях, что может осуществляться: а) отводом теплоты первого контура через промежуточный жидкометаллический контур к ПГ; б) отводом теплоты от первого контура через отдельный жидкометаллический контур к теплообменникам с воздушным охлаждением. В первом случае циркуляция теплоносителя первого контура осуществляется принудительно, тогда как во втором, промежуточном, может происходить естественная циркуляция. К ПГ в этих условиях подключается аварийная система подачи питательной воды, а пар выпускается. Во втором случае для улучшения теплосъема в воздушных теплообменниках может быть предусмотрен принудительный обдув потоком воздуха.

Следует отметить, что возникновение и развитие каждого из вышеперечисленных аварийных режимов ЯРБН в значительной мере определяется конкретными конструктивными особенностями соответствующих элементов ЯЭУ и собственно РУ. В этой связи представляется необходимым кратко охарактеризовать применяемые в настоящее время конструктивные решения ЯЭУ на основе ЯРБН с позиций их устойчивости к возникновению возможных аварийных режимов.

Интегральная и петлевая компоновки ЯРБН. При реализации интегрального подхода к конструктивной компоновке РУ с ЯРБН все оборудование первого контура размещено в едином корпусе, как это показано на рис. 2.67. АкЗ окружена нейтронной защитой, за которой размещены ГЦН и теплообменное оборудование для передачи теплоты от первого ко второму контуру. При петлевой компоновке оборудования ЯРБН, как показано на рис. 2.68, АкЗ размещена в сравнительно небольшом корпусе с основной нейтронной защитой снаружи. Нагретый теплоноситель из АкЗ движется по контуру циркуляции к теплообменникам и затем возвращается в корпус ЯР. Выбор между двумя схемами компоновки определяется соображениями, связанными с изготовлением корпусов, конструкцией перегрузочной системы, условиями эксплуатации ГЦН, простотой контроля и обслуживания.

Основное преимущество интегральной компоновки состоит в том, что корпус ЯР конструктивно прост по форме, гидравлическое сопротивление контура циркуляции невелико и первый контур ЯРБН может быть организован таким образом, чтобы минимизировать термический контакт жидкого

натрия, имеющего высокую температуру на выходе из АкЗ, с тонкостенным интегральным корпусом баковой конструкции. В случае петлевой компоновки значительная часть циркуляционного контура и корпуса находится в непосредственном контакте с нагретым в АкЗ теплоносителем при температурах, допускающих явление термической ползучести материалов, в то время как другие части основного оборудования находятся в контакте с жидким натрием более низкой температуры, что способствует развитию значительных термических напряжений и, в особенности, к высокой степени их концентрации в области патрубков и других концентраторов напряженного состояния.

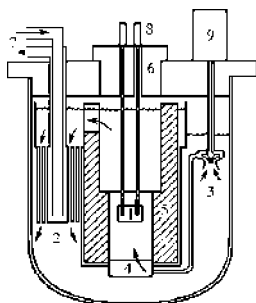


Рис. 2.67. Интегральная компоновка первого контура: 1 - АкЗ; 2 - промежуточный теплообменник; 3 - циркуляционный насос первого контура; 4 - напорный коллектор; 5 - нейтронная защита; 6 - вращающаяся пробка; 7 - трубопроводы второго контура; 8 - приводы стержней СУЗ; 9 - двигатель ГЦН.

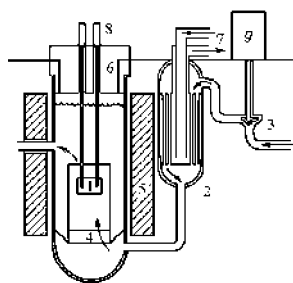


Рис. 2.68. Петлевая компоновка первого контура: 1 - АкЗ; 2 - промежуточный теплообменник; 3 - циркуляционный насос первого контура; 4 - напорный коллектор; 5 - нейтронная защита; 6 - вращающаяся пробка; 7 - трубопроводы второго контура; 8 - приводы стержней СУЗ; 9 - двигатель ГЦН.

Вместе с тем применение интегральной компоновки обуславливает значительные геометрические размеры соответствующей баковой конструкции, которая может не соответствовать стандартным железнодорожным и другим транспортным габаритам. Это требует монтажа такой крупногабаритной конструкции непосредственно на промплощадке сооружаемого энергоблока с ЯРБН. Вполне очевидно, что указанное обстоятельство может быть источником дефектов, допущенных в процессе сборки такой ЯЭУ. Кроме того, крышка ЯРБН с интегральной компоновкой по своим геометрическим размерам существенно превышает соответствующий элемент РУ с петлевой компоновкой. Помимо значительных размеров, указанная крышка конструктивно весьма сложна, поскольку является платформой, на которой устанавливается не только нейтронная защита, но также теплообменное оборудование и ГЦН. Кроме того, такая крышка ЯРБН находится под воздействием высокотемпературного натриевого теплоносителя, являясь, таким образом, весьма теплонапряженным элементом РУ. С другой стороны, интегральная компоновка ЯР имеет то преимущество, что временное хранилище отработанного топлива

располагают в корпусе. Оно может быть выполнено в виде барабана, как это показано на рис. 2.69. Топливо можно переносить из АкЗ в хранилище, не извлекая его из массы теплоносителя над АкЗ, поэтому нет необходимости в дополнительном охлаждении его в процессе транспортировки. Оно может быть оставлено в хранилище, погруженном в теплоноситель, до тех пор, пока мощность, выделяемая при радиоактивном распаде продуктов деления, не снизится настолько, чтобы топливо можно было отправить на переработку без специального охлаждения. В это же время в барабане может находиться и свежее топливо, которое должно быть загружено в АкЗ.

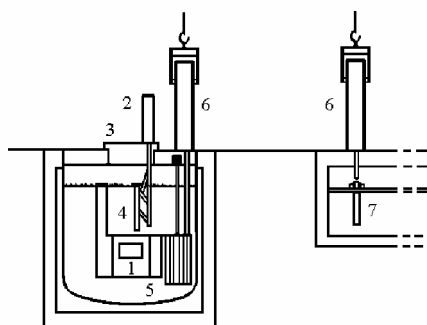


Рис. 2.69. Технологическая схема перегрузки топлива ЯР с баковой компоновкой оборудования и хранилищем в корпусе ЯР: 1 - АкЗ; 2 - внутрибаковый перегрузочный механизм; 3 - вращающаяся пробка; 4 - перегрузочный манипулятор; 5 - барабан хранилища; 6 - контейнер для транспортировки ТВС; 7 - подготовка ТВС к переработке.

Петлевая компоновка ЯРБН исключает возможность размещения облученного топлива непосредственно в корпусе РУ. Это топливо подлежит выгрузке из ЯР в хранилище специальным перегрузочным устройством, которое должно быть снабжено средствами для охлаждения облученных ТВС в процессе их транспортировки.

Оценивая надежность арматуры и трубопроводов, находящихся под непосредственным воздействием высокотемпературного теплоносителя в каждой из схем – интегральной и петлевой, - необходимо отметить положительные и отрицательные стороны указанных конструктивных решений. Так, с одной стороны, в петлевой компоновке ЯЭУ с ЯРБН, несмотря на высокую ремонтпригодность горячих ниток ГЦК, размещенных вне корпуса ЯР, потеря герметичности ГЦК усугубляет тяжесть аварийной ситуации, приводя к истечению высокотемпературного натрия непосредственно в ЗО. С другой стороны, петлевая компоновка имеет то преимущество, что позволяет относительно легко контролировать горячие участки трубопроводов, поскольку они доступны для контроля снаружи. Это делает возможным выполнение профилактических работ на одной из заглушенных петель без останова ЯР. В то же время обследование и профилактические работы на трубопроводах и арматуре на ЯРБН с интегральной компоновкой оборудования весьма затруднены. Указанное обстоятельство обуславливает необходимость неотложной разработки и скорейшего внедрения диагностических систем нового поколения [1], способных надежно идентифицировать возможные повреждения в таких РУ, включая средства автоматического обнаружения начальных фаз возникновения повреждений в металле ГЦК ЯРБН.

Насосное оборудование первого контура. На начальном этапе разработок ЯРБН использовались электромагнитные насосы для циркуляции теплоносителя, преимущество которых состоит в отсутствии движущихся частей, находящихся в контакте с натрием. Напор натрия создавался либо пропусканьем по нему электрического тока в присутствии магнитного поля, перпендикулярного направлению течения (кондукционный насос), либо воздействием бегущего магнитного поля (индукционный насос). Однако эффективность электромагнитных насосов падает с увеличением их расходных характеристик, что исключает возможность их использования в ЯРБН значительной мощности.

В связи с изложенным в современных ЯРБН практически безальтернативно используются вертикальные консольные длинновальные насосные агрегаты с электроприводом. Так, например, длина вала ГЦН реактора БН-600 превышает 7 м, причем газовая полость нижнего выносного подшипникового узла заполнена аргоном и соединяется с газовым объемом защитной подушки над уровнем натрия в баковой конструкции этого ЯРБН. Указанные конструктивные особенности ГЦН ЯРБН с интегральной компоновкой показаны на рис. 2.67. Все ГЦН ЯРБН снабжены резервными дизель-генераторами для надежного аварийного расхолаживания РУ. Насосы указанного типа должны обеспечивать значительный объемный расход теплоносителя при относительно низком напоре (около $15 \text{ м}^3/\text{с}$ с напором 300 кПа для ЯР тепловой мощностью около 2500 МВт с интегральной компоновкой ЯРБН). Вместе с тем указанные конструктивные особенности и рабочие параметры ГЦН реакторов с жидкометаллическим охлаждением предопределяют возникновение в этих насосных агрегатах ряда теплофизических проблем, связанных с обеспечением их эксплуатационной надежности. Первая из этих проблем состоит в возникновении значительных термических напряжений в вертикальном протяженном вале насосного агрегата, которые обусловлены значительной разностью температур на концах этого вала. Вторая проблема определяется возможным возникновением гидродинамической кавитации в проточной части ГЦН, следствием которой, как известно, является срыв циркуляции в ГЦК.

Следует, однако, отметить, что каждая из указанных базовых конструкций ЯРБН в различной мере подвержена опасности возникновения кавитационных процессов в проточной части ГЦН. Так, в ЯРБН с петлевой компоновкой давление на всасе насоса зависит от того, как расположен насос в контуре - до теплообменника или после него (на горячей стороне или на холодной). Если он расположен до теплообменника, то существует дополнительная потеря давления потока при прохождении трубопроводов от ЯР к насосу, а если после теплообменника, то добавляются потери напора в теплообменнике и трубопроводах. Конструктивное размещение всаса ГЦН в нижней части ГЦК для увеличения противокавитационного подпора на входе в насосный агрегат бывает затруднительным. Кроме того, в этом случае увеличивается длина ГЦК и, следовательно, растут потери напора. Поэтому обычно считают, что

кавитации легче избежать, если насос разместить на горячей стороне, т. е. перед теплообменником.

В отличие от петлевой интегральная компоновка в известной мере позволяет снизить опасность возникновения кавитации в ГЦН в силу следующих объективных факторов. Как известно, при 600 °С давление насыщенных паров натрия, определяющих возникновение кавитации, составляет около 7 кПа. Параметром, характеризующим возникновение кавитации, является давление на входе в насос. Давление в газовой подушке над поверхностью натрия в корпусе ЯР колеблется от 1 до 200 кПа, что позволяет предотвратить утечку радиоактивности и испарение натрия. В ЯР с баковой компоновкой давление на входе в насос является суммой давлений в газовой подушке и гидростатического давления столба натрия над насосом. В целом величина этой суммы давлений является достаточной для создания необходимого противокавитационного подпора.

ГЦН в структуре ЯРБН с основными типами компоновок ЯЭУ - интегральной и петлевой – в различной мере подвержены также и крайне опасным для их конструкционных элементов термическим напряжениям. Так, в ряде случаев при возникновении аварийной ситуации в ЯЭУ с ЯРБН реактор должен быть немедленно остановлен. Бывает необходимым также и экстренное отключение одного из теплообменников второго контура. В ЯР с баковой компоновкой насосы питаются от большой массы (порядка 2000 т или более) холодного теплоносителя, заполняющего корпус. Если теплообменник второго контура отключен, то температура этой массы теплоносителя будет возрастать (если ЯР немедленно не остановлен), но достаточно медленно, в силу чего термические напряжения и различные температурные расширения элементов ГЦН находятся в допустимых пределах. Иная картина складывается в ЯРБН с петлевой компоновкой. Если ЯР остановлен, то насос, размещенный на горячей стороне петли, непосредственно воспринимает резкое падение температуры, а если отключен вторичный теплообменник, то насос на холодной стороне воспринимает не менее интенсивный теплоподвод. В каждом из этих случаев в элементах ГЦН возможно возникновение недопустимых термических напряжений, способных вывести из строя этот критически важный для безопасности ЯР насосный агрегат.

Корпус ЯР. Преимуществом интегральной компоновки ЯРБН является минимизация концентраторов напряжений, которыми являются входные и выходные патрубки на боковой поверхности корпуса. Если, кроме того, все, что вмещает корпус, - АкЗ, защита, насосы, теплообменники и т. д. - крепится к крышке и сам корпус вывешен в шахте ЯР, он воспринимает нагрузку только натрия, который в нем находится. Это означает, что корпус может представлять собой достаточно простую и легкую конструкцию.

Типичными размерами корпуса ЯР с интегральной компоновкой можно считать диаметр около 17 м и высоту порядка 14 м. Корпус ЯР содержит около 2000 т натрия первого контура и выполнен из нержавеющей стали толщи-

ной около 20 мм. В ЯРБН с петлевой компоновки входной и выходной патрубки ГЦК являются концентраторами напряжений, что обуславливает необходимость усиления стенок корпуса ЯР (и, следовательно, его утяжеления) с целью его упрочнения. В ряде случаев, однако, петлевая компоновка допускает возможность установки указанных патрубков непосредственно в крышке ЯР, позволяя тем самым устранить опасность возникновения значительных напряжений стенке корпуса. Кроме того, этот корпус обычно окружается страховочным кожухом, который в случае течи натрия из него должен обеспечить поддержание уровня теплоносителя не ниже верхнего торца АкЗ, сохраняя тем самым возможность охлаждения ТВЭЛ.

При относительной конструктивной простоте корпуса достаточно сложной оказывается крышка ЯР, которая представляет собой массивную конструкцию, удерживающую все содержимое корпуса (см. рис. 2.67). Обычно она представляет собой ячеистую стальную конструкцию, заполненную бетоном или другими нейтронопоглощающими материалами.

Организация доступа к АкЗ через крышку ЯР с целью перегрузки топлива возможна на основе нескольких конструктивных решений. Так, на рис. 2.70 показана схема, включающая обычную перегрузочную машину, которая должна быть установлена непосредственно над ТВС, чтобы извлечь ее. Такая машина монтируется на внутренней эксцентричной запорной пробке так, чтобы обеспечить ее размещение над любой сборкой из АкЗ и зоны воспроизводства. Более сложная перегрузочная машина (см. рис. 2.69) может использоваться при наличии одной вращающейся пробки. Утечку из газовой подушки можно предотвратить, применив гидравлический затвор, заполненный жидким металлом.

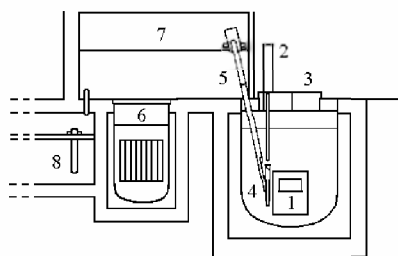


Рис. 2.70. Система перегрузки топлива ЯРБН с интегральной компоновкой оборудования и хранилищем вне корпуса ЯР: 1 - АкЗ; 2 - внутрибачковый перегрузочный механизм; 3 - эксцентричные вращающиеся пробки; 4 - перегрузочная ячейка; 5 - транспортер топлива; 6 - бак хранилища, заполненный натрием; 7 - перегрузочный бокс; 8 - подготовка ТВС к переработке.

Приводы СУЗ обычно размещаются на одной или двух вращающихся запорных пробках таким образом, чтобы ее исполнительные органы могли быть при перегрузке ЯР отсоединены от приводов этой системы, обеспечивая тем самым подкритичность реактора в этот период. Внутри корпуса горячий и холодный потоки теплоносителя должны быть разделены барьером (так называемой разделительной обечайкой), который окружает АкЗ и через верхний край которого поток теплоносителя попадает в промежуточные теплообменники. Этот барьер должен обладать достаточными теплоизоляционными свойствами, способными ограничить нерегламентную передачу теплоты от нагретого теплоносителя.

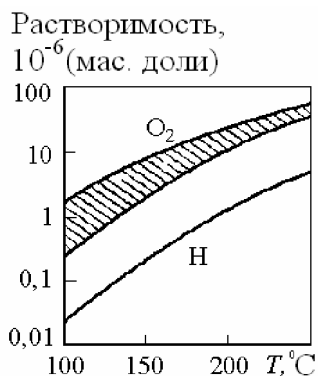
Промежуточные теплообменники. Промежуточные теплообменники, в которых теплота от натрия первого контура передается натрию второго контура, обычно имеют кожухотрубную конструкцию. Различное расширение трубок и кожуха может быть скомпенсировано путем использования сильфонов или изгибов трубок. Чтобы исключить любую возможность попадания радиоактивного натрия первого контура во второй, давление натрия во втором контуре выбирают большим. Вследствие хороших теплопередающих свойств жидкого натрия теплообменник по своим размерам оказывается достаточно компактным. Так, например, при использовании трубок диаметром 20 мм и при скорости теплоносителя около 5 м/с число Нуссельта составляет около 10 на обеих сторонах теплопередающей трубки, что обеспечивает получение коэффициента теплоотдачи на уровне $3 \cdot 10^4$ Вт/(м²·К). При толщине трубки 1 мм полный коэффициент теплопередачи составляет 10^4 Вт/(м²·К). Как известно, количество передаваемой теплоты Q связано с поверхностью теплопередачи A и логарифмическим температурным напором ΔT_m соотношением:

$$Q = UA\Delta T_m. \quad (2.8)$$

При $Q = 2,5$ ГВт и $\Delta T_m = 30$ К необходимая теплопередающая поверхность составляет 8000 м². Если трубки выбраны диаметром 20 мм и 8 м в длину, то их требуется 16000 шт. Это количество может быть объединено в 12 отдельных модулей по 1300 шт. в каждом. Каждый модуль будет иметь 1,1 м в диаметре, и все они могут быть размещены в баке ЯР. Петлевой ЯР может иметь четыре петли, каждая из которых содержит теплообменник диаметром около 2 м с 4000 трубками.

В ЯРБН с интегральной компоновкой оборудования (см. рис. 2.67) основной поток теплоносителя первого контура проходит через промежуточные теплообменники за счет движущего напора, обусловленного разностью уровней нагретого теплоносителя внутри разделительной обечайки и охлажденного вне ее. В случае аварии может оказаться невозможным отвод теплоты от натрия второго контура. При этом могут потребоваться иные пути для отвода теплоты радиоактивного распада продуктов деления. В таком случае может предусматриваться дополнительная система теплоотвода во втором контуре. Это может быть, например, дополнительный теплообменник, размещаемый в баке ЯР и включаемый в специальную систему аварийного расхолаживания. В ЯР с петлевой компоновкой эту роль может выполнять вспомогательная петля со средствами аварийного теплоотвода от нагретого вторичного теплоносителя.

Контроль содержания кислорода в теплоносителе. Кислород, растворенный в натрии, вызывает интенсивную коррозию нержавеющей стали, и если скорость коррозии оказывается недопустимо высокой, то концентрация кислорода должна быть уменьшена. Обычно этот параметр находится на уровне массового показателя примерно 10^{-5} или менее. С другой стороны, небольшое количество кислорода, присутствующее в натрии, предотвращает



схватывание стальных поверхностей, находящихся в контакте, что облегчает работу функционирующих в натрии механических узлов. Зависимость растворимости монооксида натрия Na_2O в натрии от температуры представлена на рис. 2.71.

Рис. 2.71. Температурная зависимость растворимости водорода и кислорода в натрии (заштрихованная область соответствует гидриду натрия).

В случае, если концентрация кислорода достаточно высока, то окисные соединения имеют тенденцию концентрироваться в частях ГЦК с пониженными температурами. В этой связи необходимо регулировать концентрацию кислорода, чтобы отложение окисных соединений в холодных частях контура не приводило к уменьшению проходного сечения ГЦК. В то же время низкую растворимость окисных соединений при пониженной температуре также можно рассматривать как средство для регулирования содержания кислорода.

Содержание окислов можно регулировать путем прокачивания натрия через предусмотренные для этих целей холодные ловушки. Они представляют собой устройства, в которых натрий охлаждается до температуры ниже 160 °C и затем прокачивается через фильтрующий слой, содержащий стальную сетку или кольца из нержавеющей стали, на поверхности которых осаждаются окислы. В результате концентрация кислорода может быть снижена до уровня 10^{-5} , и кислород, который попадает в контур как примесь азота (находящегося в газовой подушке) или влаги на новых ТВС, может быть удален.

Для еще большего уменьшения концентрации кислорода требуется применение также и горячих ловушек. В них натрий нагревают до температуры 600 - 700 °C и пропускают через цирконий, с которым кислород образует окисные соединения. Использование горячих ловушек позволяет уменьшить концентрацию кислорода до $(1 - 2) \cdot 10^{-6}$.

Поведение водорода в теплоносителе. Водород образуется в ПГ в результате окисления его трубчатых теплообменных поверхностей. Он сравнительно легко проникает через возможные неплотности этих трубчатых теплообменников и попадает во второй натриевый контур, где образует с натрием гидрид натрия - NaNH . Растворимость гидрида натрия в натрии иллюстрируется рис. 2.71. Гидрид натрия ведет себя подобно окиси натрия и концентрируется в холодных ловушках. Ввиду того, что существует такой постоянный источник поступления водорода во второй контур, холодные ловушки в этом контуре должны непрерывно функционировать, чтобы не допустить отложения гидрида натрия на поверхностях участков ПГ с пониженной температурой. Сравнительно легко водород может проникать и через трубки промежу-

точных теплообменников и таким образом попадать непосредственно в первый контур. Вполне очевидно, что водород, попавший в первый контур на основе указанных процессов переноса, подлежит удалению с использованием указанных ловушек.

Тритий ^3H (тяжелый изотоп водорода) образуется в АкЗ ЯР следующими путями. Во-первых, он появляется в результате сравнительно редко происходящего тройного деления, в результате радиационного захвата нейтрона изотопом ^6Li как продукт реакции $^6\text{Li}(n, \alpha) \rightarrow ^3\text{H}$ в примеси лития, как правило, имеющейся в натрии. Во-вторых, в результате реакции $^{10}\text{B}(n, 2\alpha) \rightarrow ^3\text{H}$ в боре, который используется в качестве поглотителя в поглощающих стержнях СУЗ. Полная скорость образования трития относительно невелика - около $3,7 \cdot 10^{12}$ Бк/сут ($2,4 \cdot 10^{16}$ атомов в 1 с) в ЯР тепловой мощностью 2500 МВт. Он сравнительно легко проникает через неплотности трубок промежуточных теплообменников и имеет тенденцию концентрироваться в холодных ловушках второго контура. Это может вызвать известные трудности при замене холодной ловушки, содержащей гидрид натрия, и последующем обращении с ней вследствие радиоактивности трития (период полураспада $T_{1/2} = 12,4$ года с испусканием слабознергетических β -частиц).

Контроль за содержанием примесей в теплоносителе. Вышеуказанное свойство примесей, связанное с их осаждением в твердой фазе при пониженных температурах, можно использовать, чтобы контролировать содержание водорода и кислорода на основе следующего метода. Сущность его состоит в пропускании натрия через охлаждаемую диафрагму или канал теплоносителя с последующим измерением величины его расхода или падения давления. Когда начинается выпадение окислов и проходное сечение начинает сужаться, это приводит к падению расхода или увеличению перепада давления в зависимости от конструкции устройства. Температура, при которой этот эффект регистрируется в измерительном устройстве, соответствует температуре начала отложений.

Особенности генерации пара. Натрий второго контура отдает свою теплоту в ПГ третьего контура, чем обеспечивается генерация пара в ПГ «натрий - вода». Стандартный ПГ представляет собой кожухотрубный теплообменный аппарат с двухфазной пароводяной смесью, генерируемой в его трубчатых секциях, и греющим натрием в межтрубном пространстве. Трубчатые поверхности ПГ подвержены значительным термическим расширениям, которые должны быть соответствующим образом компенсированы. Кроме того, появление протечек воды, находящейся под более высоким давлением, чем натрий, в межтрубное пространство должно быть исключено. Как известно, взаимодействие этих теплоносителей к экзотермической реакции (она рассматривается далее), следствием которой является аварийная ситуация в ПГ «натрий - вода» ЯЭУ с ЯРБН.

В настоящее время большинство АЭС с ЯРБН снабжены ПГ с отдельными секциями испарителя и пароперегревателя.

Промежуточный перегрев пара обычно осуществляется в промежуточном перегревателе, включенном параллельно основному пароперегревателю с соответствующим распределением потока горячего натрия второго контура. Вследствие опасности возникновения коррозии в условиях присутствия хлорных соединений в воде в испарителе нецелесообразно использование сталей аустенитного класса. Несмотря на то, что концентрацию хлора можно снизить при использовании ионообменных устройств, существует опасность случайного увеличения содержания хлоридов, особенно тогда, когда конденсатор охлаждается морской водой. В этой связи трубчатые модули испарителя целесообразно изготавливать из ферритной стали, содержащей 2,25 % хрома, 1 % молибдена с добавкой 0,4 % ниобия для стабилизации углерода, или из стали с более высоким содержанием хрома: 9 % хрома, 1 % молибдена, которая устойчива к обезуглероживанию. Основной и промежуточный перегреватели обычно изготавливаются из аустенитной или ферритной стали.

Элементом ПГ, наиболее подверженным повреждению, является узел соединения его трубчатых поверхностей с трубной доской. Эти соединения эксплуатируются в условиях воздействия на них высокотемпературного натрия и его паров, что способствует возникновению в них термических напряжений, инициирующих развитие трещин и разрушение этих узлов. При использовании U-образной компоновки трубчатых теплообменных модулей их концы могут находиться над уровнем натрия в корпусе и защищаться от него газовой прослойкой аргона. Использование U-образной геометрии трубчатых модулей позволяет исключить прямой контакт трубных досок с высокотемпературным натрием, изолировав его таким образом газовой защитной прослойкой аргона. Указанное конструктивное решение позволяет: существенно снизить уровень термических напряжений в трубных досках; обеспечить возможность свободного удлинения трубчатых модулей и кожуха ПГ с ростом температуры; снизить вероятность потери герметичности указанного соединения. Различные конструктивные решения ПГ «натрий - вода» приведены на рис. 2.72.

В настоящее время применяется два основных типа сварных соединений трубчатых модулей с трубной доской. Первые из этих конструктивных решений предусматривают формирование сварного шва по кромке каждого из отверстий трубной доски с предварительно вставленной в нее трубкой теплообменного модуля. Второе решение подразумевает применение промежуточных соединительных элементов – «термических муфт», - предварительно устанавливаемых в отверстия трубной доски. Указанные конструктивные особенности этих типов сварных соединений, применяемых для герметизации трубчатых теплообменных модулей в трубной доске ПГ «натрий – вода» иллюстрируются рис. 2.73. Следует отметить, что применение второго из указанных типов соединений, которое предусматривает использование термических муфт (конструкция таких муфт представлена на рис. 2.74), является более предпочтительным, поскольку обеспечивает конструктивное усиление соответствующих стыков трубчатых модулей в трубной доске ПГ.

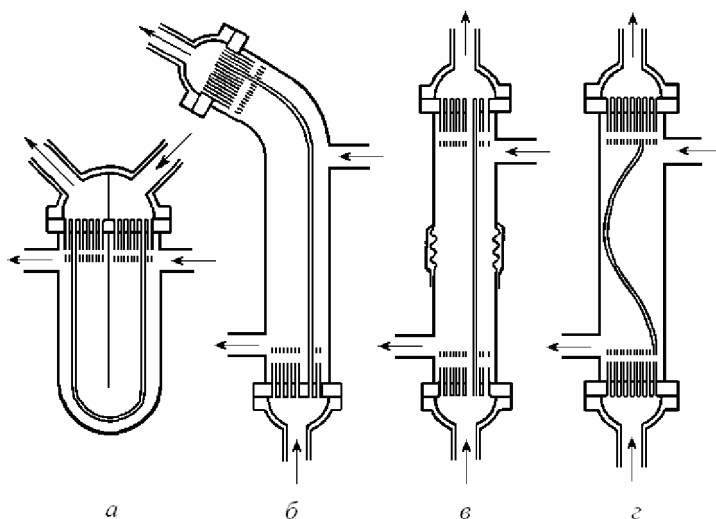


Рис. 2.72. Конструктивные решения парогенераторов «натрий - вода»: *а* - U-образные трубчатые модули; *б* – изогнутые трубчатые поверхности; *в* – прямотрубные конструкции модулей; *г* - спиральная навивка труб.

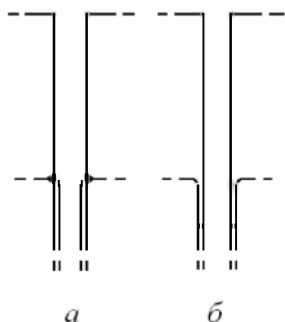


Рис. 2.73. Основные типы сварных соединений трубок ПГ с трубной доской: *а* - сварка по кромке отверстия со вставленной трубкой; *б* - торцевая сварка с промежуточной термической муфтой.

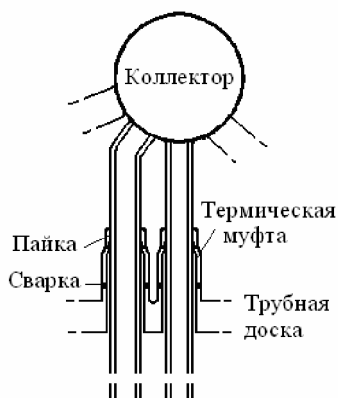


Рис. 2.74. Конструкция термической муфты ПГ «натрий - вода».

Недопущение возможных течей воды в натрий в ПГ «натрий - вода» является важной проблемой обеспечения эксплуатационной безопасности ЯЭУ с ЯРБН. Использование теплообменных устройств с двойными стенками, наряду с реализацией эффективного диагностического контроля протечек в ПГ, рассматривается как один из возможных путей решения этой проблемы. В то же время недостатком такой конструкции является значительное ухудшение коэффициента теплопередачи в ПГ, а также значительное увеличение стоимости этого теплообменного устройства. В этой связи применение одностен-

ных конструкций ПГ в виде соответствующих теплообменных модулей, каждый из которых может быть отключен для ремонта без существенного уменьшения мощности ЯЭУ, является, несомненно, более оправданным.

Особенности эксплуатации теплообменных устройств ЯЭУ с ЯРБН. Принципиальная тепловая схема энергоблока с ЯРБН с тепловой мощностью 2500 МВт представлена на рис. 2.75. Особенности функционирования теплообменных устройств указанной ЯЭУ иллюстрирует $Q - T$ - диаграмма, изображенная на рис. 2.76. В таком энергоблоке на турбину поступает пар с температурой 500 °С и давлением 16 МПа, а затем он дополнительно перегревается в промежуточном перегревателе при давлении 2,7 МПа. Температура воды составляет 288 °С, пар поступает на перегрев из барабана-сепаратора, где температура пароводяной смеси составляет 347 °С.

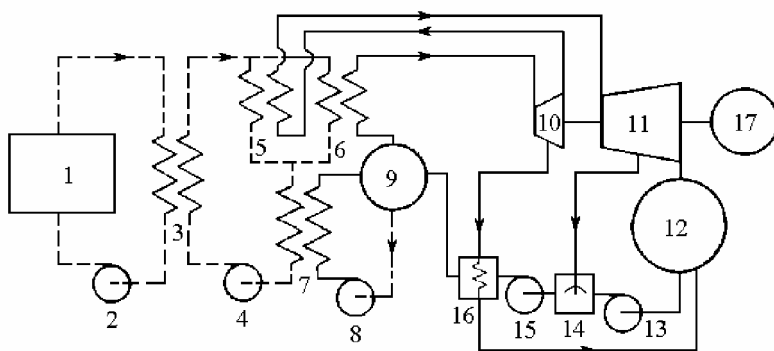


Рис. 2.75. Принципиальная тепловая схема энергоблока с ЯРБН: 1 - АкЗ ЯР; 2 - ГЦН; 3 - промежуточный теплообменник; 4 - насос второго контура; 5 - промежуточный перегреватель; 6 - пароперегреватель; 7 - испаритель; 8 - циркуляционный насос контура испарителя; 9 - барабан-сепаратор; 10 - цилиндр высокого давления турбины; 11 - цилиндр низкого давления турбины; 12 - конденсатор; 13 - конденсатный насос; 14 - ПНД; 15 - питательный насос ПГ; 16 - ПВД; 17 - электрогенератор.

В рассматриваемой схеме расход пара через основной пароперегреватель составляет 1070 кг/с, а через промежуточный перегреватель - 750 кг/с. Расход натрия во втором контуре 12 000 кг/с. Кратность циркуляции воды в контуре испарителя равна 4 при расходе 4280 кг/с, при этом паросодержание на выходе составляет 35 %. Кратность циркуляции выбрана с учетом обеспечения режима пузырькового кипения.

Взаимосвязь возможных эксплуатационных повреждений теплообменного оборудования ЯЭУ, например испарительной секции ПГ «натрий - вода» ЯЭУ, схема которой представлена на рис. 2.75, с конструктивными характеристиками этой секции может быть проиллюстрирована на примере следующего расчетного примера. Так, если секция этого теплообменника содержит N испарительных трубок, каждая длиной L и диаметром D . Тогда из выражения (2.8) следует

$$Q \approx \bar{U} \Delta T_m N \pi D L, \quad (2.9)$$

где ΔT_m - логарифмический температурный напор и Q - количество передаваемой теплоты в испарителе (тепловая мощность 1400 МВт); $\bar{U}$ - средний коэффициент теплопередачи, который определяется, в основном, условиями теплоотдачи на паровой стороне испарителя. Выражения для вычисления коэффициента теплопередачи в режиме пузырькового кипения с принудительной циркуляцией приведены в работе [1]. Локальная величина коэффициента теплопередачи зависит от D , массового расхода по трубке m и локального паросодержания x . Среднее значение коэффициента теплопередачи в интервале $0 < x < 0,35$, $D = 0,02$ м иллюстрируется рис. 2.77 в зависимости от массового расхода m . Если полный массовый расход в испарителе - M , тогда $M = mN$, и уравнение (2.9) может быть преобразовано к следующему виду:

$$L \Delta T_m = Q m / \bar{U} \pi M D. \quad (2.10)$$

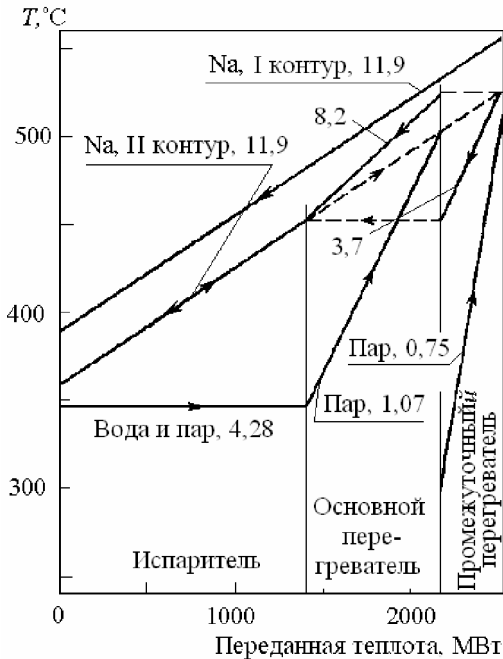


Рис. 2.76. $Q - T$ диаграмма теплообменных устройств ЯЭУ с тепловой мощностью 2500 МВт с $T_{\text{пара}} \sim 500^\circ\text{C}$ и $p = 16$ МПа перед турбиной и промежуточным перегревом пара до $T = 500^\circ\text{C}$ и $p = 2,7$ МПа (числа на графиках - расход теплоносителя, т/с, кг/с).

Зависимость изменения N и ΔT_m от m для $L = 15$ м представлена на рис. 2.77.

Диаметр труб D , исходя из технологических соображений, обычно выбирается около 20 мм. Если принять массовый расход m равным 1 кг/с, т.е. относительно низким, то скорость пароводяной смеси на выходе достигает значительной величины в 12 м/с.

Кроме того, при указанных тепловых параметрах возможно формирование снарядной структуры пароводяного потока [1], которая способна инициировать интенсивную вибрацию и усталостные напряжения в элементах трубных пучков. Дальнейшее увеличение m интенсифицирует эти вибрации, усугубляя их возможным эрозионным износом теплоотдающих поверхностей. Эти обстоятельства обуславливают необходимость снижения массового расхода, что в данном расчетном примере дает значения $N \approx 4320$ и $\Delta T_m = 32$ К при длине труб испарительной секции $L = 15$ м.

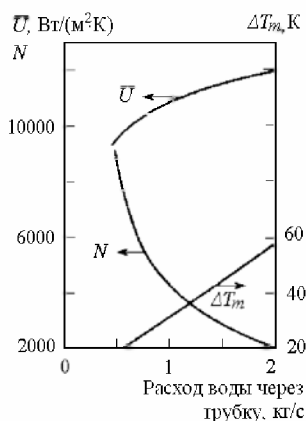


Рис. 2.77. Влияние массового расхода воды через одну трубку испарительной секции на параметры испарителя, обогреваемого натрием, тепловой мощностью 1400 МВт. На выходе испарителя кипящая вода при $p = 16$ МПа выходит с паросодержанием 0,35. Расход рабочего тела - 4280 кг/с, диаметр трубок - 20 мм.

Конструкции пароперегревателей и промежуточных перегревателей в целом подобны. Коэффициент теплопередачи U для перегреваемого пара меньше, чем для пара в основном пароперегревателе (обычно он составляет около 5000 Вт/(м²·К) в основном пароперегревателе и

2000 Вт/(м²·К) в промежуточном). Количество теплоты Q также ниже для перегреваемого пара, однако следует заметить, что температурный напор $\Delta T_m = 50$ К может быть обеспечен при использовании 6400 трубок длиной 8,7 м в основном пароперегревателе и $\Delta T_m = 72$ К - 3400 трубок такой же длины в промежуточном. С учетом указанных тепловых и конструктивных параметров ПГ «натрий - вода» с многократной принудительной циркуляцией представляет собой достаточно сложную конструкцию, содержащую 12 пароперегревателей и 6 промежуточных подогревателей. Вполне очевидно, что подобное усложнение вышерассмотренной конструкции ПГ отрицательно сказывается на его эксплуатационной надежности.

Основное преимущество вышерассмотренной конструкции ПГ с многократной циркуляцией состоит в том, что стенки трубок испарителя находятся под уровнем воды, что обеспечивает их достаточно хорошее охлаждение. Структура потока двухфазной смеси в трубках испарительной секции может быть пузырьковой (после экономайзерного участка во входной части трубы) либо дисперсионно-кольцевой (на выходе канала ПГ). Кипящая вода на стенках обеспечивает высокие коэффициенты теплопередачи, и температура стенки близка к температуре пароводяной смеси.

Наличие значительной массы пароводяной смеси в барабане-сепараторе способствует тому, что связь ЯР и контура циркуляции натрия оказывается достаточно гибкой в условиях быстрых изменений в потреблении пара, вызванных изменением электрической нагрузки ЯЭУ. В то же время этой конструктивной схеме ПГ присущи уже отмеченные выше недостатки, связанные с высокой стоимостью таких конструкций, сложностью и невысокой надежностью.

Прямоточный ПГ, показанный на рис. 2.78 в структуре тепловой схемы ЯЭУ с ЯРБН, проще и дешевле ПГ с многократной циркуляцией теплоносителя в силу того, что для него не требуются барабан-сепаратор и циркуляционные насосы. Питательная вода входит в секцию теплообменника, в котором она подогревается, испаряется и перегревается. Недостатком этой конструкции является то, что часть поверхности теплообмена может оказываться

над слоем воды (это может быть граница перехода от пузырькового кипения к пленочному). В этой части теплообменной поверхности коэффициент теплопередачи резко снижается.

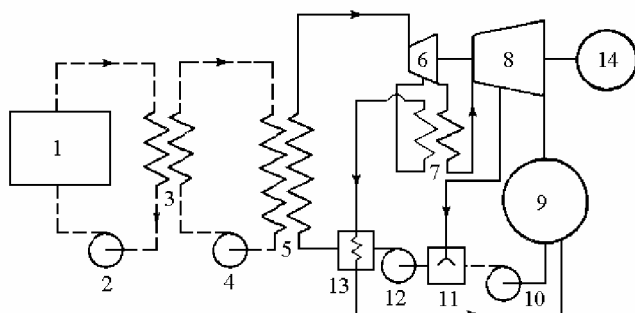
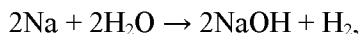


Рис. 2.78. Тепловая схема ЯЭУ с ЯРБН, оснащенной прямоточным ПГ: 1 - АкЗ ЯР; 2 - ГЦН; 3 - промежуточный теплообменник; 4 - насосный агрегат второго контура; 5 - ПГ; 6 - цилиндр высокого давления турбины; 7 - промежуточный пароперегреватель; 8 - цилиндр низкого давления турбины; 9 - конденсатор; 10 - конденсатный насос; 11 - прямоточный подогреватель низкого давления; 12 - питательный насос ПГ; 13 - подогреватель высокого давления; 14 - электрогенератор.

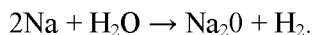
Как известно [1], в условиях $q = \text{const}$ снижение величины коэффициента теплоотдачи α при переходе к режиму пленочного кипения приводит к резкому увеличению температуры стенки кипящей поверхности – кризису теплоотдачи, – следствием которого, наряду с возможным разрушением этой поверхности, является рост в ней термических напряжений, а также термическое циклирование и накопление термической усталости. В то же время, если теплопередача осуществляется от нагретого натрия к пароводяной смеси через стенку теплообменного устройства при постоянном температурном напоре (в ПГ «натрий - вода» величина этого напора составляет около 100 К), возникновение кризисных явлений не сопровождается катастрофическим ростом температуры теплопередающей стенки, которая в этих условиях сохраняет свои прочностные свойства. Указанные особенности возникновения кризисных явлений в ПГ «натрий - вода» существенно отличаются от условий кризиса теплоотдачи на поверхности ТВЭЛ ($q = \text{const}$) в АкЗ ЯРБН, где достижение КТП сопровождается резким броском температуры оболочки топливного сердечника и ее немедленным разрушением. Таким образом, применение прямоточных ПГ «натрий - вода» позволяет снизить повреждаемость этого элемента ЯЭУ с ЯРБН и существенно упростить его конструкцию.

Протечки в ПГ. При протечках в ПГ воды в натрий происходит экзотермическая химическая реакция



которая протекает с выделением значительного количества теплоты (если реакция протекает при 350 °С с водой в жидкой фазе, то энтальпия реакции

составляет около 8 МДж на 1 кг воды). В том случае, если реакция протекает в адиабатических условиях, температура продуктов реакции достигает примерно 1850 °С. Характерно, что образование гидроокиси натрия - не единственный продукт этой химической реакции, поскольку некоторое количество окиси натрия образуется следующим образом:



Тем не менее, возникновение каждого из этих химических взаимодействий водяного и натриевого теплоносителей инициирует серьезную аварию в боксе ПГ ЯРБН. Так, например, если возникает большая течь, которая может привести к разрыву трубки с паром, то вода или пар могут попасть в натрий со скоростью около 1 кг/с и, кроме того, натриевый контур окажется под давлением около 16 МПа, которое имеет тенденцию к дальнейшему росту вследствие протекания реакции натрия с водой. В подобных аварийных условиях важно, чтобы промежуточный теплообменник был защищен от такого повышения давления, поскольку он должен выполнить роль барьера, препятствующего дальнейшему развитию аварии и распространению ее на АкЗ, содержащую радиоактивный натрий первого контура. Для этого на натриевой стороне ПГ используются предохранительные диафрагмы. При возникновении большой течи продукты реакции натрия с водой выбрасываются через разрушившиеся диафрагменные окна в сбросные емкости. В случае выхода из строя одного модуля ПГ другие его модули будут сохранены.

При слабой течи может оказаться возможным изолировать неисправный модуль, если запорные задвижки будут обладать необходимым быстродействием по сигналу превышения давления на натриевой стороне без разрыва диафрагм. Протечка, которая может возникнуть в результате трещины сварного шва, может быть достаточно малой и не привести к значительному повышению давления. Так, если трещина эквивалентна по площади цилиндрическому отверстию диаметром 0,1 - 0,2 мм, то скорость протечки в этих условиях составляет около 10 - 100 мг/с.

Струя пара или воды, реагирующая с натрием, образует зону реакции, сходную с языком пламени, который имеет в его верхней части максимальную температуру. Если такая струя ударяет в соседнюю трубку ПГ, то она обуславливает разрушение ее вследствие процесса высокотемпературной коррозии и эрозии (то же происходит и с материалом первой трубки возле отверстия). Этот процесс схематически изображен на рис. 2.79. Течь увеличивается из-за увеличения отверстия первой трубки и в результате возникновения течей других трубок. Зависимость скорости разрушения материала соседних трубок от расхода протечки в первой поврежденной трубке ПГ представлена на рис. 2.80. Весьма малые течи порядка 0,1 - 1 мг/с из отверстий эквивалентного диаметра 0,1 - 0,02 мм имеют тенденцию «залечиваться». Однако позже такая течь может вновь неожиданно появиться и быстро увеличиться до величины расхода 0,1 - 1 г/с.

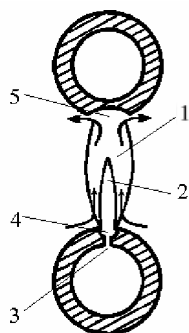


Рис. 2.79. Характер взаимодействия продуктов химической реакции с трубчатыми поверхностями ПГ при возникновении аварийной протечки воды в натрий: 1 - зона реакции; 2 - струя пара; 3 - первоначальная течь; 4 - зона разрушения; 5 - разрушение соседней трубки.

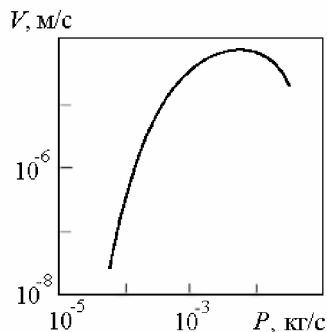


Рис. 2.80. Зависимость скорости разрушения стали (2,25 % хрома, 1 % молибдена) от объема течи воды в трубке ПГ «натрий - вода».

Обнаружение аварийных протечек. Принципиальная опасность возникновения течей в ПГ «натрий - вода», а также возможные значительные разрушения теплообменного оборудования ЯЭУ, которые сопровождают такие аварии ядерных энергоблоков с ЯРБН, обуславливают необходимость разработки эффективных диагностических средств, способных идентифицировать начальную фазу возникновения протечки воды в натрий. Традиционный метод обнаружения течей в ПГ «натрий - вода» основан на контроле содержания водорода в натриевом теплоносителе второго контура. В том случае, если увеличение содержания водорода в натрии находится на уровне, обусловленном функционированием холодной ловушки, делается заключение об отсутствии других (аварийных) источников этого химического элемента. В качестве основного недостатка такого метода диагностики состояния теплообменной поверхности ПГ «натрий - вода» необходимо отметить его значительную инерционность, которая не позволяет обнаружить возможную менее чем за 10 с. Такой же недостаток присущ и методу, сущность которого состоит в обнаружении гидроокиси натрия на водной стороне труб химическими средствами, поскольку натрий диффундирует через небольшие течи также из области с меньшим давлением в область с большим. Если течь расположена выше уровня натрия, необходимо поднять его уровень, чтобы покрыть область течи. С учетом того, что в стандартном теплообменном модуле содержится около 1000 трубок, поиск течи в соответствии с указанным диагностическим подходом следует считать весьма продолжительным, трудоемким и реально непригодным для нужд оперативной диагностики измерительным процессом. В этой связи необходимо отметить следующее.

В модуле теплообменника, выполненном из аустенитной стали, в случае несвоевременного обнаружения течи существует опасность более обширного

повреждения из-за того, что образовавшаяся гидроокись натрия стимулирует обширное растрескивание участков металла, находящихся под механическим напряжением. Это один из важных недостатков аустенитных сталей с точки зрения их применения в ПГ «натрий - вода» и одна из причин предпочтительности использования ферритных материалов.

С этих позиций предложенный в [1] диагностический поход, который предполагает использование акустических шумовых диагностических сигналов, регистрируемых в ПГ «натрий - вода», в комплексе с высокоэффективными нейросетевыми диагностическими алгоритмами, реализуемыми современными компьютерными вычислительными комплексами, представляется наиболее перспективным.

Термодинамические аспекты параметров безопасности ЯРБН. Основным фактором, который ограничивает увеличение температурного уровня жидкометаллического теплоносителя на выходе из АкЗ ЯРБН, является предельно допустимая температура изготовленных из аустенитной стали оболочек ТВЭЛ, других ВКУ, а также трубопроводов первого контура ЯЭУ. Кроме того, элементы конструкции РУ, находящиеся в контакте с высокотемпературным натрием первого контура, испытывают значительные усталостные термические напряжения, например при быстром аварийном останове ЯР. С учетом этой опасности максимальный подогрев натрия в АкЗ обычно ограничивается температурой 500 °С, т.е. уровнем, при котором опасность возникновения недопустимых напряжений в элементах конструкции РУ, а также развития в них термической усталости считается минимальной. Указанный температурный уровень позволяет исключить перегрев пара в ПГ «натрий - вода» и использовать в паровом турбоагрегате, подобно ЯЭУ с водоохлаждаемыми кипящими ЯР типа РБМК и ВВР, влажный насыщенный пар. Представленные на рис. 2.81 $Q - T$ – диаграммы цикла ЯЭУ с ЯРБН иллюстрируют тесную взаимосвязь теплогидравлических параметров безопасности охлаждаемых жидкометаллическим теплоносителем ЯРБН с основными термодинамическими характеристиками этого цикла. Тепловая схема, соответствующая $Q - T$ – диаграмме на рис. 2.81, ранее представлена на рис. 2.78. В соответствии с этой тепловой схемой в рассматриваемой ЯЭУ реализован рекуперативный подогрев питательной воды в барабане-сепараторе посредством пара, который генерируется за счет теплоты, количество которой определяется температурным уровнем натриевого теплоносителя во втором контуре. Попытка увеличения термодинамической эффективности этого цикла путем повышения давления пара без изменения этой температуры привела бы к необходимости ввести в ПГ экономайзерную секцию (см. рис. 2.81, б). В свою очередь это позволило бы охладить натрий второго контура до более низких температур после прохождения испарителя. Кроме того, повышение давления обуславливает возможность большего подогрева питательной воды, что, однако, потребует изменения системы регенеративного подогрева. Все это указывает на взаимозависимость температуры питательной воды и темпе-

ратуры смешения в ЯЭУ рассматриваемого типа. Таким образом, повышение температуры смешения привело бы к увеличению температуры натрия второго и первого контуров. Это, в свою очередь, потребовало бы увеличить расходы натрия как в первом, так и во втором контурах (см. рис. 2.81, *а*), что привело бы к увеличению скорости натрия и, следовательно, к большей вероятности возникновения опасных вибраций ТВЭЛ, а также трубчатых модулей теплообменных устройств первого и второго контуров. Вполне очевидно, что указанное увеличение массовых расходов натрия обусловило бы увеличение гидравлического сопротивления АкЗ, которое, в свою очередь, потребовало бы применения ГЦН большей мощности с большим напором.

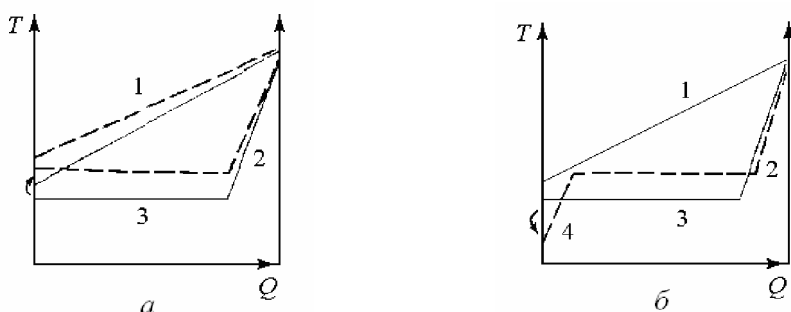


Рис. 2.81. Взаимосвязь теплогидравлических параметров безопасности ЯЭУ, оснащенной ЯРБН, с основными характеристиками термодинамического цикла: увеличение температуры питательной воды при повышении расходов натрия в первом и втором контурах (*а*) и уменьшение температуры питательной воды путем введения экономайзерного участка с натриевым подогревом (*б*): 1 - натрий второго контура; 2 - пароперегреватель; 3 - испаритель; 4 - экономайзер.

Термодинамическая эффективность ЯЭУ с ЯРБН. Вполне очевидно, что применение второго промежуточного натриевого контура имеет своей целью локализацию высокорadioактивного жидкометаллического теплоносителя, охлаждающего АкЗ ЯРБН, и обусловлено соображениями безопасности. В то же время реализация такого конструктивного решения неизбежно приводит к известному снижению термодинамической эффективности цикла вследствие увеличения энтропии при передаче теплоты от натрия первого контура ко второму.

Потери, связанные с применением второго промежуточного контура, целесообразно оценить на основании известного эксергетического подхода, сущность которого состоит в следующем. Так, если расход рабочего тела в термодинамическом цикле составляет $\dot{M}$ и это рабочее тело, получая теплоту, переходит из состояния 1 в состояние 2, то количество полученной им теплоты составит

$$Q = \dot{M} (h_2 - h_1), \quad (2.11)$$

а максимальная произведенная им работа в единицу времени равна

$$P_{\max} = \dot{M} (\epsilon_2 - \epsilon_1), \quad (2.12)$$

где h - удельная энтальпия; $\epsilon \equiv h - T_0 s$ - удельная эксергия потока; s - удельная энтропия; T_0 - температура окружающей среды.

Тогда максимально возможная тепловая эффективность вычисляется как отношение $P_{\max}/Q$, причем $P_{\max}$ достигается только тогда, когда термодинамический процесс является обратимым. Из выражения (2.12) следует, что $P_{\max}$ есть скорость увеличения эксергии рабочего тела при получении им теплоты. Для ЯЭУ, показанной на рис. 2.78, величина $Q = 2500$ МВт. Прирост эксергии в первом контуре при прохождении теплоносителя через АкЗ равен 1490 МВт, а для теплоносителя второго контура - 1445 МВт, при этом разность составляет 45 МВт, или 1,8 % теплоты, переданной из АкЗ. Таким образом, полученная разность соответствует потере эксергии в результате необратимости термодинамического процесса.

Прирост эксергии пара в ПГ составляет 1323 МВт. Вместе с тем в силу необратимости процессов теплопередачи в барабане-сепараторе и расширения пара в ступенях паровой турбины указанный прирост эксергии пара в ПГ практически не может быть полностью реализован. С учетом этих термодинамических потерь реальная электрическая мощность рассматриваемой ЯЭУ составляет 1060 МВт, что соответствует термическому к.п.д. цикла 42 %. Результаты анализа термодинамической эффективности вышерассмотренной типичной ЯЭУ с ЯРБН представлены на рис. 2.82.

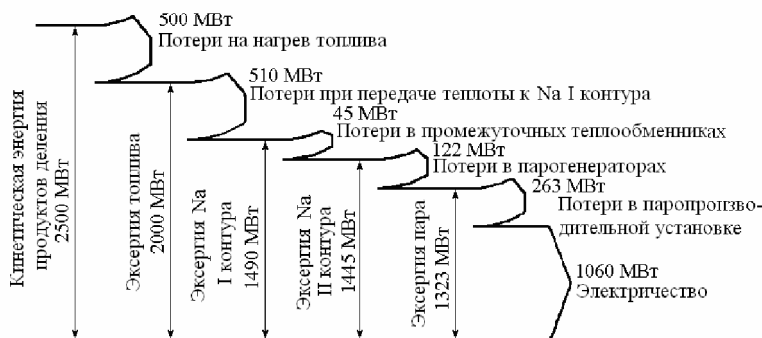


Рис. 2.82. Анализ термодинамической эффективности цикла, реализованного в типичной тепловой схеме ЯЭУ с ЯРБН.

2.2.7. Проблемы безопасности реакторов на быстрых нейтронах с жидкометаллическим охлаждением

Теплопередача в АкЗ. Задача обеспечения теплогидравлической надежности АкЗ занимает центральное место в комплексе актуальных проблем эксплуатационной безопасности всех типов энергетических ЯР. С учетом высо-

кой удельной тепловой мощности, которая выделяется в единице объема АкЗ ЯРБН, острота этой проблемы в указанном типе реакторов обуславливается рядом следующих определяющих факторов.

Теплонапряженность ТВЭЛ. Как отмечено выше, типичный ТВЭЛ ЯРБН представляет собой трубчатую оболочку, изготовленную из нержавеющей стали аустенитного класса, которая содержит топливный сердечник, сформированный из керамических таблеток делящегося вещества. При этом если объемная плотность энерговыделения в топливе составляет Q , Вт/м³, то разность температур между центром топливного сердечника в виде цилиндрической таблетки и его поверхностью равна

$$\Delta T_f = QR_f^2 / 4 K_f, \quad (2.13)$$

где R_f - радиус топлива; K_f - его теплопроводность (в первом приближении предполагается, что теплопроводность топливной композиции не зависит от температуры).

Тогда плотность теплового потока на единичной длине ТВЭЛ, т.е. его линейное энерговыделение равно $q = \pi R_f^2 Q$, и из равенства (2.13) следует, что этот параметр составляет

$$q = 4\pi K_f \Delta T_f. \quad (2.14)$$

По соображениям безопасности линейная плотность теплового потока на поверхности ТВЭЛ для окисного топлива обычно ограничивается на уровне около 50 кВт/м.

С учетом того, что $Q \sim R_f^{-2}$, плотность энерговыделения может быть увеличена путем уменьшения радиуса топливного сердечника. Практический предел этого уменьшения определяется стоимостью изготовления ТВЭЛ, которая быстро растет с уменьшением его диаметра. В силу этого ограничения реальная величина диаметра топливного сердечника не может быть меньше 5 мм. Таким образом, фактическая плотность объемного энерговыделения в топливе ограничена значением 2,5 ГВт/м³.

Распределение плотности энерговыделения. В работающем ЯР указанная объемная плотность энерговыделения Q определяется на основе оценочного соотношения

$$Q \approx \Delta E_f \sum_g \Phi_g \sum_{f_g}^T, \quad (2.15)$$

где ΔE_f - разность между внутренней энергией делящегося вещества и суммарной внутренней энергией продуктов деления (в предположении, что температура не изменяется и продукты деления покоятся). Величина ΔE_f составляет около 200 МэВ для ²³⁹Pu и других делящихся изотопов (200 МэВ $\approx 3,2 \cdot 10^{-11}$ Дж); $\sum_{f_g}^T$ - групповое сечение деления для топливной композиции.

Выражение (2.15) является приближенным. Часть энергии приходится на нейтроны деления, реакции радиационного захвата (n , γ), а также цепочки β -

распада продуктов деления. Тем не менее во время работы ЯР около 97 % энергии выделяется непосредственно в топливе.

В целом нейтронный спектр является практически единообразным во всей АкЗ. В силу этого обстоятельства можно считать, что Q примерно пропорционально полному потоку нейтронов. Вследствие диффузии нейтронов максимальное значение $Q_{\max}$ достигается в центре АкЗ или на внутренней части внешней зоны blankets. Среднее значение Q для наиболее напряженного ТВЭЛ меньше, чем $Q_{\max}$, а среднее Q по объему АкЗ еще меньше.

Для учета этого определяются коэффициенты неравномерности энерговыделения. Выражение для коэффициента аксиальной неравномерности f_z имеет вид

$$f_z = \int_0^H Q(z) dz / HQ_{\max}, \quad (2.16)$$

где $Q(z)$ - значение Q на расстоянии z от нижнего торца АкЗ; H - высота АкЗ. Коэффициент радиальной неравномерности энерговыделения f_r определяется на основе аналогичного соотношения

$$f_r f_z = \int Q dv / VQ_{\max}, \quad (2.17)$$

где интеграл берется по всему объему АкЗ, а V - объем АкЗ.

Как f_r , так и f_z обычно составляют около 0,3, и средняя плотность энерговыделения по всей АкЗ составляет около 64 % от $Q_{\max}$. Плотность энерговыделения на концах самого напряженного ТВЭЛ составляет около 0,4 $Q_{\max}$, а на периферии АкЗ снижается до величины 0,2 $Q_{\max}$. Если начальная линейная энергонапряженность составляет 50 кВт/м, то средняя для самого напряженного ТВЭЛ находится на уровне около 40 кВт/м, а средняя по всей АкЗ - около 32 кВт/м, в то время как минимальная средняя линейная напряженность не превышает 18 кВт/м. Стандартный ЯРБН с тепловой мощностью 2500 МВт содержит ТВЭЛ с общей линейной протяженностью $78 \cdot 10^3$ м. Для ТВЭЛ с диаметром топливного сердечника 5 мм, то суммарный объем высокообогащенного топлива в АкЗ составляет $1,5 \text{ м}^3$.

Поток теплоносителя. Два других типоразмера АкЗ – ее высота и расстояние между ТВЭЛ - в основном определяются свойствами теплоносителя. На поток теплоносителя в ЯР налагаются ограничения по его подогреву, падению давления в АкЗ и по его скорости.

Так, если высота АкЗ составляет H , то энерговыделение в наиболее энергонапряженном ТВЭЛ составляет $q_{\max} f_z H$, причем

$$q_{\max} f_z H = AV_{\max} \rho c \Delta T_c, \quad (2.18)$$

где ρ и c - плотность и удельная теплоемкость теплоносителя соответственно; ΔT_c - подогрев теплоносителя в АкЗ; $V_{\max}$ - средняя скорость теплоносителя в наиболее энергонапряженной ТВС; A – суммарное проходное сечение всех ТВС.

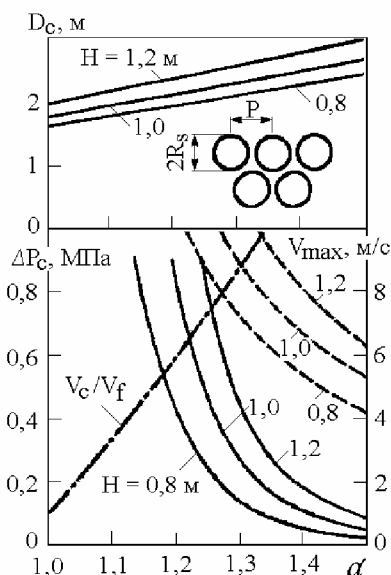
Подогрев ΔT_C определяется необходимостью удовлетворять требованиям предела прочности и сопротивления ползучести в оболочках ТВЭЛ и конструкциях ВКУ, конструкцией паропроизводительной установки, ее устойчивостью к тепловым ударам (это определяет входную температуру водного теплоносителя). Подогрев обычно составляет около 170 К, и возможности его значительного повышения весьма ограничены.

Максимальная скорость теплоносителя V_{MAX} обычно не должна превышать 10 м/с, прежде всего по соображениям возможного эрозионного износа оболочек ТВЭЛ, а также в силу опасности образования кармановских вихрей в АкЗ, способных инициировать значительную вибрацию ВКУ.

Вследствие гидравлического профилирования АкЗ подогрев теплоносителя близок к равномерному по всем ТВС. При этом гидравлическое сопротивление наиболее энергонапряженной из них определяется как

$$\Delta P_C = \frac{1}{2} C \rho V_{MAX}^2 (4H/D_H), \quad (2.19)$$

где D_H - гидравлический диаметр ТВС; C - коэффициент трения, значение которого определяется конструктивными особенностями ТВС.



Значения параметра A в формуле (2.18) и D_H в уравнении (2.19) определяются геометрическими характеристиками ТВЭЛ и ТВС. Указанные соотношения позволяют оценить значения V_{MAX} и ΔP_C как функции H и шага в решетке ТВЭЛ. Характерные соотношения гидравлических и геометрических параметров АкЗ типичного ЯРБН с тепловой мощностью 2500 МВт представлены на рис. 2.83.

Рис. 2.83. Соотношения гидравлических и геометрических параметров АкЗ типичного ЯРБН с тепловой мощностью 2500 МВт.

Указанные соотношения позволяют, в частности, проанализировать соответствие располагаемых гидравлических и геометрических параметров АкЗ требованиям безопасности ЯРБН. Так, если, например, требуется, чтобы величина ΔP_C не превышала 0,3 МПа, то при высоте АкЗ, равной 1,2 м, может быть создана компактная АкЗ (отношение диаметр/высота = 1,8), однако объемная доля теплоносителя будет неприемлемо высокой. Если же высота составляет 0,8 м, то эта доля теплоносителя значительно ниже, и диаметр АкЗ в 3 раза превышает ее высоту, что делает критическую массу топлива чрезмер-

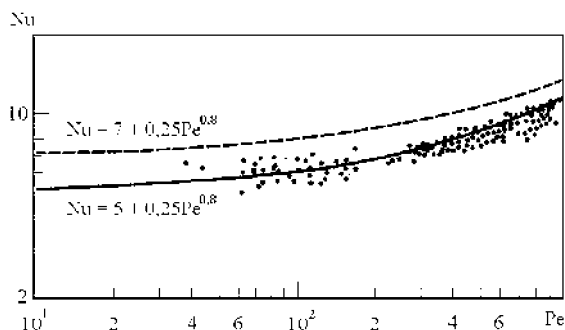
но большой. С другой стороны, при этом сохраняется низкое значение натриевого пустотного коэффициента реактивности. Напротив, если значение ΔP_C превысит 700 кПа, могут стать весьма существенными кавитационные процессы в АкЗ, способные вызвать разрушение оболочек ТВЭЛ и элементов ВКУ кавитационными кавернами.

Теплофизические характеристики теплоносителя. Натрий обладает высокими теплофизическими характеристиками. Прежде всего, ввиду того, что натрий - металл, его высокая теплопроводность обусловлена движением электронов в энергетической зоне проводимости, которые более подвижны, чем положительные ионы. Легкие электроны осуществляют перенос энергии при небольшом переносе количества движения. Следствием этого является то, что при высокой теплопроводности жидкий натрий сохраняет низкую вязкость. В результате число Прандтля $Pr = \mu c / K$ (μ - вязкость; c - удельная теплоемкость; K - теплопроводность), которое для большинства жидкостей имеет порядок единицы, для жидких металлов существенно ниже. Так, для натрия при 600 °С $Pr = 4,2 \cdot 10^{-3}$, $K = 62,3$ Вт/(м·К), в то время как для воды при 100 °С $Pr = 1,72$, $K = 0,68$ Вт/(м·К). Это не означает, однако, что теплота передается в 100 раз лучше натрию, чем воде, поскольку в протекающей жидкости объемное движение так же существенно, как и диффузия молекул или электронов. Чем выше число Рейнольдса, тем меньше преимущество жидкого металла перед неметаллической жидкостью.

Коэффициент теплоотдачи h между нагретой поверхностью и жидкостью определяется как $h = q_s / \Delta T$, где q_s - локальный тепловой поток, Вт/м²; ΔT - разность между локальной температурой нагретой поверхности и средней температурой жидкости. Для жидкости, движущейся в канале, h может быть охарактеризован числом Нуссельта в виде $Nu = h D_H / K$, где D_H - гидравлический диаметр канала.

В условиях вынужденного движения теплоносителя можно считать, что $Nu = Nu(Re, Pr)$, где число Рейнольдса $Re = \rho v D_H / \mu$; v - средняя скорость жидкости.

Для жидких металлов теплопередача незначительно зависит от вязкости. В этом случае можно считать $Nu = Nu(Re)$, где число Пекле $Pe = Re \cdot Pr$. На рис. 2.84 показана одна из типичных экспериментально установленных зависимостей Nu от Pe , описывающая теплоотдачу к жидкому натрию в цилиндрических каналах.



симостей Nu от Pe , описывающая теплоотдачу к жидкому натрию в цилиндрических каналах.

Рис. 2.84. Характер зависимости $Nu = f(Pe)$ при теплоотдаче к жидкому натрию в цилиндрических каналах.

Следует отметить, что при продольном обтекании теплообменной поверхности жидкометаллическим теплоносителем условия теплообмена между стенкой и жидким металлом существенно зависят от контактного термического сопротивления между этими средами, которое изменяется не только по длине канала, но также и во времени. На величину этого сопротивления существенное влияние оказывает также и степень очистки жидкометаллического теплоносителя. Так, наличие в жидком металле примесей (окислов и химически активных газов) приводит к существенному снижению интенсивности теплоотдачи и, как следствие, к возможному возникновению аварийного режима теплосъема – вскипанию жидкометаллического теплоносителя. Для достаточно чистого жидкого натрия расчет теплообмена при продольном обтекании трубчатых оболочек ТВЭЛ в диапазоне значений определяющих критериев $Re > 10^4$; $40 < Pe < 3,2 \cdot 10^4$ вполне корректно может быть выполнен с использованием формулы М. А. Михеева

$$Nu = 4,8 + 0,014 Pe^{0,8}. \quad (2.20)$$

Определяющими параметрами в критериальной зависимости (2.20) являются диаметр оболочки ТВЭЛ и средняя температура жидкого металла.

При отсутствии специальных мер по тщательной очистке жидкометаллического теплоносителя (в диапазоне $100 < Pe < 2 \cdot 10^4$) теплоотдача в АкЗ ЯРБН может быть рассчитана на основе другой эмпирической зависимости, предложенной С. С. Кутателадзе и В. М. Боришанским

$$Nu = 5 + 0,021 Pe^{0,8}. \quad (2.21)$$

Для расчета теплообмена в продольноомываемом жидкометаллическим теплоносителем пучке труб при $1,1 < s/d < 1,4$; $60 < l/d_s < 240$; $200 < Pe < 1200$ целесообразно использовать, в частности, формулу, предложенную в ФЭИ,

$$Nu = 8 Pe^{0,6} [d_s/l + 0,027(s/d - 1,1)^{0,46}], \quad (2.22)$$

где l - длина труб теплообменного пучка, м; s - расстояние между центрами труб пучка, м; d_s - эквивалентный диаметр пучка, м.

Наряду с использованием расчетных соотношений, таких, например, как (2.22), оценка интенсивности теплообмена в продольноомываемых сборках ТВЭЛ с различным значением геометрического параметра $\alpha = s/d$ (т.е. отношения шага решетки к диаметру ТВЭЛ) может быть выполнена также с использованием ряда обобщающих графических зависимостей. Одна из них представлена на рис. 2.85.

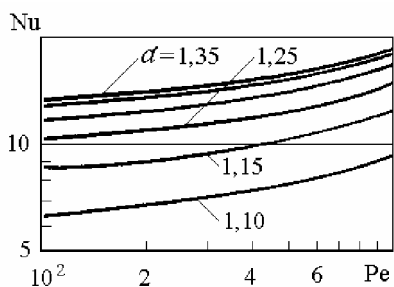


Рис. 2.85. Характер теплоотдачи к жидкометаллическому теплоносителю в условиях его вынужденного движения в продольноомываемых сборках ТВЭЛ.

В связи с изложенным необходимо также отметить следующее. Использование эмпирических расчетных соотношений вида (2.20) – (2.22), а также графических зависимостей, таких, например, как представленные на рис. 2.85, при расчете теплообмена в АкЗ ЯРБН требует известной осторожности. Указанное обстоятельство обосновывается следующими объективными факторами. Прежде всего, результаты экспериментов по теплоотдаче к жидким металлам (особенно в сборках с тепловыми имитаторами ТВЭЛ) характеризуются значительным разбросом экспериментальных данных, который связан с трудностями корректных измерений ряда определяющих теплофизических параметров, в частности, температур теплоотдающей поверхности и теплоносителя. Кроме того, на результаты указанных экспериментов существенное влияние оказывает ряд других трудноконтролируемых параметров, например степень загрязненности теплоотдающей поверхности теплового имитатора ТВЭЛ окисными соединениями.

Температуры теплоносителя и оболочек ТВЭЛ. Средняя температура теплоносителя $T_c(z)$ в аксиальной координате z относительно нижнего торца АкЗ (без учета теплоты, генерируемой в ее торцевом бланкете) может быть рассчитана как

$$\bar{T}_c(z) = T_{ci} + \int_0^z q(z)dz / Av\rho c, \quad (2.23)$$

где T_{ci} - входная температура теплоносителя.

Средняя температура оболочки $\bar{T}_s(z)$ при этом составляет:

$$\bar{T}_s(z) = \bar{T}_c(z) + q(z) / 2\pi R_s h, \quad (2.24)$$

где R_s - внешний радиус оболочки. Характерные зависимости $\bar{T}_s$ и $\bar{T}_c$ от z представлены на рис. 2.86. Анализ этих расчетных зависимостей свидетельствует о том, что $\bar{T}_s$ и $\bar{T}_c$ являются достаточно близко расположенными конгруэнтными кривыми, которые достигают своих максимальных значений в верхней части АкЗ. По своему характеру указанные распределения температур заметно отличаются, например от соответствующих температурных профилей в водоохлаждаемых ЯР, в которых (вследствие меньшей интенсивности теплоотдачи с поверхности ТВЭЛ) максимальное значение температуры оболочки достигается на существенно меньшей аксиальной координате АкЗ, чем вышеуказанные (см. рис. 2.86) в ЯРБН.

Максимально допустимая температура оболочки ТВЭЛ является важным параметром безопасности РУ с жидкометаллическим охлаждением. Указанная температура определяется требованиями сохранения прочностных свойств оболочки, в частности ее устойчивостью к температурным деформациям, в особенности ползучести. Таким образом, устойчивость по отношению к ползучести, которой должны обладать оболочки, в свою очередь на-

кладывает свои ограничения на величину температуры теплоносителя на выходе из АкЗ, что определяющим образом влияет на термический к.п.д. ЯЭУ. Максимальная температура оболочки, однако, должна быть меньше $\bar{T}_s$, так как из-за ряда факторов возможны локальные температурные изменения, которые обуславливают наличие локально высоких температур оболочек, т.е. локальных перегревов.

Физика локальных перегревов ТВЭЛ. В силу неравномерности распределения теплогидравлических параметров – массовой скорости теплоносителя, его энтальпии и, следовательно, температуры – по сечению любой из основных типов теплогидравлических ячеек в ТВС [1] азимутальная температура оболочки ТВЭЛ распределена существенно неравномерно. Указанную неравномерность температуры оболочки иллюстрирует рис. 2.87, из которого следует, что температура T_s выше в точке напротив соседнего ТВЭЛ и ниже напротив зазора между соответствующими элементами. Показательно, что указанная температурная неравномерность выше для ТВС, имеющих плотную упаковку, а также для теплоносителей, которые характеризуются низкими значениями чисел Прандтля.

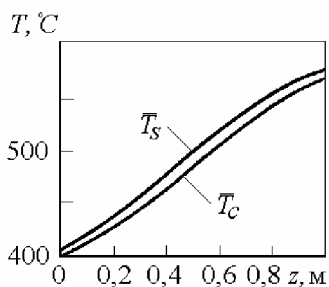


Рис. 2.86. Аксиальные распределения температуры теплоносителя и оболочек ТВЭЛ в АкЗ ЯРБН.

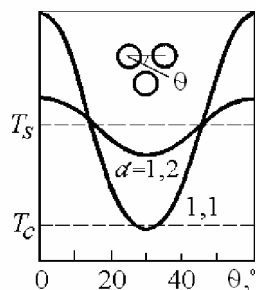
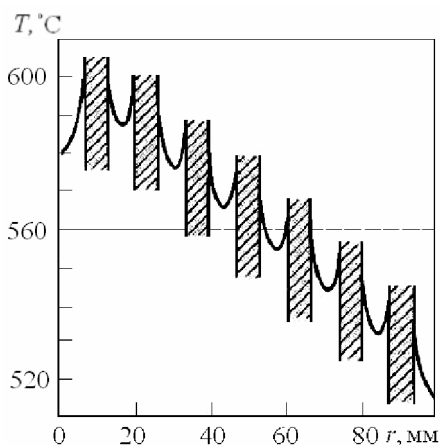


Рис. 2.87. Характер азимутальной температуры оболочки по периметру ТВЭЛ (при $Re \approx 1000$).

Как известно, ТВЭЛ в ЯРБН сгруппированы в ТВС, заключенные в обечайки гексагональной геометрии. В силу неравноценности теплогидравлических ячеек ТВС [1] расходы теплоносителя в боковых и угловых ячейках, непосредственно прилегающих к внутренней поверхности обечайки, выше. Следствием такого распределения расхода является то, что в указанных периферийных (относительно центра ТВС) ячейках температура теплоносителя и оболочек ниже среднеинтегральной температуры по сборке. Напротив, температуры оболочек в центре ТВС выше средней по сборке, что обуславливает существенную неравномерность температурного распределения в пределах каждого пучка ТВЭЛ. Кроме того, вследствие диффузии нейтронов в объеме ЯР, отличие в плотности энерговыделения вдоль радиуса АкЗ в пределах одной ТВС (на ее противоположных периферийных участках) может достигать

10 %. Обусловленный вышеуказанными эффектами характерный радиальный температурный профиль в ТВС ЯРБН представлен на рис. 2.88.

Как известно, фиксация взаимного расположения ТВЭЛ (дистанционирование) производится либо решетками, либо спирально навитой на ТВЭЛ проволокой. Оба способа дистанционирования способны вносить локальные возмущения в течение теплоносителя, и хотя их влияние обычно заключается в увеличении турбулентности, а следовательно, в увеличении h и уменьше-



нии T_s , нельзя исключать вероятность локального разрушения элементов дистанционирования, блокировки проходного сечения теплоносителя и локального перегрева соответствующей области ТВС.

Рис. 2.88. Радиальный профиль температуры теплоносителя на выходе из ТВС со следующими параметрами: количество ТВЭЛ - 169; $\alpha = 1,3$; $R_s = 3$ мм; $\Delta T_c = 200$ К; $\bar{q} = 45$ кВт/м; $q_{max}/\bar{q} = 1,16$.

Подобные локальные перегревы можно предсказать, однако существуют и другие перегретые области, которые возникают произвольно из-за разброса в размерах и составе различных компонентов. Такой разброс, даже в пределах точности изготовления, может приводить к возникновению значительных локальных перегревов. Так, например, смещение одного ТВЭЛ на 0,3 мм от штатного положения в ТВС может привести к уменьшению коэффициента теплоотдачи с его поверхности на величину порядка 10 %. Кроме того, некоторые локальные изменения термического сопротивления зазора между топливным сердечником и внутренней поверхностью его оболочки, а также возможные технологические неоднородности состава топливной композиции дополнительно способны инициировать возникновение местных перегревов, или «горячих пятен», ТВЭЛ. С учетом возможного влияния вышеуказанных локальных эффектов оценка максимально возможной температуры оболочки ТВЭЛ в ЯРБН производится на основе следующего приближенного выражения

$$T_{s \max} = T_{ci} + 15 + 1,5 \Delta T_c \quad (2.25)$$

где $T_{s \max}$ - максимальная температура оболочки ТВЭЛ, °C; T_{ci} - температура теплоносителя на входе в АкЗ; ΔT_c - средний подогрев теплоносителя в АкЗ. Второе слагаемое в выражении (2.25) представляет собой оценочное значение температурного напора между теплоотдающей поверхностью ТВЭЛ и омывающим эту поверхность потоком теплоносителя. Практическое исполь-

зование оценочного соотношения (2.25) может быть проиллюстрировано следующим примером. Как известно, в ЯРБН максимальная температура оболочки ТВЭЛ ограничена уровнем 700 °С. Если ΔT_c составляет 170 К, то из равенства (2.25) вытекает, что входная температура натриевого теплоносителя составляет 430 °С, а выходная находится на уровне 600 °С.

Материаловедческие аспекты безопасности ЯРБН. Нейтронное облучение, которому подвергаются конструкционные материалы РУ, существенным образом сказывается на их механических и физических свойствах. Следствием этого влияния является, например, увеличение твердости и уменьшение вязкости, увеличение скорости ползучести (особенно при низких температурах), а также уменьшение их плотности. Вполне очевидно, что присущие этим материалам термическая ползучесть, усталость и коррозия также должны учитываться при оценке необходимого ресурса соответствующей реакторной конструкции.

Взаимодействие потока нейтронов с атомами кристаллической решетки соответствующего конструкционного элемента ЯР приводит к смещению этих атомов, образуя таким образом вакансии и внедренные атомы. Захват нейтронов, обусловленный ядерными реакциями (n, α) и (n, ρ) инициирует образование в кристаллической решетке атомов гелия, водорода и некоторых других элементов. Ввиду того, что среднее число смещений атомов в кристаллической решетке материала конструкционного элемента РУ определяет степень его облучения, оценка этого параметра может быть выполнена на основе следующей приближенной модели. Каждый акт упругого рассеяния передает ядру-мишени кинетическую энергию E_p , где E_p - случайная переменная, распределенная однородно (если рассеяние изотропно) в области изменения от 0 до μE_n , где E_n - энергия нейтрона, а $\mu = 4A/(1 + A)^2$, где A - атомная масса мишени (для железа $\mu = 0,069$). Следовательно, для смещения атома железа требуется энергия около 25 эВ. Характер изменения числа смещенных атомов железа в облучаемой нейтронами мишени в диапазоне энергий до 200 кэВ для двух известных моделей рассеивания показан на рис. 2.89.

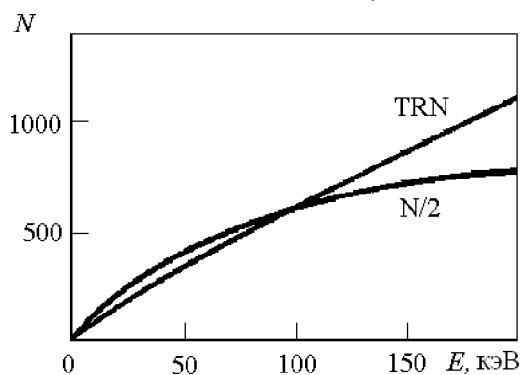


Рис. 2.89. Характер изменения числа смещенных атомов железа при рассеивании нейтронов кристаллической решеткой мишени (кривые N/2 и TRN соответствуют расчетным моделям Half-Nelson и TRN-Standard f251).

Сечение смещения σ_{dq} соответствующих атомов нейтронами группы g может быть определено на основе следующего подхода:

$$\sigma_{dg} \int_{E_g}^{E_{g-1}} \Phi(E) dE = \int_{E_g}^{E_{g-1}} \sigma_e(E) n(E) \Phi(E) dE, \quad (2.26)$$

где

$$n(E) = \int_0^{\mu E} n_d(E_p) dE_p, \quad (2.27)$$

$\sigma_e(E)$ - сечение упругого рассеяния; $\Phi(E)$ - распределение потока внутри данной группы нейтронов. Результаты расчета сечения смещения σ_d для железа представлены на рис. 2.90.

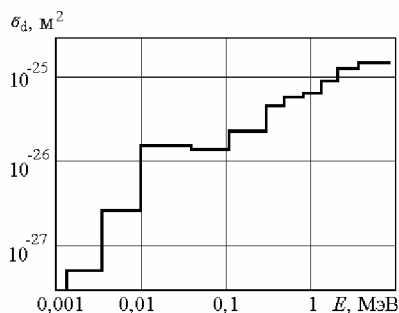


Рис. 2.90. Расчетная зависимость сечения смещения атомов железа в кристаллической решетке от энергии взаимодействующих с ней нейтронов (расчет по модели Half-Nelson).

При этом полное число смещений на один атом D следует из выражения

$$D = \int_0^T \sum_g \sigma_{dg} \Phi_g(t) dt, \quad (2.28)$$

где T - продолжительность облучения.

Ввиду того, что величина σ_{dg} быстро снижается при энергиях ниже 0,1 МэВ (см. рис. 2.90), для оценки степени облученности материалов обычно используется вычисление флюенса быстрых нейтронов на основе соотношения

$$\Phi_f = \int_0^T \int_{0,1 \text{ МэВ}}^{\infty} \Phi(E, t) dE dt. \quad (2.29)$$

Так, если объемное энерговыделение в АкЗ составляет $Q = 2,5 \text{ ГВт/м}^3$, причем используется окисное топливо с плотностью 10^4 кг/м^3 , содержащее около 20 % PuO_2 , то при типичном для этого типа ЯР спектре нейтронов суммарный поток нейтронов с энергией выше 0,1 МэВ составляет около $5 \cdot 10^{19} / (\text{м}^2 \cdot \text{с})$. Если топливо облучено до 10 % выгорания, то Φ_f составляет около $1,4 \cdot 10^{27} \text{ м}^{-2}$, D - около 70 смещений на атом в железе. Это облучение достигается при $2,7 \cdot 10^7 \text{ с}$, или 10 мес. работы ЯРБН на полной мощности. Указанные условия являются типичными для центра АкЗ и характеризуют степень облучения, которому подвергаются конструкционные материалы АкЗ, в частности удаляемые и заменяемые вместе с топливом (оболочки ТВЭЛ, чехлы ТВС и т. д.) при его перегрузке.

Эффект уменьшения плотности. Облако вакансий и внедренных атомов, образованных в акте рассеяния, диффундирует через кристаллическую решетку под действием теплового движения. Поле напряжений вокруг дислокации взаимодействует как с внедренными атомами, так и с вакансиями и имеет тенденцию концентрироваться вокруг дислокации, взаимодействуя в первую очередь с внедренными атомами. Результатом таких структурных изменений является то, что атомы группируются в окрестностях дислокаций и других дефектов в кристаллах, оставляя избыток вакансий, которые также имеют тенденцию к концентрации. Обычной формой скопления вакансий является плоский моноатомный слой, который в конце концов разрушается, оставляя кольцо краевых дислокаций. Вместе с тем в присутствии ядра, состоящего из нескольких атомов инертного газа (гелия), вакансии будут мигрировать к нему и образовывать трехмерную полость.

На рис. 2.91 представлена полученная с помощью электронного микроскопа серия фотографий облученной в ЯРБН при различных температурах американской нержавеющей стали 316 типа AISI. Характерной особенностью указанных микрофотографий является присутствие в образцах облученной стали полиэдральных полостей диаметром около 0,1 мкм, возникновение ко-

торых связано с вышеуказанными дислокационными процессами в кристаллической решетке. Показательно, что увеличение температуры облучаемого образца интенсифицирует указанные процессы, следствием чего является радиационное распухание соответствующего конструкционного материала.

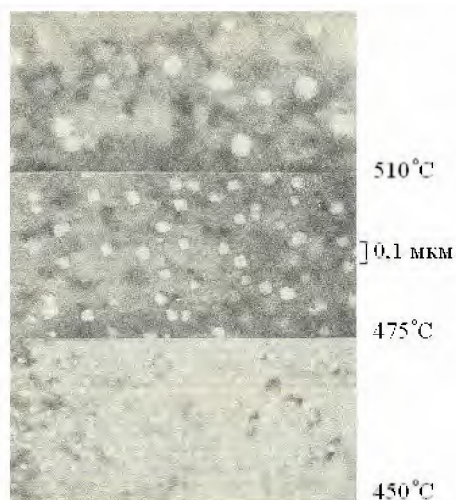
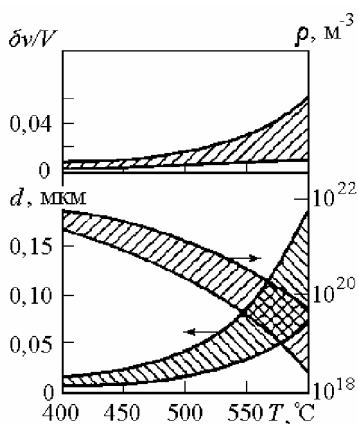


Рис. 2.91. Серия микрофотографий облученной в ЯРБН при различных температурах американской холоднообработанной нержавеющей стали типа 316 (сталь облучена до 44 смещений на один атом).

В то же время физический механизм влияния температуры на радиационное распухание стали не вполне ясен. Увеличение размеров дислокационных полостей, возможно, связано с повышенной подвижностью вакансий. Вместе с тем соответствующее уменьшение количества полостей фактически не может быть объяснено, поскольку неясен механизм образования их зародышей. Возможно, что при высоких температурах атомы гелия мигрируют к существующим полостям и не становятся центрами образования новых. Кроме того, образование зародышей полостей может быть связано с пиками плотности атомов, смещенных вследствие рассеяния нейтронов.



Экспериментальная зависимость характерных размеров микрополостей в облученной стали, концентрация этих микрополостей, а также степень распухания холоднообработанной нержавеющей стали представлена на рис. 2.92.

Рис. 2.92. Влияние температуры на характерные размеры микрополостей, их концентрацию и степень радиационного распухания облученной (до 30 - 40 смещений на атом) холоднообработанной стали типа 316.

Как следует из этих данных распухание нержавеющей стали 316 при температурах ниже 350 °C относительно невелико. При высоких температурах на этот процесс серьезное влияние оказывают примеси. Так, при температурах, превышающих 600 °C, имеет место образование больших микрополостей, которые концентрируются на крупных зернах карбида. Этот процесс существенно зависит от концентрации углерода, и одним из способов уменьшения распухания является уменьшение содержания углерода.

Установлено, что эффект радиационного распухания облученной стали может быть уменьшен за счет увеличения в ней концентрации дислокаций. Последние, как известно, способны взаимодействовать с вакансиями, уменьшая тем самым их концентрацию. Рис. 2.93 иллюстрирует уменьшение распухания нержавеющей стали 316, подвергнутой холодной обработке, по сравнению с таким же образцом, подвергнутым отпуску.

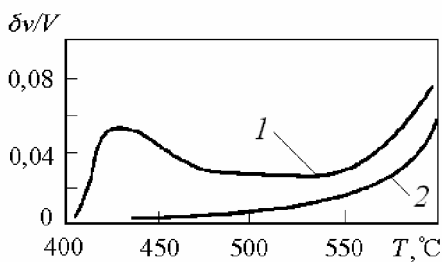


Рис. 2.93. Распухание отпущенной (1) и подвергнутой 20 %-ной холодной обработке (2) нержавеющей стали 316, облученной до 40 смещений на атом.

Тонкодисперсные выделенные фазы внутри зерен тоже имеют тенденцию уменьшать распухание, поскольку они притягивают и внедренные атомы, и вакансии, позволяя им рекомбинировать. Следует отметить, что интенсивность распухания увеличивается со временем, и поскольку оно зависит от взаимодействия между вакансиями и ядрами, это увеличение является нелинейным, уменьшаясь по мере увеличения флюенса.

Радиационная ползучесть. Внедренные атомы, образовавшиеся при рассеянии нейтронов, имеют тенденцию мигрировать к дефектам в кристаллах. Если дефект - краевая дислокация, накопление внедренных атомов вызывает напряжение материала. Поля напряжений отдельных дислокаций модифици-

руются таким образом, что общее напряжение ориентировано в направлении нагрузки, вследствие чего возникает ползучесть материала. Другой возможный механизм ползучести заключается в том, что в результате ползучести могут освобождаться защемленные дислокации, а также дислокации, иммобилизованные другими дефектами, что позволяет им скользить.

Облучение приводит к образованию внедренных атомов и позволяет радиационной ползучести иметь место при температурах, намного меньших тех, при которых возникает обычная термическая ползучесть. Например, известен факт значительной радиационной ползучести в нержавеющей стали 316 при 280 °С, в то время как термическая ползучесть незначительна вплоть до 600 °С. Деформация ползучести в большинстве случаев пропорциональна напряжению и почти пропорциональна D - числу смещений на атом.

На рис. 2.94 показано отношение деформации сдвига γ , обусловленной ползучестью, к напряжению сдвига τ для различных материалов. Эта зависимость описывается эмпирической формулой вида

$$\gamma/\tau = A + BD. \quad (2.30)$$

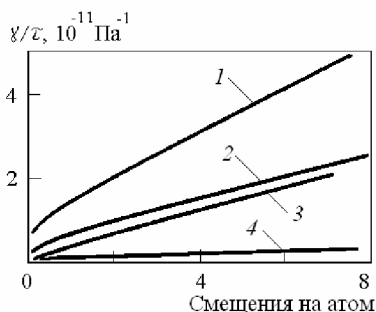


Рис. 2.94. Радиационная ползучесть различных материалов: 1 - сталь FV548; 2 - сталь 316, подвергнутая холодной обработке; 3 - сталь 316 после отпуски; 4 - сплав PE 16.

Типичные значения констант из соотношения (2.30) приведены в табл. 2.3. Как следует из этих данных, более высокая подверженность ползучести материалов, подвергшихся холодной обработке, обусловлена более высокой плотностью дислокаций.

Таблица 2.3. Характеристики радиационной ползучести

Материал	$A, \text{Па}^{-1}$	$B, \text{Па}^{-1}$
Отпущенная нержавеющая сталь	$0,2 \cdot 10^{-11}$	$0,4 \cdot 10^{-11}$
Нержавеющая сталь 316 с 20 %-ной холодной обработкой	0,5	0,3
Сплав PE 16	0,1	0,03
Сталь FV548	0,9	0,5

Радиационное охрупчивание и упрочнение. Облучение упрочняет конструкционные материалы АкЗ (увеличивает предел текучести) и делает его более хрупким (уменьшает удлинение до разрушения). Предельное напряжение обычно изменяется относительно мало, однако существует потеря деформационного упрочнения. Типичные кривые «напряжение – деформация» показаны на рис. 2.95.

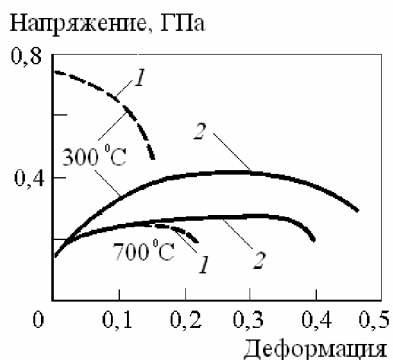


Рис. 2.95. Зависимость «напряжение – деформация» для нержавеющей стали 316 при облучении до 15 смещений на атом (1) и для необлученной (2) стали.

Экспериментально установлено, что возможны два механизма, которые вызывают эти эффекты. Так, при низких температурах дефекты, вызванные радиационными повреждениями, уменьшают подвижность дислокаций и подавляют пластические деформации, в результате чего однородное удлинение уменьшается. При более высоких температурах эксперимента (500 - 600 °C для нержавеющей стали 316) материал подвергается отпуску, микродефекты устраняются и у облученного образца постепенно восстанавливаются свойства необлученного материала.

Выше 700 °C в нержавеющей стали 316 имеет место потеря пластичности, которая может быть больше увеличения пластичности в необлученном материале из-за тепловых эффектов, - это результат образования гелия в ядерной реакции (n, α). При высоких температурах он диффундирует к границам зерен, где собирается в форме микропузырьков. Происходит потеря связи между зёрнами, что и приводит к потере пластичности

Коррозия и износ. Как известно, натрий взаимодействует с никелем и хромом из поверхностных слоев аустенитных нержавеющих сталей. Хром образует хромат натрия, а никель удаляется растворением в натрии. Рис. 2.96 иллюстрирует изменение концентраций никеля и хрома около поверхности, подвергшейся воздействию потока натрия. Как следует из этих данных, уменьшение концентрации никеля может достигать 1 %, а хрома – 5 – 8 %, в результате чего образуется поверхностный слой феррита толщиной около 5 мкм.

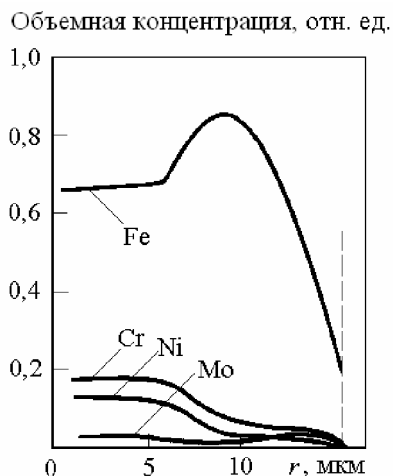


Рис. 2.96. Изменение объемной концентрации при удалении Cr и Ni с поверхности нержавеющей стали 316, контактировавшей с натрием при 650 °C в течение 6 мес. Штриховая прямая - поверхность образца.

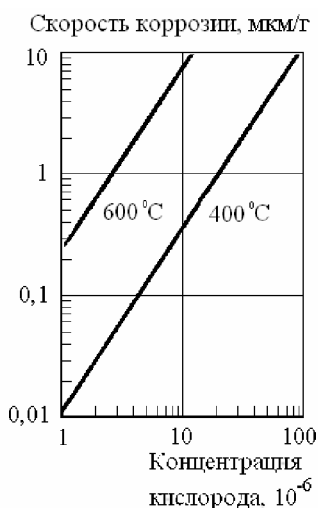
Образовавшийся феррит затем растворяется со скоростью, которая зависит от концентрации кислорода в натрии. В результате его растворения поверхность становится шероховатой. Чем больше концентрация кислорода, тем больше шероховатость. Для нержавеющей стали 316 10 частей кислорода

на 10^6 частей натрия дает шероховатость около 2 мкм, в то время как 25 частей кислорода на 10^6 частей натрия - около 6 мкм независимо от числа Рейнольдса текущего натрия.

Ввиду того, что образование хромата натрия и растворение феррита зависят от содержания кислорода в теплоносителе, скорость коррозии является функцией концентрации P кислорода и температуры T . Указанная зависимость обобщается эмпирической формулой

$$\text{Ln} S = 8,855 + 1,5 \text{Ln } P - 9000/T, \quad (2.31)$$

где T - температура, К; P - концентрация кислорода в частях на 1 млн частей теплоносителя; S - скорость коррозии, мкм за 1 год. Величина S не зависит от числа Рейнольдса, если оно велико, и шероховатость поверхности сравнима с толщиной ламинарного пограничного слоя, однако S падает, если $\text{Re} < 5 \cdot 10^4$, когда скорости реакций ограничены диффузией через пограничный слой. Ха-



актерные значения скорости коррозии в нержавеющей стали 316, полученные на основе формулы (2.31), представлены на рис. 2.97. Скорости коррозии низколегированной стали, содержащей 2,25 % хрома, 1 % молибдена, а также сплава РЕ 16 с высоким содержанием железа сходны со скоростью коррозии для нержавеющей стали, ввиду того, что в каждом из этих процессов доминирует растворение феррита.

Рис. 2.97. Влияние концентрации кислорода и температуры на коррозию нержавеющей стали 316 в натрии.

Коррозия и износ конструкционных элементов АкЗ могут быть ускорены относительным движением поверхностей, находящихся в контакте. В щелочной среде, такой как натрий, существует тенденция к свариванию участков поверхностей, находящихся в контакте. Если поверхности сдвигаются друг относительно друга, сварившиеся участки разрываются и материал контакта может переноситься с одной поверхности на другую.

Подобные повреждения возможны в тех частях АкЗ, которые подвергаются вибрационному воздействию вследствие высокой турбулентности потока теплоносителя. Вполне очевидно, что подобное сваривание может иметь место при выгрузке ТВС из АкЗ ЯР. Износостойкие материалы, такие как стеллит (сплав, состоящий в основном из кобальта и хрома), в меньшей степени подвержены подобным поверхностным эффектам.

Перенос углерода. В зависимости от активности растворенного углерода натрий может переносить углерод как к стали, так и от стали, погруженной в

натрий. Скорость потери или получения углерода сталью зависит от температуры, поскольку активность углерода в натрии и в стали, а также и скорость диффузии изменяются с температурой.

Активность углерода в аустенитной стали относительно низка, поэтому такая сталь имеет тенденцию к науглероживанию, даже если концентрация углерода в натрии достаточно низка (например, 5 частей углерода на 10^6 частей натрия). Углерод осаждается в поверхностных слоях стали, что может уменьшить ее пластичность при низких температурах. Низколегированная ферритная сталь, содержащая 2,25 % хрома, 1 % молибдена с 0,1 % углерода, имеет тенденцию к обезуглероживанию, в результате которого она теряет прочность.

Активность углерода выше при низких температурах, в результате чего имеет место тенденция к обезуглероживанию, которая особенно важна, если натриевый контур включает ферритные стали в своей низкотемпературной части (например, в теплообменнике). Для предотвращения избыточного науглероживания аустенитных сталей в высокотемпературных областях, необходимо обеспечить тщательный контроль углеродной активности в натрии.

Термические напряжения. При использовании натрия в качестве теплоносителя конструкционные материалы подвергаются риску повреждения от тепловых ударов, поскольку температурные колебания передаются очень быстро и приводят к термическим напряжениям, которые могут вызвать усталость металла или его пластическую деформацию. Изменения температур могут быть вызваны, например, изменением мощности ЯР и, особенно, аварийным остановом, который вызывает резкое снижение температуры теплоносителя на выходе из АкЗ на величину 100 - 150 К.

В особой мере подвержены термическим напряжениям сварные конструкции. Так, например, область сварного шва патрубка корпуса ЯР может иметь значительные остаточные термические напряжения, возникшие еще в процессе его приварки. В результате термоударов, возможных при эксплуатации РУ, указанные напряжения продолжают накапливаться, создавая предпосылки для внезапной потери прочности этой части корпуса реактора и инициируя тем самым развитие тяжелой аварии с потерей теплоносителя первого контура ЯРБН, а также водоохлаждаемых энергетических ЯР. Системному анализу методологических аспектов компьютерного моделирования таких аварийных ТГП посвящена следующая глава настоящей монографии.

Глава 3

Компьютерное моделирование аварийных теплогидравлических процессов в водоохлаждаемых реакторах

3.1. Математические модели нерегламентных теплогидравлических процессов в энергетических ядерных реакторах

3.1.1. Общая характеристика расчетных теплогидравлических кодов улучшенной оценки

В последнее время разработаны и успешно применяются для улучшенного расчетного анализа ТГП в переходных и аварийных режимах работы циркуляционных контуров ЯР ТГРК нового поколения, базирующиеся на неомогенном, неравновесном описании тепломассообменных и гидродинамических процессов в двухфазных потоках [69 – 72 и др].

ТГРК нового поколения позволяют поднять на качественно новый уровень достоверность и информативность расчетного анализа нестационарных ТГП в оборудовании, снять излишний консерватизм, заложенный в ТГРК предыдущего поколения, и тем самым существенно повысить надежность, экономичность и безопасность АЭС.

Общей чертой ТГРК нового поколения является использование неомогенных, неравновесных моделей теплогидравлики двухфазных потоков. Однако степень учета эффектов неомогенности и неравновесности, степень детальности описания физических процессов, выбор конкретного вида системы замыкающих соотношений, методика численного решения, возможности совершенствования и т.п. у различных ТГРК существенно различны. Отсюда различие в целях и возможностях их применения.

К настоящему времени сформировались два типа ТГРК нового поколения:

системные программы, предназначенные для проведения улучшенного расчетного анализа во всем циркуляционном контуре ЯР. Для таких ТГРК характерно сочетание весьма сложного и подробного описания физических процессов в одних элементах циркуляционного контура (например, в АкЗ, ПГ) и достаточно упрощенное описание процессов в других элементах (например, в ГЦН, запорной и регулирующей арматуре и т. п.);

программы для улучшенного анализа нестационарных ТГП в отдельных, наиболее ответственных элементах циркуляционного контура ЯР (в АкЗ, ГЦК, ПГ и т.п.).

Эти программы используются в сочетании с системными программами предыдущего поколения, базирующимися на более упрощенном описании физики протекающих процессов и позволяющими рассчитать изменение общеконтурных параметров в данном нестационарном режиме. Затем с помощью элементных ТГРК нового поколения проводится улучшенный, деталь-

ный анализ ТГП в отдельных ответственных с точки зрения безопасности элементах ГЦК при использовании предварительно рассчитанных значений обобщенных параметров в качестве граничных условий.

Ниже в качестве примера будут кратко охарактеризованы математические модели нестационарных ТГП в двухфазных потоках, а также рассмотрены основные особенности получивших наибольшее признание и нашедших широкую область применения системных расчетных ТГПК улучшенной оценки RELAP-5 и TRAC (США), а также типичного элементного кода нового поколения.

ТГПК RELAP-5. Этот программный комплекс представляет собой ТГПК нового поколения, предназначенный для улучшенного расчета и анализа нестационарных ТГП в циркуляционном контуре водоохлаждаемого ЯР в нестационарных аварийных и эксплуатационных режимах. Первая версия ТГПК RELAP-5/MOD0 была опубликована в 1979 г., затем была разработана улучшенная версия RELAP-5/MOD1 и ее последующие модификации.

Следует отметить, что при создании ТГПК RELAP-5 ставилась задача получения достаточно надежных и детальных результатов расчетного анализа ТГП в двухфазных потоках при минимальном времени компьютерной реализации соответствующего расчета.

С этой целью наряду с основной математической моделью теплогидравлики нестационарного пароводяного потока используются и специальные, как правило, упрощенные модели отдельных процессов и целых элементов циркуляционного контура.

Ниже эти специализированные модели будут кратко описаны. Такой подход, а также меры по ускорению численного решения задачи позволили создать весьма «быстрый» ТГПК, в ряде случаев позволяющий опережать динамику развития соответствующего нестационарного ТГП.

Сущность базовой математической модели теплогидравлики двухфазного потока в указанном ТГПК состоит в следующем. В основу математической модели ТГПК RELAP-5 положено полностью гомогенное и частично неравновесное описание термогидравлики двухфазного потока.

Принципиальным допущением является предположение о том, что одна из фаз двухфазного потока находится в состоянии насыщения. Какая из фаз насыщена - зависит от режима двухфазного потока. Как правило, полагают, что в состоянии насыщения находится возникающая или исчезающая фаза. Так, в пузырьковом режиме двухфазного потока считается насыщенной паровая фаза, а в дисперсном режиме - жидкая.

При этом допущении исходная система пяти одномерных дифференциальных уравнений сохранения массы и импульса фаз, а также энергии двухфазной смеси записывается следующим образом:

$$\frac{\partial(\varphi_k \rho_k)}{\partial t} + \frac{1}{S} \frac{\partial(\varphi_k \rho_k w_k S)}{\partial z} = \Gamma_k; \quad (3.1)$$

$$\begin{aligned} \varphi_k \rho_k S \frac{\partial w_k}{\partial t} + \frac{1}{2} \varphi_k \rho_k S \frac{\partial w_k}{\partial z} = -\varphi_k S \frac{\partial p}{\partial z} + \varphi_k \rho_k S B_z - \\ - \varphi_k \rho_k S F_{wk} w_k + \Gamma_k S (w_{ki} - w_k) - \varphi_k \rho_k S F_{ik} \Delta w_k - F_{ak}; \end{aligned} \quad (3.2)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sum_k (\varphi_k \rho_k E_k)}{\partial t} + \frac{1}{S} \frac{\partial \sum_k (\varphi_k \rho_k w_k E_k) S}{\partial z} = \\ = -\frac{1}{S} \frac{\partial \sum_k (\varphi_k w_k) p S}{\partial z} + \sum_k (\alpha_k \rho_k w_k) B_z + q_w^*. \end{aligned} \quad (3.3)$$

Здесь $k = l$ для жидкой фазы и $k = g$ для паровой:

$$E_k = u_k + w_k^2 / 2; \quad \Gamma_g = -\Gamma_l.$$

В уравнениях импульса фаз (3.2), записанных в отличие от уравнений неразрывности (3.1) и энергии (3.3) не в балансной форме, в правых частях обозначено:

$$F_{wk} = \frac{\xi_{kw} |w_k| \bar{A}_{kw}}{8\varphi_k} \quad (3.4)$$

- линейная по отношению к скорости часть выражения для определения силы трения фазы на стенки канала;

$$\varphi_g \rho_g F_{ig} = \varphi_l \rho_l F_{il} = \varphi(1-\varphi) \rho_g \rho_l F_i = \bar{A}_i \frac{\xi_{ki} \rho_k \Delta w_k}{8} \quad (3.5)$$

- линейная по отношению к разности скоростей фаз часть выражения для силы межфазного трения;

$$\Delta w_k = \begin{cases} w_g - w_l & \text{при } k = g; \\ w_l - w_g & \text{при } k = l; \end{cases} \quad (3.6)$$

Кроме того, предполагается, что скорости фаз на межфазной поверхности равны, т.е.

$$w_{gi} = w_{li} = w_i. \quad (3.7)$$

Последние члены правых частей уравнений импульса фаз (3.2) представляют собой силы присоединенных масс, равные (3.3)

$$F_{ak} = C\varphi(1-\varphi)\rho_m S \left\{ \begin{aligned} & \frac{\partial(w_g - w_l)}{\partial t} + w_l \frac{\partial w_g}{\partial z} - w_g \frac{\partial w_l}{\partial z}; \\ & \frac{\partial(w_l - w_g)}{\partial t} + w_g \frac{\partial w_l}{\partial z} - w_l \frac{\partial w_g}{\partial z}. \end{aligned} \right. \quad (3.8)$$

Коэффициент C в уравнении (3.8) зависит от режима двухфазного потока. Например, для пузырькового или дисперсного потока $C > 1/2$, для рассматриваемого $C = 0$.

Линейные преобразования позволяют привести систему дифференциальных уравнений (3.1) - (3.3) к более удобному для численного решения виду:

$$\frac{\partial \rho_m}{\partial t} + \frac{1}{S} \frac{\partial(\rho_m w_m)}{\partial z} = 0; \quad (3.9)$$

$$\rho_m \frac{\partial x}{\partial t} + \frac{1-x}{S} \frac{\partial(\phi \rho_g w_g S)}{\partial z} - \frac{x}{S} \frac{\partial[(1-\phi) \rho_l w_l S]}{\partial z} = \Gamma_g; \quad (3.10)$$

$$\begin{aligned} \phi \rho_g \frac{\partial w_g}{\partial t} + (1-\phi) \rho_l \frac{\partial w_l}{\partial t} + \frac{1}{2} \phi \rho_g \frac{\partial w_g^2}{\partial z} + \frac{1}{2} (1-\phi) \rho_l \frac{\partial w_l^2}{\partial z} = \\ = -\frac{\partial p}{\partial z} + \rho_m B_z - \phi \rho_g w_g F_{wg} - (1-\phi) \rho_l w_l F_{wl} - \Gamma_g (w_g - w_l); \end{aligned} \quad (3.11)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial w_g}{\partial t} - \frac{\partial w_l}{\partial t} + \frac{1}{2} \frac{\partial w_g^2}{\partial z} - \frac{1}{2} \frac{\partial w_l^2}{\partial z} = -\left(\frac{1}{\rho_g} - \frac{1}{\rho_l} \right) \frac{\partial p}{\partial z} - w_g F_{wg} + w_l F_{wl} + \Gamma_g \{ \rho_m w_i - \\ - [(1-\phi) \rho_l w_g + \phi \rho_g w_l] \} - \rho_l F_i (w_g - w_l) - C \frac{\rho_m^2}{\rho_g \rho_l} \left[\frac{\partial(w_g - w_l)}{\partial t} + w_l \frac{\partial w_g}{\partial z} - w_g \frac{\partial w_l}{\partial z} \right]; \end{aligned} \quad (3.12)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho_m u_m)}{\partial t} + \frac{1}{S} \frac{\partial[\phi \rho_g w_g u_g S + (1-\phi) \rho_l w_l u_l S]}{\partial z} = -\frac{p}{S} \frac{\partial[\phi w_g S + (1-\phi) w_l S]}{\partial z} + \\ + q_w^* + \phi \rho_g F_{wg} w_g^2 + (1-\phi) \rho_l F_{wl} w_l^2 + \phi(1-\phi) \rho_g \rho_l F_i (w_g - w_l)^2 + \frac{|\Gamma_g|}{2} (w_g - w_l)^2. \end{aligned} \quad (3.13)$$

В уравнении (3.10), представляющем собой преобразованную разность исходных уравнений баланса массы фаз (3.1), величина x есть истинное массовое паросодержание:

$$x = \phi \rho_g / \rho_m.$$

Скорость межфазной поверхности принимается равной

$$w_i = \lambda w_g + (1 - \lambda) w_l \quad (3.14)$$

при $\lambda = 0$, если $\Gamma_g > 0$; $\lambda = 1$, если $\Gamma_g < 0$.

Удельная внутренняя энергия двухфазной смеси представляется формулой

$$u_m = \frac{1}{\rho_m} \sum_k (\varphi_k \rho_k u_k). \quad (3.15)$$

В уравнении энергии смеси (3.13) отсутствует работа сил присоединенных масс.

Вектор неизвестных основной системы дифференциальных уравнений (3.9) - (3.13) математической модели термогидравлики нестационарного двухфазного потока ТГРК RELAP-5 имеет вид

$$U = U\{p, \rho_m, x, w_g, w_l, \rho_m U_m\}. \quad (3.16)$$

Расслоенный режим двухфазного потока. Специального рассмотрения требует важный для практики расслоенный режим двухфазного потока в горизонтальных каналах, возникающий при малых расходах теплоносителя, например при переходных режимах в циркуляционном контуре ЯР, вызванных малыми течениями.

В математической модели двухфазного потока ТГРК RELAP-5 предлагается для расслоенного режима двухфазного потока модифицировать основную систему дифференциальных уравнений. В основе модификации лежит введение разных давлений для паровой фазы p_g , жидкой p_l и давления p_i на межфазной поверхности согласно соотношениям

$$\begin{aligned} -\varphi S \frac{\partial p}{\partial z} &= -\varphi S \frac{\partial p_g}{\partial z} + (p_l - p_g) S \frac{\partial \varphi}{\partial z}; \\ -(1 - \varphi) S \frac{\partial p}{\partial z} &= (1 - \varphi) S \frac{\partial p_l}{\partial z} + (p_i - p_l) S \frac{\partial (1 - \varphi)}{\partial z}. \end{aligned} \quad (3.17)$$

При этом среднее по сечению общее давление двухфазного потока равно

$$p = \varphi p_g + (1 - \varphi) p_l \quad (3.18)$$

Рассмотрение баланса сил в расслоенном двухфазном потоке в трубе диаметром D приводит к следующим выражениям для давлений p_g , p_l , p_i :

$$\left. \begin{aligned} p_g &= p_i - \rho_g B_y D \left[\frac{\sin^3 \theta}{3\pi\varphi} - \frac{\cos\theta}{2} \right]; \\ p_l &= p_i + \rho_f B_y D \left[\frac{\sin^3 \theta}{3\pi(1-\varphi)} - \frac{\cos\theta}{2} \right]; \end{aligned} \right\} \quad (3.19)$$

где B_y - проекция массовых сил на ось y ; θ - угол хорды, образуемой границей раздела фаз, связанный с объемным паросодержанием следующим соотношением:

$$\varphi\pi = (\theta - \sin\theta\cos\theta). \quad (3.20)$$

Подстановка выражений (3.17) для градиента давления в уравнения импульса фаз (3.2) и использование выражений (3.18) - (3.20) приводят к появлению добавочного члена в уравнении (3.12) основной системы дифференциальных уравнений (3.9) - (3.13) математической модели термогидравлики двухфазного потока ТГРК RELAP-5. Этот добавочный член имеет следующий вид:

$$-\frac{\rho_m}{\rho_g \rho_l} (\rho_l - \rho_g) \pi D B_y / (4 \sin \theta) \left(\frac{\partial \varphi}{\partial x} \right). \quad (3.21)$$

Модифицированная таким образом система основных дифференциальных уравнений позволяет в едином логическом ключе с основным случаем проводить расчетный анализ термогидравлических характеристик двухфазных потоков при расслоенных режимах в горизонтальных каналах.

Неконденсирующийся газ в паровой фазе. Этот случай также описывается ТГРК RELAP-5 путем соответствующей модификации основной системы дифференциальных уравнений математической модели термогидравлики двухфазного потока.

В основе модификации лежат следующие, допущения:

1) неконденсирующийся компонент (индекс n) находится в механическом и термическом равновесии с паровой фазой, т.е.

$$w_n = w_g; \quad T_n = T_g; \quad (3.22)$$

2) паровая фаза представляет собой смесь пара с неконденсирующимся газом, характеризуемую соответствующими теплофизическими свойствами. Так что под величинами, имеющими индекс g , следует понимать величины, соответствующие такой «модифицированной» паровой фазе, т.е. для смеси «пар - неконденсирующийся газ».

При таких допущениях модификация основной системы дифференциальных уравнений (3.9) - (3.13) модели сводится к добавлению уравнения баланса массы неконденсирующегося компонента в виде

$$\frac{\partial (x_n \rho_m)}{\partial t} + \frac{1}{S} \frac{\partial (\varphi \rho_n w_g S)}{\partial z} = 0, \quad (3.23)$$

где ρ_n - плотность неконденсирующегося газа; x_n - массовое содержание.

Концентрация бора в жидкой фазе. Транспорт бора двухфазным теплоносителем в циркуляционном контуре ЯР может быть описан в рамках математической модели ТГРК RELAP-5 при соответствующей модификации основной системы дифференциальных уравнений. Приняты следующие предположения:

1) концентрация борной примеси весьма мала, так что на физические свойства жидкости присутствие бора не влияет;

2) бор транспортируется только жидкой фазой, находясь в ней в механическом равновесии;

3) перенос энергии бором мал.

Модификация основной системы дифференциальных уравнений модели сводится к добавлению уравнения баланса массы бора в виде

$$\frac{\partial \rho_B}{\partial t} + \frac{1}{S} \frac{\partial [C_B + (1 - \varphi) \rho_l w_l S]}{\partial z} = 0, \quad (3.24)$$

где концентрационный параметр бора C_B равен

$$C_B = \rho_B / [\rho_m (1 - x)] \quad (3.25)$$

и представляет собой концентрацию бора в единице массы жидкой фазы.

Система замыкающих соотношений. Математическая модель ТГРК RELAP-5 требует для замыкания основной системы дифференциальных уравнений соотношения для определения четырех величин: межфазного механического взаимодействия фаз, механического взаимодействия фаз со стенками канала, теплообмена двухфазного потока со стенками канала, скорости генерации паровой фазы. Принятые при построении модели упрощающие предположения о тепловом состоянии фаз двухфазного потока (одна фаза находится в состоянии насыщения) приводят к тому, что для данной модели термогидравлики двухфазного потока не требуется знания межфазного теплообмена, для описания скорости генерации паровой фазы используется полуэмпирический подход, не нужно знать обмен теплом каждой из фаз со стенкой канала. Естественно, что эти упрощения приводят к снижению глубины описания физических процессов данной моделью, но во многих практически важных случаях удачный подбор эмпирических соотношений, включающих в себя характеристики физических процессов, исключенных из рассмотрения в результате принятия допущений, позволяет получить вполне достоверные расчетные результаты.

Карты режимов двухфазного потока. В математической модели ТГРК RELAP-5, предназначенной для улучшенных оценок нестационарных ТГП в оборудовании, замыкающие соотношения выбираются в зависимости от режима двухфазного потока. Используются четыре карты режимов: для вертикальных труб, для горизонтальных труб, для кольцевых каналов, для насосов (для потоков с высокой степенью перемешанности фаз).

Для вертикальных труб упрощенная карта режимов двухфазного потока включает в себя следующие режимы [1]:

для $\rho_m w_m \leq 2000 \text{ кг/ (м}^2 \cdot \text{с)}$:

пузырьковый при $\varphi \leq 0,10$;

снарядный при $0,2 \leq \varphi \leq 0,65$;

кольцевой при $0,85 \leq \varphi \leq 0,90$;

дисперсный (или туманный) $\varphi > 0,95$;

переходные:

от пузырькового к снарядному при $0,1 < \varphi < 0,2$;

от кольцевого к дисперсному при $0,9 \leq \varphi < 0,95$;

от снарядного к кольцевому при $0,65 \leq \varphi < 0,85$;
для $\rho_m w_m > 3000 \text{ кг/ (м}^2 \cdot \text{с)}$:

пузырьковый при $\varphi \leq 0,35$;

дисперсный, при $\varphi \geq 0,65$;

переходный при $0,35 < \varphi < 0,65$;

для $2000 < \rho_m w_m < 3000 \text{ кг/ (м}^2 \cdot \text{с)}$ - переходный.

Как уже отмечалось, переходные режимы появляются вследствие незнания или неточного описания границ между режимами, в особенности в нестационарных условиях; они позволяют получить достаточно плавные переходы корреляций для одного режима в зависимости от другого режима.

Карта режимов двухфазного потока в горизонтальных трубах представляет собой модификацию карты режимов для вертикальных труб. Изменения следующие: 1) при $\rho_m w_m < 150 \text{ кг/ (м}^2 \cdot \text{с)}$ и любых паросодержаниях имеет место расслоенный двухфазный поток; 2) область массовых расходов $150 < \rho_m w_m < 200 \text{ кг/ (м}^2 \cdot \text{с)}$ - переходная; 3) при $200 \leq \rho_m w_m \leq 2000 \text{ кг/ (м}^2 \cdot \text{с)}$ и $0,2 < \varphi < 0,9$ режим потока - снарядный.

Для кольцевых каналов, например для опускной трубы водо-водяного ЯР, используется специальная карта режимов, на которой всю область паросодержаний между пузырьковым и дисперсным режимами $0,2 \leq \varphi \leq 0,9$ независимо от массового расхода $\rho_m w_m$ занимает кольцевой режим двухфазного потока.

Для двухфазных потоков с *высокой степенью перемешанности* фаз (например, для потока в циркуляционном насосе) в отличие от потоков в кольцевых каналах карта режимов при всех $\rho_m w_m$ включает только пузырьковый ($\varphi \leq 0,4$) и дисперсный ($\varphi \geq 0,65$) режимы, разделенные переходным режимом ($0,4 < \varphi < 0,65$).

Межфазное трение. Сила межфазного взаимодействия в двухфазном потоке представляется в ТГРК RELAP-5 следующим образом:

$$\tau_{ki}^* = \bar{A}_i B_{gl} (w_g - w_l), \quad (3.26)$$

где $\bar{A}_i$ - площадь межфазной поверхности в единице объема;

$$B_{gl} = (1/8) \rho_c |w_g - w_l| \xi_i; \quad (3.27)$$

ξ_i - коэффициент трения на межфазной поверхности; ρ_c - плотность несущей фазы.

При описании межфазного трения режимы двухфазного потока объединяют в две группы: дисперсные, к которым относятся пузырьковый и дисперсный режимы; с разделенными фазами, включающие в себя кольцевой и расслоенный режимы. Снарядный режим рассматривается как переходный между пузырьковым и кольцевым режимами.

В дисперсных режимах характерный размер включений описывается с помощью введения критического значения We_{cr} , так что

$$r_p = We_{cr} \sigma / (2 \rho_c w_R^2). \quad (3.28)$$

Рекомендуются следующие критические значения числа Вебера:

для пузырькового режима $We_{cr} = 1,24$;

для дисперсного режима $We_{cr} = 13,0$.

По определенным таким образом характерным радиусам включений r_p рассчитывается площадь межфазной поверхности, приходящаяся на единицу объема двухфазного потока $\bar{A}_i$.

Коэффициент межфазного трения ξ_i для дисперсных режимов двухфазного потока в ТГПК RELAP-5 описывается следующей формулой:

$$\xi_i = \frac{24}{Re_p} (1 + 0,15 Re_p)^{0,687} + \frac{0,42}{1 + 4,25 \cdot 10^4 Re_p^{-1,16}}, \quad (3.29)$$

где $Re_p = |w_R| 2r_p \rho_c / \mu_c$; ρ_c , μ_c - соответственно плотность и вязкость несущей фазы.

В режимах с разделенными фазами системы корреляций для расчета межфазного трения для кольцевого и расслоенного режима различны.

Для кольцевого режима двухфазного потока удельная площадь межфазной поверхности определяется по формуле

$$\bar{A}_i = 4\sqrt{\varphi} / D, \quad (3.30)$$

а коэффициент межфазного трения описывается на основе модели обтекания потоком пара волнистой пристенной жидкой пленки.

В расслоенном режиме двухфазного потока в горизонтальном канале площадь удельной межфазной поверхности рассчитывается по формуле

$$\bar{A}_i = \frac{4 \sin(\theta / 2)}{\pi D}, \quad (3.31)$$

где угол θ связан с объемным паросодержанием соотношением (3.20).

Коэффициент межфазного трения определяется на основе модели эквивалентной трубы.

Следует отметить, что опыт применения ТГПК RELAP-5 к расчетному анализу ТПП в циркуляционном контуре водоохлаждаемых реакторов в нестационарных режимах показал необходимость улучшения описания межфазного трения в режимах с разделенными фазами, в особенности для вертикальных двухфазных потоков. Соответствующая модификация системы замыкающих соотношений ТГПК RELAP-5 предлагается, в частности, в [71].

В основе модификации лежит переход к более реалистичному представлению о режимах двухфазного потока в области высоких паросодержаний. А именно рассматриваемые ранее при массовых расходах $\rho w \leq 2000 \text{ кг/(м}^2 \cdot \text{с)}$ и объемных паросодержаниях $\varphi > 0,85$ кольцевой, переходный и дисперсные режимы объединяются в единый дисперсно-кольцевой режим, для которого характерно течение жидкой фазы как в пристенной жидкой пленке, так и в виде капель в паровом ядре. Существенной характеристикой дисперсно-кольцевого потока являются условия начала уноса капель из пленки в паровое ядро, для описания которых может быть использована система соотношений, имеющая вид

$$K_E \geq \begin{cases} 1,5 \text{Re}_l^{-0,5} & \text{при } \text{Re}_l < 160; \\ 11,78 N_{\mu_l} \text{Re}_l^{-1/3} & \text{при } N_{\mu_l} \leq 1/15, \quad 160 < \text{Re}_l < 1635; \\ 1,35 \text{Re}_l^{-1/3} & \text{при } N_{\mu_l} > 1/15, \quad 160 < \text{Re}_l < 1635; \\ N_{\mu_l}^{0,8} & \text{при } N_{\mu_l} > 1/15, \quad 160 < \text{Re}_l < 1635; \\ 0,1146 & \text{при } N_{\mu_l} \geq 1/15, \quad \text{Re}_l \geq 1635, \end{cases} \quad (3.32)$$

где

$$K_E = \frac{\mu_l \varphi |w_g|}{\sigma} \left(\frac{\rho_g}{\rho_l} \right)^{1/2}$$

- критерий начала уноса капель;

$$N_{\mu_l} = \frac{\mu_l}{\left[\rho_l \sigma \left(\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_g)} \right)^{0,5} \right]^{0,5}};$$

$$\text{Re}_l = \rho_l (1 - \varphi) w_l D / \mu_l.$$

Если неравенство (3.32) не удовлетворяется, то двухфазный поток имеет кольцевую структуру. При выполнении условий (3.32) режим двухфазного потока - дисперсно-кольцевой. Доля жидкой фазы, приходящаяся на капли, рассчитывается по соотношению

$$E = \frac{\eta}{\sqrt{1 + (\eta + 0,1)^2}}, \quad (3.33)$$

где

$$\eta = 8,0 \cdot 10^{-7} (j_g^*)^{2,5} (D^*)^{1,25} \text{Re}_l^{0,25};$$

здесь

$$j_g^* = \frac{\varphi |w_g|}{\left[\frac{\sigma_g (\rho_l - \rho_g)}{\rho_g^2} \left(\frac{\rho_g}{\rho_l - \rho_g} \right)^{2/3} \right]^{0,25}};$$

$$D^* = D \left[\frac{g(\rho_l - \rho_g)}{\sigma} \right]^{0,5}.$$

Межфазное трение для $E = 0$ (кольцевого двухфазного потока) и $E = 1$ (для дисперсного двухфазного потока) рассчитывается по приведенным выше зависимостям основной системы замыкающих соотношений ТГРК RELAP-5.

Для дисперсно-кольцевого потока ($0 < E < 1$) сила межфазного трения равна сумме сил трения на поверхностях систем «пар - жидкая пристенная пленка» и «пар - капли, диспергированные в паровом ядре», так что

$$\tau_i^* = \tau_{if} \bar{A}_{if} + \tau_{id} \bar{A}_{id}, \quad (3.34)$$

где τ_{if} , τ_{id} - соответственно напряжения трения на межфазных поверхностях «пар - пленка $\bar{A}_{if}$ » и «пар - капли $\bar{A}_{id}$ ». Площади межфазных поверхностей рассчитываются по формулам

$$\bar{A}_{if} = 4\sqrt{\varphi + (1 - \varphi)E} / D; \quad (3.35)$$

$$\bar{A}_{id} = 3(1 - \varphi)E / r_p^d, \quad (3.36)$$

где r_p^d - характерный размер капли, описываемый уравнением (3.28). Коэффициент трения для капель находится по формуле (3.29), а на поверхности системы «пар - пленка» - по описанным выше зависимостям для кольцевого двухфазного потока, но с учетом того, что доля площади сечения, занимаемая парок капельным ядром, равна

$$\varphi_c = \varphi + (1 - \varphi)E. \quad (3.37)$$

Сила присоединенных масс. Коэффициент C в выражении (3.8) для силы присоединенных масс рассчитывается по следующим соотношениям:

$$C = \begin{cases} \frac{1}{2} \frac{1+2\varphi}{1-2\varphi} & \text{при } 0 \leq \varphi \leq 1/2; \\ \frac{1}{2} \frac{3-2\varphi}{\varphi} & \text{при } 1/2 \leq \varphi \leq 1. \end{cases} \quad (3.38)$$

Трение на стенке канала. В математической модели термогидравлики двухфазного потока ТГРК RELAP-5 в основные дифференциальные уравнения включаются только силы трения фаз о стенки канала. Эффект других механических воздействий на двухфазный поток, связанных, например, с местными сопротивлениями, рассматриваются на основе специальных моделей.

Относительно малое влияние сил трения на стенки канала для двухфазного потока по сравнению с влиянием местных сопротивлений позволило использовать достаточно простое описание трения фаз на стенках канала, в основе которого лежат определение суммарной силы трения двухфазного потока и последующее ее разделение на составляющие, относящиеся к отдельным фазам. Суммарная сила трения двухфазного потока на стенках канала рассчитывается по «всережимным» корреляциям, базирующимся на введении множителя двухфазности.

Общий градиент давления двухфазного потока представляется в виде

$$-\frac{\partial p}{\partial x} = \left(\frac{\partial p}{\partial x} \right)_l \Phi_l^2. \quad (3.39)$$

Градиент давления при течении жидкой фазы во всем канале с тем же массовым расходом, что и двухфазной смеси, равен

$$\left(\frac{\partial p}{\partial x} \right)_l = \frac{\lambda'_l |M_l| M_l}{2DS^2 \rho_l}, \quad (3.40)$$

где $M_l = (1 - \varphi) \rho_l w_l S$ - массовый расход жидкой фазы; λ'_l - коэффициент трения для однофазного потока

$$\lambda'_l = \begin{cases} \lambda_L = 64 / \text{Re}'_l & \text{при } 1,0 \leq \text{Re}'_l \leq 2000; \\ \left(2 - \frac{4000}{\text{Re}'_l} \right) (\lambda_T - \lambda_L) + \lambda_L & \text{при } 2000 \leq \text{Re}'_l \leq 4000; \\ \lambda_T = \left[1,74 - 2 \lg \left(\frac{2\varepsilon}{D} + \frac{18,7}{\text{Re}'_l \sqrt{\lambda_T}} \right) \right] & \text{при } 4000 \leq \text{Re}'_l, \end{cases} \quad (3.41)$$

где ε - шероховатость поверхности канала;

$$\text{Re}'_l = \frac{(1 - \varphi) \rho_l |w_l| D}{\mu_l}.$$

Множитель двухфазности Φ_l^2 находится по соотношению

$$\Phi_l^2 = 1 + C / \bar{X} + 1 / \bar{X}^2, \quad (3.42)$$

где $\overline{X}$ - параметр Локкарта - Мартинелли; C - константа, зависящая от режима течения фаз.

В ТГРК RELAP-5 общая сила трения двухфазного потока разделяется на составляющие, относящиеся к отдельным фазам. В основе процедуры разделения лежат допущения о том, что площадь контакта данной фазы со стенкой канала пропорциональна объемной концентрации этой фазы, но возможно определение коэффициента трения для фазы, сила трения для которой меньше, чем для другой фазы, по формулам, полученным для однофазных потоков.

Интенсивность фазового перехода в частично неравновесной математической модели двухфазного потока 5, включающей допущение о том, что одна фаза находится на линии насыщения, рассчитывается по известным эмпирическим формулам, для неравновесного кипения и для неравновесной конденсации.

Границы области неравновесного кипения и области конденсации определяются следующим образом. Для области неравновесного кипения:

$$T_w - T_s = 2K, x - \tilde{x} < 0, \quad (3.43)$$

а для области конденсации соответственно

$$T_w - T_s = 0, x - \tilde{x} > 0. \quad (3.44)$$

Здесь x и $\tilde{x}$ - массовое расходное паросодержание и относительная энтальпия потока. Кроме того, полагают, что кипение существует при $x > 0,0001$, а конденсация - при $x < 0,9999$.

Теплообмен на стенке канала. Система замыкающих соотношений математической модели термогидравлики двухфазного потока ТГРК RELAP-5 включает в себя зависимости для описания теплового взаимодействия всего двухфазного потока со стенками. Выбор режима теплообмена осуществляется на базе диаграммы режимов теплообмена с координатами «перегрев стенки канала $T_w - T_s$ - массовое паросодержание x ».

Соответствующие корреляции объединяются в две группы:

теплообмен одно- и двухфазного потоков при вынужденной конвекции;
теплообмен при естественной циркуляции и в большом объеме.

При малых массовых расходах ($rw < 200$ кг/(м²·с)) расчет теплообмена проводится по корреляциям из обеих групп, а затем выбирается максимальное значение соответствующей величины.

Группа соотношений для расчета теплообмена при вынужденной конвекции теплоносителя включает в себя следующие корреляции:

конвективный теплообмен однофазного теплоносителя

$$q_w = \alpha_w(T_w - T_l); \quad (3.45)$$

где T_l - среднемассовая температура теплоносителя;

кипение недогретой жидкости (модифицированная формула Чена)

$$q_w = \alpha_{mic} S (T_w - T_s) + \alpha_{mac} (T_w - T_l), \quad (3.46)$$

где S - фактор подавления кипения;

развитое пузырьковое кипение (модифицированная формула Чена)

$$q_w = (\alpha_{mic} S + \alpha_{mac} F) (T_w - T_s), \quad (3.47)$$

где F - фактор интенсификации конвекции;

переходное кипение - при высоких массовых скоростях потока (модифицированная формула Конди - Бенкстона)

$$q_w = q_{tb};$$

плёночное кипение - при высоких массовых скоростях потока (Конди - Бенкстон)

$$q_w = q_{fb} = \alpha_{fb} (T_w - T_s),$$

где

$$\alpha_{fb} = 0,0811033 \frac{\lambda_g^{0,4376} \text{Pr}_w^{2,3070} \text{Re}_g^{[0,0004 + 0,2456 \ln(1 + \tilde{x})]}}{D_e^{0,7842} (1 + \tilde{x})^{2,59028}} - 13,89471 \exp[1,4504 \cdot 10^{-7} p \text{Pr}_w], \quad (3.48)$$

здесь $\tilde{x}$ - массовое балансное паросодержание; p - давление, Па;

переходное и плёночное кипение - при малых массовых скоростях потока

$$q_w = q_{wl} + q_{wg};$$

тепловой поток к пару равен

$$q_{wg} = (\alpha_c + \alpha_R) (T_w - T_g) \beta; \quad (3.49)$$

коэффициент теплоотдачи при естественной конвекции

$$\alpha_c = \max \left\{ \begin{array}{l} 1,111 \frac{\lambda_f}{D_e} (Gr \text{Pr}_f)^{0,25}; \\ 0,260 \frac{\lambda_f}{D_e} (Gr \text{Pr}_f)^{0,33}, \end{array} \right. \quad (3.50)$$

где

$$Gr = g (D_e / 2)^3 \beta_f (T_w - T_l) (\rho / \mu)_f^2;$$

$$T_f = (T_w + T_g) / 2;$$

β_f - температурный коэффициент объемного расширения;
коэффициент теплоотдачи излучением

$$\alpha_R = 1,30548 \cdot 10^{-8} (T_w^4 - T_l^4) / (T_g - T_g); \quad (3.51)$$

объемное паросодержание

$$\beta = \left(\frac{\rho_g}{\rho_l} \frac{1 - \tilde{x}}{\tilde{x}} + 1 \right);$$

тепловой поток к жидкой фазе

$$q_{wl} = \begin{cases} (\alpha_{tb} + \alpha_{fb})(T_w - T_s)(0,96 - \varphi) \\ nпу(T_w - T_s) > \Delta T_{HSU}; \\ q_{cr} nпу(T_w - T_s) \leq \Delta T_{HSU}, \end{cases} \quad (3.52)$$

где α_{fb} - коэффициент теплоотдачи при пленочном кипении, описываемый формулой

$$\alpha_{fb} = 0,620 \left(\frac{D_e}{\Lambda_c} \right)^{0,172} \left[\frac{\lambda_g^3 \rho_g (\rho_g - \rho_l) r g}{D_e \mu_g (T_w - T_s)} \right]^{0,25}; \quad (3.53)$$

$$\Lambda_c = 2\pi \{ \sigma / [g(\rho_l - \rho_g)] \}^{0,5};$$

Следует отметить, что граница между режимами теплообмена при переходном и пленочном кипении, характеризуемая минимальной температурой стабильного пленочного кипения $T_{\min}$, в ТГПК RELAP-5 не определена. В связи с этим оба указанных режима объединяются в режим закризисного теплообмена, тепловой поток на стенке для которого рассчитывается как сумма тепловых потоков в режимах переходного и пленочного кипения согласно соотношению

$$q_{\text{post}} \cdot \text{CHF} = q_{tb} + q_{fb}. \quad (3.54)$$

Тепловой поток при конденсации пара на стенках канала

$$q_w = \alpha_w (T_s - T_w), \quad (3.55)$$

где

$$\alpha_w = \max \left\{ \begin{array}{ll} 0,296 \left[\frac{\rho_l(\rho_l - \rho_g)gr\lambda_l^3}{D_e\mu_l(T_s - T_w)} \right]^{0,25} & \text{ламинарный режим,} \\ & \text{горизонтальный ка-} \\ & \text{нал;} \\ 1,766 \left[\frac{\rho_l(\rho_l - \rho_g)\lambda_l^3 \cos \theta}{\rho_m w_m D_e \mu_l} \right]^{0,33} & \text{ламинарный режим,} \\ & \text{вертикальный канал;} \\ & (3.56) \\ 0,065 \frac{\lambda_l \sqrt{\rho_l}}{\mu_l} \frac{\mu_l C_{pl}}{\lambda_l} \left[\frac{0,023 \rho_g w_g^2}{\left(\frac{\rho_g D_e |w_g|}{\mu_g} \right)^{0,25}} \right]^{0,5} & \text{турбулентный режим} \\ & (3.57) \end{array} \right.$$

КТП при кипении недогретой жидкости в случае высоких массовых скоростей потока

$$\begin{aligned} q_{cr} \cdot 10^6 = & \{ (2,002 - 6,23952 \cdot 10^{-8} p + 0,1722 - \\ & - 1,42717 \cdot 10^{-8} p) \exp[(18,177 - 5,98861 \cdot 10^{-7} p)\tilde{x}] \} \times \\ & \times \{ (0,1484 - 1,596\tilde{x} + 0,1729\tilde{x}^2) [\rho w / 1356,2299 + 1,037] \} \times \\ & \times (1,157 - 0,869\tilde{x}) \{ 0,2664 + 0,8357 \exp[-124,05512 D_e] \} \times \\ & \times [0,8258 + 3,41359 \cdot 10^{-7} (h_l - h_{in})] 3,15459, \end{aligned} \quad (3.58)$$

где h_{in} - удельная энтальпия потока на входе в канал. При кипении насыщенной жидкости в случае высоких массовых скоростей (Сю, Беккер)

$$\left. \begin{array}{l} q_{cr} \text{ определяется традиционно, если } \varphi < 0,96; \\ q_{cr} = 0, \text{ если } \varphi \geq 0,96. \end{array} \right\} \quad (3.59)$$

КТП при кипении в потоках низких массовых скоростей (модифицированная формула Зубера)

$$q_{cr} = 0,23164 r \rho_g^{0,5} [\sigma_g (\rho_l - \rho_g)]^{0,25} \left(\frac{\rho_l}{\rho_l + \rho_g} \right)^{0,5} (0,96 - \varphi). \quad (3.60)$$

Группа соотношений для расчета теплообмена при естественной циркуляции и кипении в большом объеме включает в себя корреляции для расчета:

теплообмена при естественной циркуляции жидкости или пара - используются те же соотношения, что и для закризисного теплообмена при низких малых скоростях потока;

теплообмена при кипении в большом объеме ($\alpha = \alpha_{\text{mic}}$) - определяется традиционно;

закризисного теплообмена (переходное и пленочное кипение) - рассчитывается также традиционно.

Специальные модели процессов. Как уже отмечалось, с целью ускорения расчетов в ТГПК RELAP-5 наряду с основной математической моделью нестационарной термогидравлики двухфазных потоков используются специальные модели для описания ряда процессов, характеризующихся малым временем релаксации или сложностью «классического» описания.

К процессам с малым временем релаксации по сравнению с временем прохода теплоносителя относятся, например, процессы при критическом истечении теплоносителя, при внезапном изменении сечения канала и т.д. Примерами ТПП, сложных для аналитического описания, могут служить процессы в насосах, вентилях и т.п.

Модель критического течения. Описание критического течения двухфазного потока, в принципе, базируется на характеристическом анализе основной системы дифференциальных уравнений математической модели термогидравлики двухфазного потока. Согласно этой модели задается условие критичности. Однако на практике в ТГПК RELAP-5 используется упрощенное условие возникновения критического течения двухфазного потока в виде

$$w_m = \pm a_{\text{не}}, \quad (3.61)$$

где гоомогенная, равновесная скорость звука в двухфазной смеси $a_{\text{не}}$ известна, а скорость смеси w_m равна

$$w_m = \frac{\varphi \rho_g w_g + (1 - \varphi) \rho_l w_l}{\varphi \rho_g + (1 - \varphi) \rho_l}. \quad (3.62)$$

Выполнение условия критичности (3.61) проверяется на каждом шаге по времени с использованием прогнозируемых по явной схеме значений скоростей фаз w_g и w_l . При выполнении условия критичности в каком-либо сечении канала со спутным движением фаз двухфазного потока уравнение (3.61) решается уже по полунявной конечной разностной схеме совместно с уравнениями импульса для фаз в сечении, предшествующем критическому. При этом из уравнений импульса фаз исключается член с градиентом давления, что приводит к следующему уравнению:

$$\begin{aligned} \rho_g \left(\frac{\partial w_g}{\partial t} + \frac{1}{2} \frac{\partial w_g^2}{\partial z} \right) - \rho_l \left(\frac{\partial w_l}{\partial t} + \frac{1}{2} \frac{\partial w_l^2}{\partial z} \right) = \rho_g \rho_l B_z + \frac{\Gamma_g}{\phi(1-\phi)} \times \\ \times [w_l - (1-\phi)w_g - \phi w_l] - \rho_g w_g F_{wg} + \rho_l w_l F_{wl} - \rho_l \rho_g (w_g - w_l) F_i - \\ - C \rho_m \left[\frac{\partial (w_g - w_l)}{\partial t} + w_l \frac{\partial w_g}{\partial z} - w_g \frac{\partial w_l}{\partial z} \right], \end{aligned} \quad (3.63)$$

Конечно-разностная аппроксимация уравнения (3.63) осуществляется по описанной ниже полунейвной схеме с решением полученного уравнения совместно с уравнением (3.61), в котором принято

$$a_{ne}^{n+1} = a_{ne}^n + \frac{\partial a_{ne}}{\partial p} (p^{n+1} - p^n),$$

где p - давление в сечении, предшествующем критическому, позволяют найти значения w_g^{n+1} и w_l^{n+1} как функции величины p^{n+1} и переменных на предыдущем слое по времени.

Специального описания требует процесс критического истечения вскипающей недогретой жидкости, что связано со скачкообразным изменением скорости звука при переходе через границу между однофазным и двухфазным состояниями теплоносителя. Например, на границе между жидким и двухфазным состояниями отношение соответствующих значений скорости звука при давлении 0,6 МПа равно 339,3. В ТГРК RELAP-5 при описании истечения недогретой до температуры насыщения жидкости используется гомогенное неравновесное приближение, согласно которому условие критичности истечения (3.61) и уравнение импульса фаз (3.63) заменяются уравнением

$$w_l = w_g = \pm w_c. \quad (3.64)$$

Критическая скорость w_c определяется как максимум между значениями, рассчитанными по уравнению Бернулли с учетом термической неравновесности фаз и скоростью звука в данном сечении канала:

$$w_c = \max \left\{ \left[2 \frac{(p_{cr} - p_t)}{\rho} + w_{cr}^2 \right]^{1/2}; \quad a_{ne} \text{ по уравнению (3.53)}, \right. \quad (3.65)$$

где $p_{cr} w_{cr}$ - давление и скорость однофазного потока в сечении, предшествующем критическому соответственно; p_t - давление вскипания теплоносителя в неравновесных условиях, равное

$$p_t = p_s - \frac{0,258 \sigma^{3/2} T_R^{13,76} (1 + 13,25 \Sigma^{10,8})^{0,5}}{(K_{B T_c})^{0,5} (1 - w_l / w_g) - 0,07 (S_t / S)^2 (\rho w_c^2 / 2)}, \quad (3.66)$$

где K_B - константа Больцмана; $T_R = T/T_c$; T_c - критическая температура теплоносителя; Σ' - скорость падения давления, Па/с, в критическом сечении, например для стационарного потока в сопле

$$\Sigma' \approx (\rho w_c^3 / S_t)(\partial S / \partial z)_t \quad (3.67)$$

здесь индекс t относится к узкому сечению канала.

С целью сглаживания эффектов, связанных с резким изменением скорости звука в теплоносителе при переходе от однофазного состояния к двухфазному, в ТГПК RELAP-5 модель истечения недогретой жидкости применяется до $\varphi < 0,05$, а в диапазоне значений $0,01 < \varphi < 0,1$ скорости фаз рассчитываются по следующей релаксационной схеме:

$$w_k^{n+1} \rightarrow w_k^n + 0,1(w_k^{n+1} - w_k^n), \quad k = l, g. \quad (3.68)$$

В ТГПК RELAP-5 специально рассматривается важный для практики случай критического истечения из горизонтального канала через малое отверстие двухфазного потока с разделенными фазами. В этом случае паросодержание истекающего потока определяется местом расположения отверстия истечения и может весьма существенно отличаться от паросодержания в предыдущем сечении.

Используются следующие соотношения для определения объемного паросодержания двухфазного потока с разделенными фазами, истекающего из горизонтального канала через малое отверстие диаметра D_t :

если уровень жидкости лежит выше отверстия истечения, т.е. если $H_f > (D + D_t)/2$, то

$$\varphi_{\text{out}} = \varphi_{\text{up}}(w_g/w_{gL})^{0,5}, \quad (3.69)$$

если уровень жидкости расположен ниже отверстия истечения, т.е. если $H_f < (D - D_t)/2$, то

$$(1 - \varphi)_{\text{out}} = (1 - \varphi)_{\text{up}}(w_g/w_{gL})^{0,5}, \quad (3.70)$$

если уровень жидкости находится в пределах отверстия истечения, т.е. если $(D - D_t)/2 < H_f < (D + D_t)/2$, то паросодержание истекающего потока определяется интерполяцией между значениями, полученными по формулам (3.69) и (3.70). В этих формулах обозначено:

$$H_f = D(1 + \cos\theta)/2, \quad (3.71)$$

где θ - угол хорды границы раздела фаз в горизонтальном потоке с разделенными фазами;

$$w_{gL} = (1/2) \left[\frac{(\rho_l - \rho_g) B_y \varphi S}{\rho_g D \sin \theta} \right]^{0,5} (1 - \cos \theta); \quad (3.72)$$

здесь w_{gL} - предельная скорость паровой фазы; φ_{out} , φ_{cr} - паросодержание в сечении истечения и в предыдущем сечении канала соответственно; B_y - проекция массовых сил на ось y .

Следует отметить, что в ряде случаев, особенно при малых паросодержаниях или при переходе теплоносителя в предшествующем сечении канала от недогретой жидкости к двухфазному состоянию, применяемая в ТГРК RELAP-5 модель критического потока дает нереалистичные значения критического расхода теплоносителя и приводит к значительной неустойчивости численного решения. Полагая, что причина указанных фактов связана с несоответствием неомогенного, частично неравновесного описания двухфазного потока основной системой дифференциальных уравнений математической модели и использованием гомогенной, равновесной скорости звука, в модели критического потока ТГРК RELAP-5 предлагается строить модель критического потока на базе «замороженной» скорости звука.

На основе анализа системы шести дифференциальных уравнений сохранения массы импульса и энергии фаз неомогенного, неравновесного стационарного двухфазного потока предложены следующие выражения для «замороженной» скорости звука:

обе фазы термически неравновесны, т. е. $T_g \neq T_s(p)$; $T_l \neq T_s(p)$:

$$(a_{FR}^I)^2 = \left[\frac{\varphi \rho_m}{\rho_g} \frac{1}{a_g^2} + \frac{(1-\varphi) \rho_m}{\rho_l} \frac{1}{a_l^2} \right]^{-1}; \quad (3.73)$$

паровая фаза находится в состоянии насыщения, т.е. $T_g = T_s(p)$; $T_l \neq T_s(p)$:

$$(a_{FR}^{II})^2 = \left[\frac{\varphi \rho_m}{\rho_g} \frac{1}{(a_g^s)^2} + \frac{(1-\varphi) \rho_m}{\rho_l} \frac{1}{a_l^2} - \frac{\varphi \rho_g \rho_m w_g T_g}{\rho_l^2 w_l T_l} \left(\frac{\partial \rho_l}{\partial s_l} \right)_p \frac{ds_g^s}{dp} \right]^{-1}; \quad (3.74)$$

жидкая фаза находится в состоянии насыщения, т.е. $T_g \neq T_s(p)$; $T_l = T_s(p)$:

$$(a_{FR}^{III})^2 = \left[\frac{\varphi \rho_m}{\rho_g} \frac{1}{a_g^2} + \frac{(1-\varphi) \rho_m}{\rho_l} \frac{1}{(a_l^s)^2} - \frac{\varphi \rho_l \rho_m w_l T_l}{\rho_g^2 w_g T_g} \left(\frac{\partial \rho_g}{\partial s_g} \right)_p \frac{ds_l}{dp} \right]^{-1}, \quad (3.75)$$

где

$$\left. \begin{aligned} 1/a_g^2 &= (\partial \rho_g / \partial p)_{s,g}; 1/a_l^2 = (\partial \rho_l / \partial p)_{s,l}; \\ 1/(a_g^s)^2 &= d\rho_g^s / dp; 1/(a_l^s)^2 = d\rho_l^s / dp; \end{aligned} \right\} \quad (3.76)$$

s_k - энтальпия фазы k ; индекс s означает состояние насыщения.

В версии ТГРК RELAP-5, разработанной в исследовательском центре ISPRA, в математической модели критического потока используются следующие соотношения для скорости звука в двухфазном теплоносителе:

$$a = \begin{cases} a_{FR}^{II} & \text{по формуле (3.74) при } x < 0,5; \\ a_{FR}^{III} & \text{по формуле (3.75) при } x \geq 0,5. \end{cases} \quad (3.77)$$

Модель гидроаккумуляторов. В качестве примера упрощенных моделей элементов циркуляционного контура водо-водяного реактора можно привести математическую модель гидроаккумулятора системы аварийного охлаждения АкЗ реактора, используемую в ТГРК RELAP-5. Одно из основных упрощений модели - описание гидроаккумулятора, схема которого представлена, на рис. 3.1, как системы с сосредоточенными параметрами, состоящей из двух объемов - газового (азотного) и водяного. Кроме того, считаются справедливыми следующие предположения:

азот - идеальный газ, пар в газовом объеме имеет очень низкое парциальное давление, и принимается во внимание лишь теплота его конденсации;

вода ввиду ее большой массы и теплоемкости сохраняет постоянную температуру, равную начальной;

теплообмен со стенками, тепломассообмен между водяным и газовым объемами осуществляются механизмом естественной конвекции;

модель потока жидкости включает в себя силы инерции, трения на стенках, гравитационные и потери давления на местных сопротивлениях;

в водяной объем включается и водяная линия.

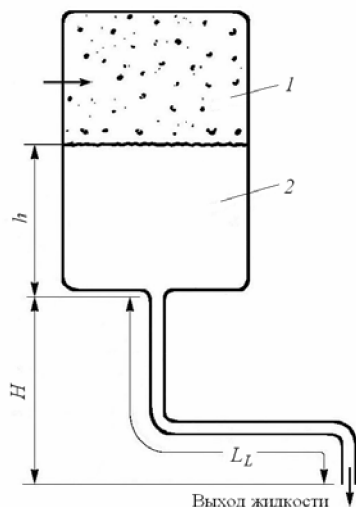


Рис. 3.1. Схема гидроаккумулятора: 1 - пар и азот; 2 - вода.

При этих предположениях система дифференциальных уравнений, описывающих термогидравлику гидроаккумулятора вместе с водяной линией, имеет следующий вид:

баланс массы азота

$$M_n = \rho_n V_n = \text{const}; \quad (3.78)$$

баланс энергии азота

$$M_n \partial U_n / \partial t = -p_n \partial V / \partial t + Q_n; \quad (3.79)$$

баланс энергии стенки

$$M_w c_{v,w} \partial T_w / \partial t = -Q_w; \quad (3.80)$$

баланс импульса

$$\rho_l S_l \left(L_L \frac{\partial w}{\partial t} + \frac{1}{2} w^2 \right) + F_w = -(p - p_n) S_L + \rho_l g(h + H) S_L, \quad (3.81)$$

где M_n , V_n , U_n , p_n - масса, объем, внутренняя энергия, давление газового объема соответственно; индекс L относится к линии отвода воды от аккумулятора; h - уровень воды в аккумуляторе; H - высота расположения аккумулятора по отношению к месту подачи воды в систему расхолаживания; p - давление в системе расхолаживания; $F = (1/2) \rho_l \lambda_f (L_L/d) S_L w$ - множитель в выражении для силы трения в водяной линии; L_L , S_L - длина и площадь сечения водяной линии.

Уравнения состояния азота записываются в виде

$$p_n V_n = M_n R_n T; \quad (3.82)$$

$$U_n = c_{Vn} T. \quad (3.83)$$

Дифференцирование уравнений (3.79) с использованием уравнений (3.78), (3.83) и (3.82) дает следующие уравнения:

$$M_n c_{vn} \partial T / \partial t = -p_n w A_L + Q_n; \quad (3.84)$$

$$\frac{\partial p_n}{\partial t} = p_n \left(\frac{1}{T} \frac{\partial T}{\partial t} - \frac{1}{V} \frac{\partial V_n}{\partial t} \right). \quad (3.85)$$

Система из трех дифференциальных уравнений (3.81), (3.84) и (3.85) при численном решении позволяет найти изменение во времени температуры T , объема V_n и давления p_n газового объема гидроаккумулятора. Замыкающие соотношения системы дифференциальных уравнений (3.81), (3.84) и (3.85) имеют следующий вид:

общий подвод тепла к газовому объему гидроаккумулятора

$$Q_n = Q_w + Q_l + Q_{\text{cond}} + M_v (\partial h_s / \partial t); \quad (3.86)$$

теплообмен со стенками осуществляется механизмом естественной конвекции, так что тепловой поток Q_w равен

$$Q_w = A_w \alpha_1 (T_w - T), \quad (3.87)$$

где коэффициент теплоотдачи α_1 определяется по соотношению

$$\alpha_1 = 0,15 \frac{\lambda_n}{L} (Gr Pr)^{1/3}, \quad (3.88)$$

подвод тепла от воды к газовому объему гидроаккумулятора также происходит путем естественной конвекции, и тепловой поток равен

$$Q_l = A_l \alpha_2 (T_l - T), \quad (3.89)$$

где A_l - площадь поверхности раздела водяного и газового объемов; T_l - температура воды; α_2 - коэффициент теплоотдачи, определяемый по соотношению, аналогичному (3.88);

теплоподвод путем конденсации испаряющегося с поверхности жидкости пара

$$Q_{cond} = [h_{sn}^{(T)} - h_{sl}^{(T)}] \frac{\partial}{\partial t} (V_n U) + \frac{\partial}{\partial t} M_v [h_{sn}(T_w) - h_{sw}(T)], \quad (3.90)$$

где скорость массообмена между водяным и газовым объемами определяется на базе аналогии между массообменом и теплообменом и рассчитывается по соотношению

$$\frac{\partial}{\partial t} M_v = \alpha_3 A_l \rho_g(T) r (T_w - T), \quad (3.91)$$

здесь коэффициент массообмена α_3 равен

$$\alpha_3 = \alpha_2 (D_v / \alpha) (\alpha / D_v)^{1/3}, \quad (3.92)$$

где D_v - коэффициент диффузии водяного пара в воздухе:

$$D_v = 0,239 (p_0 / p_n) (T / 281)^{2,3} \quad (3.93)$$

(p_0 - стандартное атмосферное давление).

Методика численного решения. При разработке методики численного решения основной системы дифференциальных уравнений нестационарной термогидравлики двухфазных потоков ставилась цель получения высокой скорости выполнения расчетов при обеспечении достаточной точности численного решения.

Основные пути достижения поставленной цели можно охарактеризовать следующим образом:

использование частично неявной схемы конечно-разностной аппроксимации исходной системы дифференциальных уравнений; применение аппроксимации по неявной схеме лишь для тех членов уравнений, которые необходимы для обеспечения устойчивости численного решения, получения условия Куранта в виде формулы (3.33), не содержащем скорость звука в двухфазной среде, а также для членов уравнений, описывающих физические явления, характеризующиеся малыми постоянными времени;

линеаризация системы конечно-разностных уравнений;

обеспечение возможности снижения порядка системы конечно-разностных алгебраических уравнений от значения $5N \times 5N$ до значения $N \times N$, где N - число расчетных ячеек по координате z ;

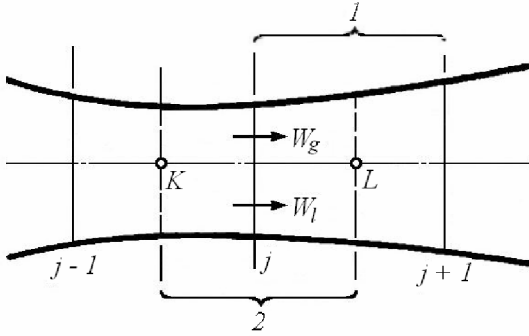


Рис. 3.2. Схема расчетной сетки ТГРК RELAP-5: 1 - контрольный объем для уравнений массы и энергии; 2 - контрольный объем для уравнения импульса.

использование «шахматной» расчетной сетки (рис. 3.2). Реализация этих путей ТГРК RELAP-5 приводит к следующей системе конечно-разностных уравнений, аппроксимирующих исходную систему основных дифференциальных уравнений (3.9) - (3.13):

$$V_L(\rho_{mL}^{n+1} - \rho_{vL}^n) + \{ [\bar{\varphi} \bar{\rho}_g(w_g)_{j+1}^{n+1} + (1-\bar{\varphi}) \bar{\rho}_l(w_l)_{j+1}^{n+1}] S_{j+1} - [\bar{\varphi} \bar{\rho}_g(w_g)_j^{n+1} + (1-\bar{\varphi}) \bar{\rho}_l(w_l)_j^{n+1}] S_j \} \Delta t = 0, \quad (3.94)$$

$$V_L \rho_{mL}^n (x_L^{n+1} - x_L^n) + (1-x_L^n) [\bar{\varphi} \bar{\rho}_g(w_g)_{j+1}^{n+1} S_{j+1} - \bar{\varphi} \bar{\rho}_g(w_g)_j^{n+1} S_j] \Delta t - x_L^n [(1-\bar{\varphi}) \bar{\rho}_l(w_l)_{j+1}^{n+1} S_{j+1} - (1-\bar{\varphi}) \bar{\rho}_l(w_l)_j^{n+1} S_j] \Delta t = V_L (\Gamma)_j^{n+1} \Delta t; \quad (3.95)$$

$$\begin{aligned} & (\varphi \rho_g)_j^n (w_g^{n+1} - w_g^n)_j \Delta z_j + [(1-\varphi) \rho_l]_j^n (w_l^{n+1} - w_l^n)_j \Delta z_j + \\ & + \frac{1}{2} (\varphi \rho_g)_j^n [(w_g^2)_L^n - (w_g^2)_K^n] \Delta t + \frac{1}{2} [(1-\varphi) \rho_l]_j^n [(w_l^2)_L^n - (w_l^2)_K^n] \Delta t - \\ & - \frac{1}{2} \{ (\varphi \rho_g)_j^n VISG_j^n + [(1-\varphi) \rho_l]_j^n VISL_j^n \} \Delta t = \\ & = (p_L - p_K)^{n+1} \Delta t + \{ \rho_{mj}^n B_z - (\varphi \rho_g)_j^n (w_g)^{n+1} F_{wgj}^n \times \\ & \times [(1-\varphi) \rho_l]_j^n (w_l)^{n+1} F_{wlj}^n - \Gamma_j^n (w_g - w_l)_j^n \} \Delta z_j \Delta t; \end{aligned} \quad (3.96)$$

$$\begin{aligned}
& \left(1 + \frac{C\rho_m^2}{\rho_g\rho_l}\right)_j^n [(w_g^{n+1} - w_g^n) - (w_l^{n+1} - w_l^n)]_j \Delta z_j + \frac{1}{2}[(w_g^2)_L^n - (w_g^2)_K^n] \Delta t + \\
& + \frac{1}{2} \left(\frac{Cw_l\rho_m^2}{\rho_g\rho_l}\right)_j^n [(w_g)_L^n - (w_g)_K^n] \Delta t - \frac{1}{2}VISG_j^n \Delta t - \frac{1}{2}[(w_l^2)_L^n - \\
& - (w_l^2)_K^n] \Delta t - \frac{1}{2} \left(\frac{Cw_g\rho_m^2}{\rho_g\rho_l}\right)_j^n [(w_l)_L^n - (w_l)_K^n] \Delta t + \frac{1}{2}VISL_j^n \Delta t = \\
& = - \left(\frac{\rho_l - \rho_g}{\rho_g\rho_l}\right)_j^n (p_L - p_K)^{n+1} \Delta t - \{F_{wgj}^n (w_g)_j^{n+1} - \\
& - F_{wlj}^n (w_l)_j^{n+1} - [\Gamma(\rho_m w_l - (1-\phi)\rho_l w_g - \\
& - \phi\rho_g w_l)]_j / [\phi\rho_g(1-\phi)\rho_l]_j^n + \rho_m F_i(w_i - w_l)_j^{n+1}\} \Delta z_j \Delta t; \\
& V_L [(\rho_m u_m)_L^{n+1} - (\rho_m u_m)_L^n] + [\bar{\phi}^n \bar{\rho}_g^n \bar{u}_g^n (w_g)_{j+1}^{n+1} + \\
& + (1-\phi)^n \bar{\rho}_l^n \bar{u}_l^n (w_l)_{j+1}^{n+1}] S_{j+1} \Delta t - [\bar{\phi}^n \bar{\rho}_g^n \bar{u}_g^n (w_g)_j^{n+1} + \\
& + (1-\phi)^n \bar{\rho}_l^n \bar{u}_l^n (w_l)_j^{n+1}] A_j \Delta t = -p_L^n \{[\phi w_g + (1-\phi)w_l]_{j+1}^n S_{j+1} - \\
& - [\phi w_g + (1-\phi)w_l]_j^n S_j\} \Delta t + (q_{wl}^* V)_L^n \Delta t + DISS_L^n V_L \Delta t.
\end{aligned} \tag{3.98}$$

Уравнения (3.94) и (3.98) представляют собой конечно-разностные аналоги дифференциальных уравнений сохранения массы (3.9) и энергии (3.13) двухфазной смеси, что при принятой численной схеме (масса и энергия переносятся конвекцией из одной и той же ячейки, при аппроксимации конвективных потоков как масса, так и энергия берется с предыдущего временного слоя) позволяет избежать больших неточностей в численном определении столь важных в анализе нестационарной термогидравлики величин, как масса и внутренняя энергия теплоносителя.

Следует отметить, что при конечно-разностной аппроксимации конвективных потоков массы и энергии значения массы и энергии выбираются равными значениям соответствующих величин в соседней ячейке, расположенной вверх по потоку от рассматриваемой ячейки. Таким образом, скалярные величины $\bar{\phi}$, $\bar{\rho}_g$, $\bar{\rho}_l$, $\bar{u}_g$, $\bar{u}_l$ в уравнениях (3.94) и (3.98) определяются по общему выражению

$$\begin{aligned}\overline{\Phi} &= \frac{1}{2}(\Phi_K + \Phi_L) + \frac{1}{2} \frac{|w|}{w} (\Phi_K - \Phi_L) \quad \text{при } w \neq 0; \\ \overline{\Phi} &= \frac{1}{2}(\Phi_K + \Phi_L) \quad \text{при } w = 0,\end{aligned}\tag{3.99}$$

где w - соответственно w_g или w_l . Член $\text{DIS } S_L^g$ в конечно-разностном аналоге уравнения энергии двухфазной смеси (3.98) представляет собой сумму диссипативных членов уравнения (3.13).

Дифференциальные уравнения импульса (3.11) и (3.12) аппроксимируются конечно-разностными уравнениями на сетке с узлами $j - 1, j, j + 1$ (см. рис. 3.2). При этом значения скалярных величин ϕ, ρ, u в узле j , лежащем на границе между ячейками K и L , находятся путем линейной интерполяции между значениями этих величин в узлах ячеек K и L .

Конвективные потоки в дифференциальных уравнениях импульсов (3.11) и (3.12) аппроксимируются по схеме, отличной от схемы конвективных потоков в уравнениях массы и энергии. А именно, в результате конечно-разностной аппроксимации конвективных потоков, импульсов в конечно-разностные уравнения (3.96) и (3.97) входят соответствующие центральные разности и члены, в определенном смысле аналогичные вязкостным членам и имеющие вид

$$\begin{aligned}VISG_j &= \frac{1}{2} \left\{ \left[|w_g|_L \left[(w_g)_{j+1} \frac{S_{j+1}}{S_j} - (w_g)_j \right] - \right. \right. \\ &\quad \left. \left. - |w_g|_K \left[(w_g)_j - (w_g)_{j-1} \frac{S_{j-1}}{S_j} \right] \right] \right\}, \\ VISL_j &= \frac{1}{2} \left\{ \left[|w_l|_L \left[(w_l)_{j+1} \frac{S_{j+1}}{S_j} - (w_l)_j \right] - \right. \right. \\ &\quad \left. \left. - |w_l|_K \left[(w_l)_j - (w_l)_{j-1} \frac{S_{j-1}}{S_j} \right] \right] \right\}\end{aligned}\tag{3.100}$$

Значения скоростей фаз в узлах K и L находятся интерполяцией между значениями на границах соответствующей ячейки. Если рассматривается однопоточный канал постоянного сечения, то используется обычная линейная интерполяция. Если в данный объем входит и из него выходит несколько потоков, то линейная аппроксимация осуществляется между вычисленными предварительно средними (определенными по сумме потоков) значениями

скоростей на границах рассматриваемого объема. Соответствующее соотношение имеет следующий вид (для примера - соотношение для w_g в узле K):

$$(w_g)_K^n = \frac{1}{2} \frac{\sum_i (\varphi \rho_g w_g)_{ji}^n \sum_i S_{ji}}{\sum_i (\varphi \rho_g)_{ji}^n S_{ji}} \frac{S_K}{S_K} + \frac{1}{2} \frac{\sum_i (\varphi \rho_g w_g)_{j-1,i}^n \sum_i S_{j-1,i}}{\sum_i (\varphi \rho_g)_{j-1,i}^n S_{j-1,i}} \frac{S_K}{S_K}. \quad (3.101)$$

Система пяти линейных алгебраических конечно-разностных уравнений (3.94) - (3.98) содержит шесть неизвестных переменных, определяемых на $(n + 1)$ -м слое по времени: давление p , плотность смеси ρ_m , массовое паросодержание x , внутреннюю энергию смеси u_m . Замыкающее систему уравнений состояние, имеющее вид $\rho_m = f(p, x, u_m)$, также линейризуется путем разложения в ряд Тейлора

$$\begin{aligned} \rho_m^{n+1} = & \rho_m^n + \left(\frac{\partial \rho_m}{\partial p} \right)_{x,u}^n (p^{n+1} - p^n) + \left(\frac{\partial \rho_m}{\partial x} \right)_{p,u}^n (x^{n+1} - x^n) + \\ & + \left(\frac{\partial \rho_m}{\partial u} \right)_{p,x}^n (u_m^{n+1} - u_m^n), \end{aligned} \quad (3.102)$$

оно используется для исключения плотности смеси ρ_m из числа неизвестных переменных системы. Для N ячеек расчетной сетки по координате z система конечно-разностных уравнений модели имеет порядок $5N \times 5N$. Однако специфика выбора «неявных» при конечно-разностной аппроксимации по частично неявной схеме исходной системы дифференциальных уравнений нестационарной термодинамики двухфазных потоков в ТГРК RELAP-5 позволяет снизить порядок решаемой на каждом шаге по времени системы алгебраических уравнений до значения $N \times N$. Это достигается исключением из системы конечно-разностных уравнений, записанных для данной ячейки расчетной сетки, всех неизвестных переменных, кроме давления p , которое выражается через давления в соседних ячейках.

Возможность подобной процедуры обусловлена линейностью системы конечно-разностных уравнений, а также тем, что конечно-разностные уравнения импульсов содержат в качестве неизвестных переменных лишь давление и скорости фаз. Последовательность действий следующая: разрешение двух уравнений импульсов относительно скоростей фаз w_g и w_l ; подстановка полученных выражений в уравнения массы и энергии, которые содержат значения массы и энергии лишь в узле рассматриваемой расчетной ячейки; сведение полученной системы из трех линейных алгебраических уравнений к одному уравнению, описывающему связь между давлением в данной ячейке и давлениями в соседних ячейках расчетной сетки. Для N ячеек это приводит к системе $N \times N$ линейных алгебраических уравнений.

Автоматический выбор шага по времени. При численном решении системы дифференциальных уравнений математической модели нестационарной термогидравлики двухфазных потоков контроль шага по времени и автоматическое управление выбором его значения являются действенным средством экономии машинного времени, ускорения проведения расчетного анализа нестационарных ТГП в оборудовании.

В ТГПК RELAP-5 контроль шага по времени осуществляется по четырем показателям. Выбор шага по времени считается неправильным, если:

а) не выполняется условие Куранта устойчивости численного решения в виде

$$\Delta t < \left[\frac{\Delta z_j}{(|w_g|_j, |w_l|_j)_{\max}} \right]_{\min} \quad \text{при } j = 1, 2, \dots, N; \quad (3.103)$$

б) расчет физических свойств теплоносителя в метастабильной области (путем экстраполяции) дает нулевые или отрицательные значения плотности;

в) относительная разность плотностей двухфазной смеси, определенных по уравнениям состояния ρ_{mj}^* и сохранения массы смеси ρ_{mj} , больше установленного предела, т.е. если

$$\left[\frac{|\rho_{mj}^* - \rho_{mj}|}{\rho_{mj}} \right]_{\max} > 2 \cdot 10^{-3} \quad \text{при } j = 1, 2, \dots, N; \quad (3.104)$$

г) давление p , массовое паросодержание x , внутренняя энергия выходят за рабочий диапазон параметров уравнений состояния.

Если контроль шага по времени показывает, что данное значение не удовлетворяет сформулированным условиям, то это значение уменьшают в 2 раза и расчет повторяют. Если значение шага по времени удовлетворяет данным условиям, т.е. если относительная разность плотностей (условие «в») менее 10^{-4} , то расчет продолжают с удвоенным шагом по времени.

Следует отметить, что комплекс мер, принятых в ТГПК RELAP-5 для ускорения расчетов, позволил в ряде случаев проводить расчетный анализ нестационарных ТГП в контуре циркуляции водо-водяного энергетического реактора в режиме быстрее реального времени.

Уравнения состояния. Используемая в ТГПК RELAP-5 математическая модель термогидравлики нестационарных двухфазных потоков требует знания плотности двухфазной среды ρ_m и всех необходимых теплофизических свойств фаз как функций давления p , массового паросодержания x , внутренней энергии u_m двухфазного потока, а в случае присутствия неконденсирующейся фазы - и как функции концентрации этой фазы x_n . Кроме того, процедура решения основной системы дифференциальных уравнений модели при-

водит к необходимости определения входящих в формулу (3.102) производных от плотности двухфазной смеси по переменным p , x , u_m .

Специфика модели двухфазного потока (одна из фаз находится в состоянии насыщения) определяет специфику использования уравнений состояния.

Поток - пароводяной, пар - на линии насыщения, жидкость - недогрета до температуры насыщения. Термодинамическое состояние воды определяется давлением p и внутренней энергией u_l , состояние пара - давлением p , т.е.

$$\rho_g = \rho_{gs}(p); \quad \rho_l = \rho_l(p, u). \quad (3.105)$$

Плотность двухфазной смеси описывается соотношением

$$\frac{1}{\rho_m} = \frac{x}{\rho_{gs}(p)} + \frac{1-x}{\rho_l(p, u_l)}. \quad (3.106)$$

Входящие в формулу (3.102) производные могут быть рассчитаны по следующим выражениям:

$$\left(\frac{\partial \rho_m}{\partial p} \right)_{x, u} = -\rho_m^2 \left[x \frac{dv_{gs}}{dp} + (1-x) \left(\frac{\partial v_l}{\partial p} \right)_{x, u_m} \right], \quad (3.107)$$

где $v_{gs} = 1/\rho_{gs}$; $v_l = 1/\rho_l$ - удельный объем паровой (на линии насыщения) и жидкой фаз соответственно;

$$\left. \begin{aligned} dv_{gs}/dp &= -v_{gs}\chi_{gs} + v_{gs}\beta_{gs}dT_{gs}/dp; \\ dT_{gs}/dp &= T_{gs}(v_{gs} - v_l)/(h_{gs} - h_{ls}); \end{aligned} \right\} \quad (3.108)$$

здесь χ_g^s - изотермическая сжимаемость пара; β_g^s - изобарический коэффициент термического расширения пара;

$$\left(\frac{\partial v_l}{\partial p} \right)_{x, u_m} = \left(\frac{\partial v_l}{\partial p} \right)_{u_l} + \left(\frac{\partial v_l}{\partial u_l} \right)_p \left(\frac{\partial u_l}{\partial p} \right)_{x, u_m}; \quad (3.109)$$

$$\left(\frac{\partial v_l}{\partial p} \right)_{u_l} = -\frac{v_l\chi_l c_{vl}}{c_{p_l} - pv_l\beta_l}; \quad (3.110)$$

здесь χ_l - изотермическая сжимаемость воды; β_l - изобарический коэффициент температурного расширения воды; c_{vl} , c_{pl} - изохорическая и изобарическая теплоемкости воды, связанные соотношением

$$c_{v_l} = c_{p_l} - T_l v_l \beta_l^2 / \chi_l; \quad (3.111)$$

$$\left. \begin{aligned} \left(\frac{\partial v_l}{\partial u_l} \right)_p &= \frac{v_l \beta_l}{c_{p_l} - p v_l \beta_l}; \\ \left(\frac{\partial u_l}{\partial p} \right)_{x, u_m} &= - \frac{x}{1-x} \frac{du_{gs}}{dp}; \end{aligned} \right\} \quad (3.112)$$

$$\left(\frac{\partial \rho_m}{\partial x} \right)_{p, u_m} = -\rho_m^2 \left[v_{gs} - v_l + (1-x) \left(\frac{\partial v_l}{\partial \ddot{x}} \right)_{p, u_m} \right], \quad (3.113)$$

$$\left(\frac{\partial v_l}{\partial x} \right)_{p, u_m} = \left(\frac{\partial v_l}{\partial u_l} \right)_p \left(\frac{\partial u_l}{\partial x} \right)_{p, u_m}; \quad (3.114)$$

$$\left(\frac{\partial u_l}{\partial x} \right)_{p, u_m} = \frac{u_l - u_{gs}}{1-x}; \quad (3.115)$$

$$\left(\frac{\partial v_l}{\partial u_l} \right)_p \text{ по (3.111)}$$

$$\left(\frac{\partial \rho_m}{\partial u_m} \right)_{p, x} = -\rho_m^2 \left[(1-x) \left(\frac{\partial v_l}{\partial u_m} \right)_{p, x} \right]; \quad (3.116)$$

$$\left(\frac{\partial v_l}{\partial u_m} \right)_{p, x} = \left(\frac{\partial v_l}{\partial u_l} \right)_p \left(\frac{\partial u_l}{\partial u_m} \right)_{p, x}; \quad (3.117)$$

$$(\partial u_l / \partial u_m)_{p, x} = 1/(1-x). \quad (3.118)$$

Таким образом, для того чтобы в данном случае вычислить входящие в формулу (3.102) частные производные от плотности смеси по параметрам p , x , u_m , достаточно задать при описании термодинамического состояния:

для пара как функции p (на линии насыщения) - удельный объем v_{gs} , внутреннюю энергию u_{gs} , температуру T_{gs} , изобарную теплоемкость c_{ps} , энтальпию h_{gs} , изотермическую сжимаемость χ_{gs} и изобарический коэффициент термического расширения β_{gs} ;

для воды (недогретой) как функции p и u_l жидкой фазы, которая находится из соотношения

$$u_l(p, x, u_m) = [u_m - x u_{gs}(p)] / (1-x), \quad (3.119)$$

удельный объем v_l , температуру T_l , изобарную теплоемкость c_{pl} , энтальпию h_l , изотермическую сжимаемость χ_l и изотермический коэффициент температурного расширения β_l .

Поток - пароводяной, вода - на линии насыщения, пар - перегрет. Расчет термодинамических параметров может быть проведен по той же системе соотношений (3.106) - (3.118), в которой индекс g заменяется индексом l , а параметр x параметром $1 - x$.

Поток - пароводяной, одна из фаз - в метастабильном состоянии (пар переохлажден либо вода перегрета по отношению к состоянию насыщения). Необходимые теплофизические свойства для фазы, находящейся в метастабильном состоянии, частично полагаются одинаковыми с теплофизическими свойствами для фазы в состоянии насыщения, некоторые из них находятся экстраполяцией из состояния насыщения в метастабильную область.

Если для определенности считать, что вода находится в состоянии насыщения, а пар переохлажден, то теплоемкость c_{pg} , изотермическую сжимаемость χ_g и изобарический температурный коэффициент объемного расширения β_g можно принять равными значениям для насыщенного пара, т.е.

$$c_{pg} = c_{pgs}; \quad \chi_g = \chi_{gs}; \quad \beta_g = \beta_{gs}. \quad (3.120)$$

Температура и удельный объем переохлажденного пара находятся экстраполяцией при постоянном давлении из состояния насыщения по следующим соотношениям:

$$T_g = T_{gs} + \left(\frac{\partial T_g}{\partial u_g} \right)_p (u_g - u_{gs}); \quad (3.121)$$

$$u_g = [u_m - (1 - x)u_{ls}] / x; \quad u_g < u_{gs}; \quad (3.122)$$

$$\left(\frac{\partial T_g}{\partial u_g} \right)_p = \frac{1}{c_{pgs} - pv_{gs}\beta_{gs}}; \quad (3.123)$$

$$v_g = v_{gs} + \left(\frac{\partial v_g}{\partial u_g} \right)_p (u_g - u_{gs}); \quad (3.124)$$

$$(\partial v_g / \partial u_g)_p = v_{gs}\beta_{gs} / (c_{pgs} - pv_{gs}\beta_{gs}). \quad (3.125)$$

Производные от плотности смеси $\partial \rho_m / \partial p$, $\partial \rho_m / \partial x$, $\partial \rho_m / \partial u_m$ вычисляются по тем же соотношениям, что и в предыдущем случае. Если пар находится в состоянии насыщения, а жидкость перегрета, т.е. если

$$u_l > u_{ls}, \quad (3.126)$$

то процедура определения физических свойств воды в метастабильной области та же, только в формулах (3.120) - (3.125) проводится замена индекса g индексом l и величины x величиной $1 - x$.

Неконденсирующийся газ в паровой фазе. Как отмечалось при рассмотрении основной системы дифференциальных уравнений ТГПК RELAP-5, в данном случае двухкомпонентного двухфазного потока неконденсирующийся газ находится в механическом и термическом равновесии с паровой фазой (в частности, $T_g = T_n$) и его влияние проявляется в основном через теплофизические свойства газообразной фазы, представляющей собой смесь пара и газа, подчиняющуюся закону Дальтона

$$p = p_{st} + \frac{R_n x_n T_g}{x_{st} v_{st}}, \quad (3.127)$$

где p_{st} - парциальное давление пара в газовом объеме; x_n , R_n - массовая концентрация и газовая постоянная неконденсирующегося газа, который рассматривается как идеальный газ соответственно. Тогда внутренняя энергия двухфазного потока в данном случае описывается выражением

$$u_m = (1 - x)u_l + x_n u_n + x_{st} u_{st}. \quad (3.128)$$

Следует заметить, что массовое содержание неконденсирующегося газа является дополнительным независимым параметром, определяющим термодинамическое состояние системы в рассматриваемом случае.

Если одна из фаз двухфазного потока находится в состоянии, отличном от состояния насыщения, то процедура вычисления теплофизических свойств отличается от описанной выше процедуры для однокомпонентного двухфазного потока следующими особенностями:

температура фазы, находящейся в состоянии насыщения, соответствует парциальному давлению пара в газовом объеме p_{st} , т.е.

$$T_g = T_s(p_{st}) \quad \text{либо} \quad T_l = T_s(p_{st}); \quad (3.129)$$

термодинамическое состояние системы определяется не только уравнениями состояния фаз, но и соотношениями (3.127) и (3.128), что требует итерационной процедуры расчета необходимых теплофизических свойств;

при вычислении частных производных от плотности смеси по независимым параметрам появляется необходимость определения производной от удельного объема двухфазной смеси v_m по массовой концентрации неконденсирующегося газа, т.е. значения $(\partial v_m / \partial x_n)_{p, x, u_m}$, для которого справедливо выражение (для определенности считают, что жидкость находится в состоянии насыщения)

$$\left(\frac{\partial v_m}{\partial x_n}\right)_{p,x,u_m} = (1-x)v_l\beta_l \frac{dT_l}{dp_{st}} \left(\frac{\partial p_{st}}{\partial x_n}\right)_{p,x,u_m} +$$

$$+ x v_g^2 \left[\left(\frac{1}{\rho_n v_n} - x_{st} v_{st} \right) \left(\frac{\partial p_{st}}{\partial x_n} \right)_{p,x,u_m} \right] + x v_g^2 \left[\frac{1}{v_n T_n} - \frac{\beta_{st}}{v_{st}} \right] \left(\frac{\partial T_g}{\partial x_n} \right)_{p,x,u_m}, \quad (3.129a)$$

где
$$v_g = v_{st} v_n / (v_{st} + v_n), \quad (3.130)$$

а производные $(\partial p_{st} / \partial x_n)_{p,x,u_m}$ и $(\partial T_g / \partial x_n)_{p,x,u_m}$ находятся из решения следующей системы алгебраических уравнений, полученных путем дифференцирования по x_n уравнений (3.127) и (3.128):

$$\left. \begin{aligned} & p_n \left(\frac{1}{x_n} + \frac{1}{x_{st}} \right) + (1 + \chi_{st} p_n) \left(\frac{\partial p_{st}}{\partial x_n} \right)_{p,x,u_m} + p_n \left(\frac{1}{T_g} - \beta_{st} \right) \left(\frac{\partial T_g}{\partial x_n} \right)_{p,x,u_m}; \\ & (1-x) \left(\frac{\partial u_l}{\partial T_l} \right)_p \left(\frac{dT_l}{dp_{st}} \right) \left(\frac{\partial p_{st}}{\partial x_n} \right)_{p,x,u_m} + (u_m - u_{st}) + [x_{st} \left(\frac{du_{st}}{dT_g} \right)_{p_{st}} + \\ & + x_n c_{vn}] \left(\frac{\partial T_g}{\partial x_n} \right)_{p,x,u_m} + x_{st} \left(\frac{\partial u_{st}}{\partial p_{st}} \right)_{T_g} \left(\frac{\partial p_{st}}{\partial x_n} \right)_{p,x,u_m} = 0. \end{aligned} \right\} \quad (3.131)$$

ТГПК RELAP-5 представляет собой весьма эффективный ТГПК нового поколения для улучшенного, детального и реалистичного расчетного анализа технологических ТГП в циркуляционных контурах водоохлаждаемых ядерных энергетических реакторов и моделирующих оборудование циркуляционных контуров исследовательских установок в нестационарных аварийных и эксплуатационных режимах, прошедшую достаточно широкую практическую апробацию.

ТГПК TRAC. ТГПК TRAC по полноте и детальности описания протекающих физических явлений стоит в настоящее время, по-видимому, на вершине иерархии ТГПК нового поколения для улучшенного анализа теплогидравлических характеристик циркуляционных эксплуатационных и аварийных режимов.

По сравнению с ТГПК RELAP-5 ТГПК TRAC характеризуется следующими свойствами: более сложной, полностью негомогенной, неравновесной, многомерной моделью теплогидравлики двухфазного потока; исключением использования упрощенных или эмпирических моделей для описания отдельных процессов или элементов циркуляционного контура; расширением системы замыкающих соотношений, что позволило по одной программе рас-

считывать все стадии протекания аварийной ситуации от нормальной работы реактора до его окончательного расхолаживания.

ТГПК TRAC в зависимости от версии обозначается следующим образом: TRAC - xuz , где $x = p$ - версия для анализа термогидравлики водо-водяных реакторов; $x = B$ - для анализа кипящих реакторов; $y = D$ - базисная детальная версия; $y = F$ - упрощенная версия с целью ускорения расчетов; z - номер модификации данной версии.

Описание ранней версии ТГПК TRAC-P1 приведено в [63]. Здесь целесообразно кратко рассмотреть математическую, модель более поздней, получившей достаточно широкое распространение версии TRAC-PD- 1.

Математическая модель нестационарной термогидравлики двухфазного потока. В отличие от ТГПК RELAP-5 математическая модель термогидравлики двухфазного потока ТГПК TRAC базируется на полностью термодинамически неравновесном описании двухфазной системы. Что же касается механического неравновесия фаз, то для элементов циркуляционного контура, находящихся вне корпуса реактора, используется приближение модели со скольжением фаз, в то время как для внутриреакторных элементов применяется двухскоростное описание двухфазного потока.

Неравновесная модель со скольжением фаз ТГПК TRAC Основная система уравнений модели содержит пять дифференциальных уравнений сохранения:

массы двухфазной смеси

$$\frac{\partial \rho_m}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial z} (\rho_m w_m) = 0; \quad (3.132)$$

массы пара

$$\frac{\partial}{\partial t} (\phi \rho_g) + \frac{\partial}{\partial z} (\phi \rho_g w_m) + \frac{\partial}{\partial z} \left[\frac{\phi \rho_g (1 - \phi) \rho_l w_R}{\rho_m} \right] = \Gamma; \quad (3.133)$$

импульса двухфазной смеси

$$\begin{aligned} & \frac{\partial w_m}{\partial z} + w_m \frac{\partial w_m}{\partial z} + \frac{1}{\rho_m} \frac{\partial}{\partial z} \left[\frac{\phi \rho_g (1 - \phi) \rho_l}{\rho_m} w_R^2 \right] = \\ & = - \frac{1}{\rho_m} \frac{\partial p}{\partial z} + g \cos \theta - K w_m |w_m|, \end{aligned} \quad (3.134)$$

где

$$K w_m |w_m| = \tau_w^*;$$

энергии двухфазной смеси

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t}(\rho_m u_m) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho_m u_m w_m) + \frac{\partial}{\partial z} \left[\frac{\varphi \rho_g (1-\varphi) \rho_l}{\rho_m} (u_g - u_l) w_R \right] + \\ & + p \frac{\partial w_m}{\partial z} + p \frac{\partial}{\partial z} \left[\frac{\varphi (1-\varphi) (\rho_l - \rho_g)}{\rho_m} w_R \right] = q_{wg}^* + q_{wl}^*; \end{aligned} \quad (3.135)$$

энергии паровой фазы

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t}(\varphi \rho_g u_g) + \frac{\partial}{\partial z}(\varphi \rho_g u_g w_m) + \frac{\partial}{\partial z} \left[\frac{\varphi \rho_g (1-\varphi) \rho_l}{\rho_m} u_g w_R \right] + p \frac{\partial}{\partial z}(\varphi w_m) + \\ & + p \frac{\partial}{\partial z} \left[\frac{\varphi (1-\varphi) \rho_l}{\rho_m} w_R \right] = q_{wg}^* + q_{lg}^* - p \frac{\partial \varphi}{\partial t} + \Gamma r; \end{aligned} \quad (3.136)$$

где u_g , u_l , u_m - удельная внутренняя энергия фаз и двухфазной смеси соответственно, причем

$$u_m = \frac{\varphi \rho_g u_g + (1-\varphi) \rho_l u_l}{\rho_m}; \quad (3.137)$$

здесь ρ_m , w_m - плотность и скорость смеси; $w_R = w_g - w_l$ - скорость скольжения фаз.

Вектор неизвестных системы пяти уравнений (3.132) - (3.136) имеет вид

$$U = U\{\varphi, p, \rho_m, \rho_g, w_m, u_g, u_l\}. \quad (3.138)$$

Система замыкающих соотношений. Для замыкания основной системы дифференциальных уравнений математической модели двухфазного потока со скольжением фаз ТГПК TRAC помимо уравнений состояния необходимы соотношения для определения следующих величин: скорости скольжения фаз w_R , трения двухфазного потока на стенках канала τ_w^* , скорости образования паровой фазы Γ , интенсивности межфазного теплообмена q_{lg}^* , теплообмена фаз со стенками канала q_{wg}^* , q_{wl}^* .

Карта режимов двухфазного потока. Как и в ТГПК RELAP-5, в ТГПК TRAC, предназначенной для улучшенного детального расчетного анализа нестационарных ТГП в оборудовании, конкретный вид замыкающих соотношений зависит от режима двухфазного потока.

Используются упрощенные карты режимов двухфазного потока: для определения скорости скольжения фаз w_R (рис. 3.3) и для межфазного теплообмена и трения [1]. Карты получены упрощением карты режимов Беннета для вертикальных потоков, и в отличие от ТГПК RELAP-5 в этой программе специальных карт режимов для других случаев двухфазных потоков (горизонтального, кольцевого, высокоперемешанного) не вводится.

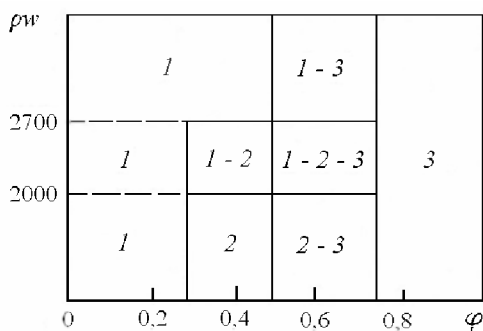


Рис. 3.3. Карта режимов двухфазного потока для расчета скорости скольжения фаз: 1 - пузырьковый; 2 - снарядный; 3 - кольцевой; 1 - 2, 2 - 3, 1 - 3, 1 - 2 - 3 - переходные зоны.

Скорость скольжения фаз w_R . Соотношения для описания скорости скольжения фаз w_R получены из соответствующих соотношений модели потока дрейфа и имеют вид:

для пузырькового режима $[0,005 < \varphi < 0,10, |\rho w|_m < 2000 \text{ кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})]$

$$w_R = \frac{1,41}{1-\varphi} \left[\frac{\sigma_g (\rho_l - \rho_g)}{\rho_l^2} \right]^{0,25}; \quad (3.139)$$

для снарядного режима $[0,20 \leq \varphi \leq 0,65, |\rho w|_m < 2000 \text{ кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})]$

$$w_R = \frac{0,345}{1-\varphi} \left[\frac{g D_e (\rho_l - \rho_g)}{\rho_l} \right]^{0,5}; \quad (3.140)$$

для кольцевого режима $[0,85 \leq \varphi \leq 0,90, |\rho w|_m < 2000 \text{ кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})]$

$$w_R = w_m \left\{ \left[\frac{\rho_g (76 - 75\varphi)}{\rho_l \sqrt{\varphi}} \right]^{0,5} + \frac{\varphi \rho_g}{\rho_m} \right\}^{-1}; \quad (3.141)$$

для эмульсионного режима $[0,005 < \varphi < 0,8, |\rho w|_m > 3000 \text{ кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})]$

$$w_R = w_m \left[\frac{1 - 1,1\varphi}{0,1} + \frac{\varphi \rho_g}{\rho_m} \right]^{-1} \quad (3.142)$$

при $\varphi = 0,005$ и $\varphi = 1$ $w_R = 0$. В переходных областях скорость скольжения w_R фаз находится путем линейной интерполяции либо по φ [при $|\rho w| \leq 2000 \text{ кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$], либо по φ и $|\rho w|_m$ [при $|\rho w|_m > 3000 \text{ кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$]. Для горизонтальных потоков w_R определяется по формуле (3.142) независимо от режима потока.

Трение на стенках канала. В ТПК TRAC для расчета силы трения на стенках канала τ_w^* , приходящейся на единицу объема, используются следующий алгоритм:

$$\tau_w^* = \xi_w \rho_m w_m^2 / 2D, \quad (3.143)$$

где ξ_w - коэффициент трения на стенке.

Для однофазного потока

$$\xi_w = \begin{cases} 0,184 \text{Re}^{-0,2} & \text{при } \text{Re} \geq 5000; \\ 0,128 & \text{при } \text{Re} \leq 500; \\ 0,128 - 21 \cdot 10^{-6} (\text{Re} - 500) & \text{при } 500 < \text{Re} < 5000. \end{cases} \quad (3.144)$$

Для двухфазного потока коэффициент трения может быть определен по различным соотношениям, а именно:

1) на базе модели гомогенного потока по формуле (3.144), где

$$\text{Re} = \rho_m w_m D / \bar{\mu}; \quad (3.145)$$

$$1 / \bar{\mu} = x / \mu_g + (1 - x) / \mu_l; \quad (3.146)$$

здесь x - массовое расходное паросодержание потока;

2) с использованием множителя двухфазности Φ^2 :

а) при этом

$$\xi_w = 0,184 \left[\frac{\rho_m w_m D}{\mu_l} \right]^{-0,2} \left(\frac{\rho_m}{\rho_l} \right) \Phi^2; \quad (3.147)$$

б) по модели кольцевого потока, для которой Φ^2 рассчитывается по формуле

$$\Phi^2 = \rho_l w_l^2 / (\rho_m^2 w_m^2), \quad (3.148)$$

а коэффициент трения определяется из выражения

$$\xi_w = \xi_{w0} \frac{\rho_m}{\rho_l} \Phi^2, \quad (3.149)$$

где ξ_{w0} - коэффициент трения для однофазного потока:

$$\xi_{w0} = 4(a + b \text{Re}^{-c}); \quad (3.150)$$

3) по эмпирическим формулам. Соотношения п. 2 используются при высоких паросодержаниях (до $\varphi = 0,90$). При больших значениях φ проводится линейная интерполяция к значениям φ , получаемым по гомогенной модели при $\varphi = 0,9995$.

Потери давления на местных сопротивлениях в ТГПКTRAC описываются по упрощенной методике

$$\Delta p_f = \xi_f \rho_m w_m^2 / 2,$$

где

$$\xi_f = \begin{cases} (1 - S_1 / S_2)^2 & \text{при внезапном расширении;} \\ 0,5 - 0,7(S_1 / S_2) + 0,2(S_1 / S_2)^2 & \text{при внезапном сужении.} \end{cases} \quad (3.151)$$

Интенсивность образования паровой фазы Г. Для неравновесной модели двухфазного потока со скольжением фаз в ТГПК TRAC интенсивность генерации паровой фазы определяется на основании описания межфазного теплообмена.

Межфазный теплообмен. Интенсивность теплообмена между фазой k и межфазной поверхностью описывается соотношением

$$q_{ki}^* = q_{ki} \bar{A}_i = \alpha_{ki} (T_i - T_k) \bar{A}_i \text{ при } k = l, g, \quad (3.152)$$

где α_{ki} - коэффициент межфазной теплоотдачи; $\bar{A}_i$ - площадь межфазной поверхности в единице объема потока. Методика расчета межфазного теплообмена зависит от режимов двухфазного потока, определяемых картой режимов. Для пузырькового двухфазного потока ($\varphi \leq 0,3$ при $\rho_m w_m < 2700$ кг/(м²·с) или $\varphi \leq 0,5$ при $\rho_m w_m \geq 2700$ кг/(м²·с)) удельная площадь межфазной поверхности $\bar{A}_i$ находится по формуле

$$\bar{A}_i = \max \left\{ \frac{6\varphi \rho_l w_R^2}{We_{cr} \sigma}, 4,83\varphi^{2/3} (N_B)^{1/3} \right\}, \quad (3.153)$$

где критическое значение числа Вебера We_{cr} и удельная плотность центров парообразования N_B приняты равными

$$We_{cr} = 7,5; \quad N_B = 10^{10} \text{ пуз/м}^3. \quad (3.154)$$

Коэффициенты теплоотдачи от межфазной поверхности к жидкой фазе описываются соотношениями

$$Nu_{li} \max \left\{ 2,0 + 0,74 Re_b^{0,5}; \frac{12}{\pi} (T_l - T_s) \rho_l \frac{\partial u_l / \partial T_l}{\rho_g r} \right\}, \quad (3.155)$$

где $Re_b = \rho_l w_R \frac{D_b}{\mu_l}; \quad D_b = \frac{We_{cr} \sigma}{2\rho_l w_R^2}; \quad Nu_{li} = \frac{\alpha_{li} D_b}{\lambda_l}.$

Коэффициент теплоотдачи от межфазной поверхности к паровой фазе принимается равным

$$\alpha_{gi} = 10^4, \quad (3.156)$$

что практически приводит к нахождению паровой фазы в состоянии насыщения.

Снарядный режим двухфазного потока ($0,3 \leq \varphi \leq 0,5$, $\rho_m w_m \leq 2000$ кг/(м²·с)) рассматривается в математической модели ТГПК TRAC в значительной мере как переходный от пузырькового режима к дисперсно-кольцевому. При этом полагают, что весь теплообмен между жидкой и паровой фазами происходит на поверхности диспергированных в жидкости паровых пузырьков, составляющей основную часть общей межфазной поверхности. Соответственно расчет интенсивности межфазного теплообмена проводится по формулам для пузырькового режима. Необходимые значения объемного паросодержания пузырьков φ_b и их диаметра D_b определяются по интерполяционным соотношениям в предположении, что в виде пузырьков в снарядном режиме находится 40 % общего количества пара.

В дисперсно-кольцевом режиме двухфазного потока ($0,75 < \varphi < 1$) общее тепловое взаимодействие между жидкой и паровой фазами находится как сумма процессов межфазного теплообмена на границах «пар – капли», диспергированные в паровом ядре, и системы пар – жидкая пристенная пленка. Характерный размер капель, находящихся в паровом ядре, определяется из условия $We_{cr}^d = 4$.

Далее рассчитываются площади межфазных поверхностей в единице объема, приходящихся на капли $\bar{A}_{id}$ и пристенную пленку $\bar{A}_{if}$, а коэффициент теплоотдачи от пара к поверхности капель α_{gi}^d определяется по соотношению

$$Nu_{gi} = 2,0 + 0,74 Re_d^{0,5}, \quad (3.157)$$

где

$$Nu_{gi} = \alpha_{gi}^d D_d / \lambda_g; \quad Re_d = \rho_g w_{Rd} D_d / \mu_g;$$

$$D_d = We_{cr}^d \sigma / (2 \rho_g w_{Rd}^2).$$

Скорость скольжения капель в паровом ядре w_{Rd} описывается выражением

$$w_{Rd} = 2,33 \left[\frac{(\rho_l - \rho_g) \sigma We_{cr}^d}{\rho_l^2} \right]. \quad (3.158)$$

Коэффициент теплоотдачи от поверхности капли к жидкости внутри капли находится по формуле

$$\alpha_{li} = C \lambda_l / D_d \quad (C = 11\,300), \quad (3.159)$$

что определяет весьма малую толщину теплового пограничного слоя в капле, равную нескольким тысячным долям диаметра капли. Таким образом, жидкость в каплях находится практически в состоянии насыщения. Коэффициент теплоотдачи от поверхности пленки к жидкости, текущей в пленке, определяется по формуле

$$Nu_{li} = 0,02 Re_l,$$

где

$$Nu_{li} = \alpha_{li} \delta_l / \lambda_g; \quad \delta_l = (D/2)(1 - \sqrt{\varphi});$$

$$Re_l = \rho_l |w_g - w_l| \delta_l / 2 \mu_l; \quad (3.160)$$

Коэффициент теплоотдачи от пара к поверхности жидкой пленки полагают соответствующим выражению (3.156). В переходном режиме двухфазного потока ($0,5 < \varphi < 0,75$) характеристики межфазного теплообмена определяются линейной интерполяцией по φ .

Теплообмен со стенкой канала. Двухжидкостная, полностью термически неравновесная математическая модель термогидравлики двухфазных потоков ТГПК TRAC обладает весьма обширной системой корреляций для детального описания теплового взаимодействия фаз со стенками канала. Данная система корреляций охватывает все режимы теплообмена одно- и двухфазных потоков. Логика выбора того или иного теплообменного режима иллюстрируется рис. 3.4.

Тепловой поток между стенкой и фазой k , приходящийся на единицу объема, выражается следующим образом:

$$q_{wk}^* = \overline{A}_{wk} \alpha_{wk} (T_w - T_k), \quad (3.161)$$

где $\overline{A}_{wk}$ - площадь поверхности стенки в единице объема, находящаяся в тепловом взаимодействии с фазой k . Для однофазной жидкости ($\varphi = 0$) рассматриваются следующие режимы теплообмена:

вынужденная конвекция ($Gr/Re^2 \leq 1$);

естественная конвекция ($Gr/Re^2 \leq 1$):

$$Nu_{wl} = \begin{cases} 0,59(Gr_l / Pr_l)^{0,25} & \text{при } Gr_l \leq 10^9; \\ 0,021(Gr_l / Pr_l)^{0,4} & \text{при } 10^9 \leq Gr_l \leq 10^{13}; \\ 0,10(Gr_l / Pr_l)^{1/3} & \text{при } Gr_l > 10^{13}, \end{cases} \quad (3.162)$$

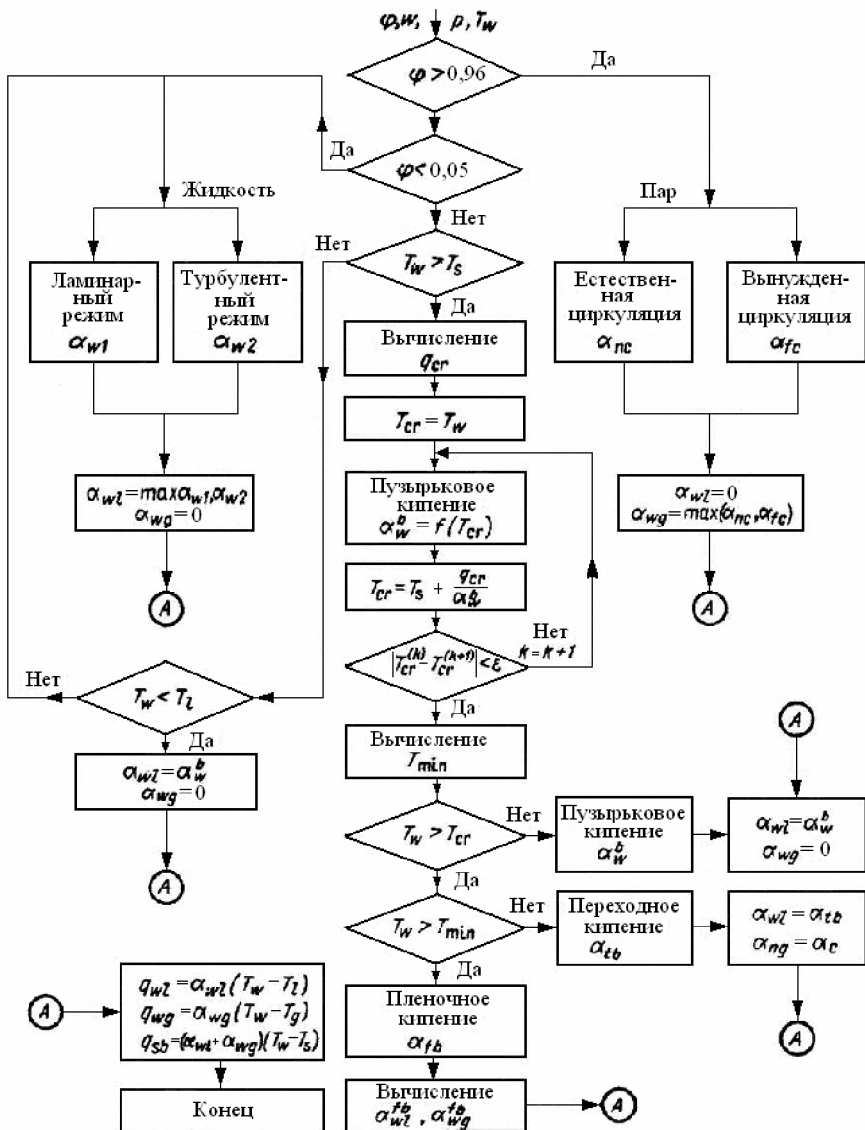


Рис. 3.4. Алгоритм расчета тепловых потоков от стенки канала к фазам двухфазного потока.

где $Gr_l = g\beta(T_w - T_l)\rho_l D_e^3 / \mu_l^2$; $T_f = (1/2)(T_w + T_l)$; D_e - эквивалентный диаметр канала;

$$\bar{A}_{wl} = \bar{A}_w = 4 / D_e. \quad (3.163)$$

Для пароводяного двухфазного потока описываются следующие режимы теплообмена:

пузырьковое кипение ($T_w > T_s$) - коэффициент теплоотдачи α_{wl} определяется по модифицированной формуле Чена; при $\varphi > 0,96$ коэффициент теплоотдачи α_{wl} находится линейной интерполяцией между значениями α_{wl} при $\varphi = 0,96$ и $\alpha_{wl} = 0$ при $\varphi = 1$. Соответственно коэффициент теплоотдачи системы «стенка – пар» в этой области также определяется линейной интерполяцией между значениями $\alpha_{wq} = 0$ при $\varphi = 0,96$ и $\alpha_{wq} = (\alpha_{wq})_{\text{конв}}$ при $\varphi = 1$, где $(\alpha_{wq})_{\text{конв}}$ - коэффициент теплоотдачи при конвекции пара, описываемый ниже;

кризис теплообмена - критический тепловой поток q_{cr} при $|r_w| \geq 200$ кг/(м²·с) рассчитывают по корреляции Биаззи, а при $|r_w| < 200$ кг/(м²·с) полагают равным значению, полученному по формуле Биаззи при $|r_w| = 200$ кг/(м²·с). Температура в точке кризиса теплообмена находится путем итерационного решения уравнения $q_w = q_{cr}$, где q_w определяется по формуле Чена, а q_{cr} – по формуле Биаззи. Соответствующая итерационная формула имеет вид

$$T_{cr}^{n+1} = T_{cr}^n - \frac{T_{cr}^n - T_s - q_{cr} / \alpha_w}{1 + (q_{cr} / \alpha_w^2)(d\alpha_w / dT_w)}. \quad (3.164)$$

Температуры кризиса теплообмена ограничены диапазоном $T_s + 0,5 \leq T_{cr} \leq T_s + 100$;

переходное кипение - общий тепловой поток к жидкой фазе q_{wl}^* , является суммой потоков тепла, передаваемого жидкости: при ее контакте со стенкой q_{tb}^* , за счет излучения q_R^* при взаимодействии капель со стенкой q_d^* , так что коэффициент теплоотдачи к жидкости при поверхностном кипении равен сумме соответствующих коэффициентов теплоотдачи:

$$\alpha_{wl} = \alpha_{tb} + \alpha_R + \alpha_{wl}^d. \quad (3.165)$$

Соотношение (3.165) применяется для описания области переходного кипения закризисного теплообмена во всем диапазоне паросодержаний, т.е. как при обратном кольцевом, так и при дисперсном режиме двухфазного потока.

Коэффициент теплоотдачи α_{nb} , зачастую называемый коэффициентом теплоотдачи при переходном кипении, в ТГРК TRAC определяется на основе квадратичной аппроксимации теплового потока между значениями при кризисе теплообмена q_{cr} и при минимальном стабильном пленочном кипении $q_{\min}$, наступающем при температуре $T_{\min}$.

Соответствующее выражение имеет вид:

$$\alpha_{tb} = \frac{\delta q_{cr} + (1 - \delta) q_{\min}}{T_w - T_l}, \quad (3.166)$$

где

$$\delta = \left(\frac{T_w - T_{\min}}{T_{cr} - T_{\min}} \right)^2.$$

Коэффициент теплоотдачи излучением α_R рассчитывается по соотношению

$$\alpha_R = W_F \alpha_{wl}^R, \quad (3.167)$$

где $W_F = (T_w - T_{cr}) / (T_{\min} - T_{cr})$ - функция, обеспечивающая плавность перехода к описанию лучистого теплообмена при пленочном кипении. Коэффициент теплоотдачи при взаимодействии капель жидкости со стенкой α_{wl}^d находится по модифицированной формуле Форслунда - Розенова.

Теплоотдача от стенки к паровой фазе яри пленочном кипении характеризуется коэффициентом теплоотдачи α_{wg} , равным

$$\alpha_{wg} = \alpha_{wg}^{fb} W_F, \quad (3.168)$$

где α_{wg}^{fb} - коэффициент теплоотдачи к паровой фазе при пленочном кипении; W_F - те же функции, что и в (3.167);

пленочное кипение - имеет место при температурах стенки выше минимальной температуры стабильного пленочного кипения $T_{\min}$;

Теплоотдача к жидкой фазе при пленочном кипении осуществляется излучением и тепловым взаимодействием капель со стенками канала

$$\alpha_{wl}^{fb} = \alpha_{wl}^R + \alpha_{wl}^d. \quad (3.169)$$

Коэффициент теплоотдачи для теплового взаимодействия капель со стенкой канала при пленочном кипении находится по данным [1]. Тепловой поток от стенки к паровой фазе q_{wq}^* определяется как максимум среди значений тепловых потоков, рассчитанных в предположении о переносе тепла теплопроводностью, естественной и вынужденной конвекцией. Соответственно коэффициент теплоотдачи к паровой фазе при пленочном кипении равен

$$\alpha_{wg}^{fb} = \max(\alpha_B, \alpha_{nc}, \alpha_{fc}), \quad (3.170)$$

где α_B рассчитывается по модифицированной формуле Бромли

$$\alpha_B = 0,62 \left[\frac{\rho_g \lambda_g^3 (\rho_l - \rho_g) g \tilde{r}}{\mu_g (T_w - T_s) \Lambda} \right]^{1/4}; \quad (3.171)$$

здесь $\tilde{r} = r + 0,5(c_p)_g(T_w - T_s)$ - модифицированная теплота парообразования; $\Lambda = 2\pi\{\sigma/[g(\rho_l - \rho_g)]^{0,5}\}$ - длина волны по Тейлору.

Коэффициент теплоотдачи за счет естественной конвекции пара α_{nc} описывается соотношением, приведенным в работе [1], а коэффициент теплоотдачи при вынужденной конвекции пара α_{fc} - соотношением Дугалла - Розенова.

Тепловой поток, соответствующий условиям минимального стабильного пленочного кипения $q_{\min}$ необходимый для определения коэффициента теплоотдачи при переходном кипении по формуле (3.166), находится как

$$q_{\min} = \alpha_{wl}^{fb} (T_{\min} - T_l) + \alpha_{wg}^{fb} (T_{\min} - T_g). \quad (3.172)$$

Тепловое взаимодействие между стенкой и потоком пара рассчитывается следующим образом:

при отсутствии конденсации пара ($T_w > T_s$)

$$\alpha_{wl} = 0; \quad \alpha_{wg} = \max(\alpha_{nc}, \alpha_{fc}), \quad (3.173)$$

где коэффициент теплоотдачи при естественной и вынужденной конвекции пара находится по известным соотношениям, причем во втором случае индекс f меняется на g ;

при конденсации пара ($T_w < T_s$; $T_w < T_l$)

$$\alpha_{wl} = \begin{cases} \text{согласно [1] при } S = 0, \text{ если } \tilde{x} \leq 0,71; \\ (\alpha_{wl}|_{\varphi=0,71})(1-\varphi)/(1-0,71), \text{ если } \tilde{x} > 0,71; \end{cases} \quad (3.174)$$

$$\alpha_{wg} = \begin{cases} 0, & \text{если } \tilde{x} \leq 0,71; \\ \frac{\varphi - 0,71}{0,29} \alpha_{fc}, & \text{если } \tilde{x} > 0,71 \end{cases} \quad (3.175)$$

В компьютерном ТГПК TRAC на расчет теплового взаимодействия фаз со стенками канала наложен ряд ограничений, а именно:

- 1) коэффициенты теплоотдачи не могут быть отрицательными;
- 2) при $\varphi < 0,15$, для того чтобы исключить нереалистичный перегрев небольшой массы пара, тепловой поток, идущий от стенки к пару, искусственно снижается путем линейной интерполяции между значениями q_{wg}^* при $\varphi = 0,15$ и $q_{wg}^* = 0$ при $\varphi = 0,01$. Тепловой поток от стенки к жидкости q_{wl}^* при этом увеличивается, так чтобы суммарный поток тепла от стенки к двухфазному теплоносителю оставался неизменным;
- 3) при $\varphi > 0,96$ коэффициенты теплоотдачи от стенки к фазам двухфазного потока линейно интерполируются между значениями при $\varphi = 0,96$ и соответствующими значениями для однофазного потока, причем для жидкой фазы интерполяция проводится в области $0,96 \leq \varphi \leq 0,999$, для паровой фазы - в области $0,96 \leq \varphi \leq 1$.

Методика численного решения. В ТГПК TRAC основная система дифференциальных уравнений (3.132) - (3.136) математической модели неравновесного двухфазного потока со скольжением фаз при численном решении аппроксимируется системой конечно-разностных уравнений на упомянутой «шахматной» расчетной сетке. В зависимости от скорости потока используются различные схемы конечно-разностной аппроксимации, а именно: при высоких скоростях потока, возникающих вблизи места нарушения герметичности, на стадии истечения теплоносителя при обрывах магистралей применяется полностью неявная схема, в остальных случаях - частично неявная

схема, обеспечивающая исключение скорости звука в условии стабильности Куранта. Переход от одной схемы аппроксимации к другой осуществляется в одноячеечной зоне расчетной сетки с помощью специальной аппроксимационной схемы.

При использовании частично неявной схемы аппроксимации система конечно-разностных уравнений имеет вид:

уравнение массы смеси

$$(\rho_m^{n+1} - \rho_m^n) / \Delta t + \nabla_j (\rho_m^n w_m^{n+1}) = 0; \quad (3.176)$$

уравнение массы пара

$$\frac{(\varphi^{n+1} \rho_g^{n+1} - \varphi^n \rho_g^n)_j}{\Delta t} + \nabla_j (\varphi^n \rho_g^n w_m^{n+1}) + \nabla_j (\rho_f^n w_R^n) = \Gamma; \quad (3.177)$$

уравнение импульса смеси

$$\begin{aligned} & \frac{(w_m^{n+1} - w_m^n)_{j+1/2}}{\Delta t} + w_{m,j+1/2} \nabla_{j+1/2} w_m^n = - \frac{1}{\rho_{m,j+1/2}} \times \\ & \times \left[\frac{p_{j+1}^{n+1} - p_j^{n+1}}{\Delta z_{j+1/2}} + \nabla_{j+1/2} (\rho_f w_R^2)^n \right] + g^n - K^n w_m^{n+1} |w_m|^n, \end{aligned} \quad (3.178)$$

где K^n - коэффициент в представлении силы трения в форме $\tau_w^* = K w_m |w_m|$;

уравнение энергии смеси

$$\begin{aligned} & \frac{(\rho_m^{n+1} u_m^{n+1} - \rho_m^n u_m^n)_j}{\Delta t} + \nabla_j (\rho_m^n u_m^n w_m^{n+1}) + \nabla_j [\rho_f^n (u_g^n - u_l^n) w_R^n] = \\ & = -p_j^n \nabla_j \left\{ w_m^{n+1} + \left[\rho_f^n \left(\frac{1}{\rho_g^n} - \frac{1}{\rho_l^n} \right) w_R^n \right] \right\} + q_{wg}^* + q_{wl,j}^*; \end{aligned} \quad (3.179)$$

уравнение энергии пара

$$\begin{aligned} & \frac{[(\varphi \rho_g u_g)^{n+1} - (\varphi \rho_g u_g)^n]_j}{\Delta t} + \nabla_j (\varphi^n \rho_g^n u_g^n w_m^{n+1}) + \nabla_j (\rho_f u_g^n w_R^n) + \\ & + p^{n+1} \nabla_j (\varphi^n w_m^{n+1}) + p^{n+1} \nabla_j \left(\frac{\rho_f w_R^n}{\rho_g^n} \right) = \\ & = -p_j^{n+1} + \frac{\varphi_j^{n+1} - \varphi_j^n}{\Delta t} + (q_{wg}^* + q_{gi}^* + \Gamma_r^{n+1})_j. \end{aligned} \quad (3.180)$$

Здесь в аппроксимациях конвективных потоков выражения $\nabla_j(Yw_m)$ описываются соотношением (3.29), член $w_{m,j+1/2}\nabla_{j+1/2}w_m$ в уравнении импульса смеси (3.178) - соотношением (3.30), а член $(Yw_R^2)_j$ - соотношением (3.31);

$$\overline{\Delta z}_{j+1/2} = (\Delta z_j + \Delta z_{j+1}) / 2;$$

$$\rho_f^n = [\varphi(1 - \varphi\rho_g\rho_l / \rho_m)]^n;$$

$$\overline{\rho}_{m,j+1}^n = \begin{cases} \rho_{m,j}^n & \text{при } w_{j+1/2} \leq 0; \\ \rho_{m,j+1}^n & \text{при } w_{j+1/2} > 0. \end{cases}$$

Аппроксимация величин, не имеющих индекса временного слоя, происходит по смешанной схеме, т.е. на новом слое по времени описываются:

для межфазного теплового потока q_{gi}^* - разность температур $T_s - T_g$;

для скорости генерации паровой фазы Γ - разности температур $T_s - T_g$, $T_s - T_l$ и теплота парообразования r ;

для тепловых потоков от стенки канала - температуры фаз T_l и T_g .

Следует отметить, что при решении системы конечно-разностных уравнений (3.176) - (3.180) может иметь место явление, которое можно назвать «численным гидроударом», - при первичном полном заполнении сильно нагретой водой численной ячейки, перед этим содержащей пар, происходит резкий всплеск давления. Для устранения этого явления в ТПК TRAC скорость смеси в ячейке ниже по потоку при появлении «численного гидроудара», рассчитываемая по уравнению импульса, заменяется скоростью смеси, определяемой по уравнению баланса массы двухфазной смеси.

При использовании полностью неявной аппроксимационной схемы система конечно-разностных уравнений математической модели термогидравлики неравновесного двухфазного потока со скольжением фаз ТПК TRAC имеет следующий вид:

уравнение массы смеси

$$\frac{(\rho_m^{n+1} - \rho_m^n)_j}{\Delta t} + \nabla_j(\rho_m^{n+1}V_m^{n+1}) = 0; \quad (3.181)$$

уравнение массы пара

$$\frac{(\varphi^{n+1}\rho_g^{n+1} - \varphi^n\rho_g^n)_j}{\Delta t} + \nabla_j(\varphi^{n+1}\rho_g^{n+1}w_m^{n+1}) + \nabla_j(\rho_f^{n+1}w_R^n) = \Gamma^{m+1}; \quad (3.182)$$

уравнение импульса смеси

$$\begin{aligned}
& \frac{(w_m^{n+1} - w_m^n)_{j+1/2}}{\Delta t} + w_{m,j+1/2}^{n+1} \frac{w_{m,j+3/2}^{n+1} - w_{m,j+1/2}^{n+1}}{\Delta z_j + \Delta z_{j+1}} = \\
& = \frac{1}{\rho_{m,j+1/2}} \left\{ \frac{\rho_{j+1}^{n+1}}{\Delta z_{j+1/2}} + \nabla_{j+1/2} [\rho_f^{n+1} (w_R^2)^n] \right\} + g^n - K^n w_m^{n+1} |w_m^{n+1}|;
\end{aligned} \tag{3.183}$$

уравнение энергии смеси

$$\begin{aligned}
& \frac{[(\rho_m u_m^{n+1} - \rho_m^n u_m^n)_j]}{\Delta t} + \nabla_j (\rho_m^{n+1} u_m^{n+1} w_m^{n+1}) + \nabla_j [\rho_f^{n+1} (u_g^{n+1} - u_l^{n+1}) w_R^n] = \\
& = -p_j^{n+1} \nabla_j \left\{ w_m^{n+1} + \left[\rho_f^{n+1} \left(\frac{1}{\rho_g^{n+1}} - \frac{1}{\rho_l^{n+1}} \right) w_R^n \right] \right\} + q_{wg,j}^* + q_{wl}^*;
\end{aligned} \tag{3.184}$$

уравнение энергии пара

$$\begin{aligned}
& \frac{[(\phi \rho_g u_g)^{n+1} - (\phi \rho_g u_g)^n]_j}{\Delta t} + \nabla_j (\phi^{n+1} \rho_g^{n+1} u_g^{n+1} w_m^{n+1}) + \nabla_j (\rho_f^{n+1} u_g^{n+1} w_R^{n+1}) + \\
& + p^{n+1} \nabla_j (\phi^{n+1} w_m^{n+1}) + p^{n+1} \nabla_j \left(\frac{\rho_f^{n+1} w_R^n}{\rho_g^{n+1}} \right) = \\
& = -p_j^{n+1} + \frac{\phi_j^{n+1} - \phi_j^n}{\Delta t} + (q_{wg}^* + q_{ig}^* + \Gamma_r^{n+1})_j.
\end{aligned} \tag{3.185}$$

Основной особенностью системы конечно-разностных уравнений (3.181) - (3.185) является использование центральных разностей при аппроксимации потока импульса смеси в уравнении (3.183), что вполне оправдано при неявной схеме аппроксимации для расчета критического истечения.

Следует также отметить, что не входящая в вектор неизвестных основной системы дифференциальных уравнений модели скорость скольжения W_p выбирается с предыдущего временного слоя.

Для устранения явления «численного гидроудара» при решении неявной системы конечно-разностных уравнений (3.181) - (3.185) используется метод, отличный от применяемого при полунеявной аппроксимационной схеме, т.е. при появлении данного эффекта член градиента давления в уравнении импульса смеси модифицируется как

$$\frac{p_{j+1}^{n+1} - 10^6 \cdot p_j^{n+1}}{\Delta z_{j+1/2}} \tag{3.186}$$

в случае, если ячейка j расчетной сетки заполнилась жидкостью.

В ячейке, переходной между ячейками с конечно-разностной аппроксимацией исходной системы дифференциальных уравнений модели по полунеявной и полностью неявной схемам, применяется специальная схема аппроксимации, отличающаяся от полностью неявной схемы следующим видом дивергентных членов:

$$\nabla_j(Yw_m) = S_{j+1/2}^* \left\langle Y^{n+1} w_m^{n+1} \right\rangle_{j+1/2} - S_{j-1/2}^* \left\langle Yw_m^{n+1} \right\rangle_{j-1/2}, \quad (3.187)$$

где предполагается, что участку с аппроксимацией по полностью неявной схеме соответствуют большие значения индекса j ; $S_j^* = S_j / V_j$.

Трехмерная, неравновесная, негомогенная модель. Существенным отличием ТГРК TRAC является использование трехмерного описания термодинамических процессов, например во внутрикорпусных элементах ядерного реактора, на базе полностью негомогенной и полностью неравновесной математической модели двухфазного потока.

Основная система дифференциальных уравнений модели имеет вид:

уравнение массы смеси

$$\partial \rho_m / \partial t + \nabla[\varphi \rho_g w_g + (1 - \varphi) \rho_l w_l] = 0; \quad (3.188)$$

уравнение массы пара

$$\partial(\varphi \rho_g) / \partial t + \nabla(\varphi \rho_g w_g) = \Gamma; \quad (3.189)$$

уравнение импульса пара

$$\begin{aligned} \frac{\partial w_g}{\partial t} + w_g \nabla N_g = & - \frac{C_i}{\varphi \rho_g} w_R |w_R| - \frac{1}{\rho_g} grad p - \frac{\Gamma}{\varphi \rho_g} \times \\ & \times (w_g - w_l) - \frac{C_{wg}}{\varphi \rho_g} w_g |w_g| + g; \end{aligned} \quad (3.190)$$

уравнение импульса жидкости

$$\begin{aligned} \frac{\partial w_l}{\partial t} + w_l \nabla w_l = & \frac{C_i}{(1 - \varphi) \rho_l} w_R |w_R| - \frac{1}{\rho_l} grad p - \frac{\Gamma}{(1 - \varphi) \rho_l} \times \\ & \times (w_l - w_{ll}) - \frac{C_{wl}}{(1 - \varphi) \rho_l} w_l |w_l| + g; \end{aligned} \quad (3.191)$$

уравнение энергии смеси

$$\begin{aligned} \frac{\partial[\varphi \rho_g u_g + (1 - \varphi) \rho_l u_l]}{\partial t} + \nabla[\varphi \rho_g u_g w_g + (1 - \varphi) \rho_l u_l w_l] = \\ = -p \nabla[\varphi w_g + (1 - \varphi) w_l] + q_{wg}^* + q_{wl}^*; \end{aligned} \quad (3.192)$$

уравнение энергии пара

$$\frac{\partial(\varphi \rho_g u_g)}{\partial t} + \nabla(\varphi \rho_g u_g w_g) = -p \frac{\partial \varphi}{\partial t} - p \nabla(\varphi w_g) + q_{wg}^* + q_{ig}^* + \Gamma r. \quad (3.193)$$

Система шести дифференциальных уравнений (если уравнения импульсов смеси и пара записывать в векторном виде) (3.188) - (3.193) содержит восемь скалярных и векторных неизвестных функций $\{\varphi, p, \rho_m, \rho_g, w_g, w_l, u_g, u_l\}$ и дополняется двумя уравнениями состояния.

Система замыкающих соотношений. По отношению к системе соотношений модели неравновесного двухфазного потока со скольжением фаз для замыкания модели двухскоростного неравновесного потока необходимы дополнительные соотношения для описания механического взаимодействия фаз со стенками канала и между собой. Входящие в уравнения импульса фаз (3.190) и (3.191) значения фактора трения C_{wg} и C_{wl} по определению равны

$$C_{wk} = \varphi_k \rho_k \frac{C_{fk}}{2D_e}, \quad k = g, l, \quad (3.194)$$

где C_{fk} – «однофазные» коэффициенты трения для фазы k . Формула (3.194) используется до $\varphi < 0,75$. В области $\varphi > 0,95$ вся сила трения относится к паровой фазе. В области $0,75 \leq \varphi \leq 0,95$ силы трения для фаз находятся линейной интерполяцией по φ . Формула справедлива для всех координатных направлений (r, z, θ) при соответствующем определении смоченного диаметра

$$D_e = 4S_i/\Pi_i. \quad (3.195)$$

Здесь Π_i - смоченный периметр стенок канала, перпендикулярных координатному направлению i . Сила межфазного трения в ТГПК TRAC описывается в зависимости от режима двухфазного потока, определяемого, как и при расчете межфазного теплообмена, по карте режимов. Для пузырькового режима двухфазного потока входящий в уравнения импульса фаз коэффициент межфазного трения C_i , равный

$$C_i = \frac{3C_b \varphi \rho_l}{4D_b}, \quad (3.196)$$

находится по формулам для коэффициента сопротивления при обтекании сферы, имеющим вид

$$C_b = \begin{cases} 240 & \text{при } Re_b < 0,1; \\ \frac{24}{Re_b} & \text{при } 0,1 \leq Re_b \leq 2; \\ \frac{18,7}{Re_b^{0,68}} & \text{при } Re_b > 2, \end{cases} \quad (3.197)$$

где для пузырька пара Re_b определяется так же, как и в соотношении для расчета межфазного теплообмена (3.155).

В дисперсно-кольцевом режиме течения расчет межфазного силового взаимодействия на поверхности капель, диспергированных в паровом ядре, проводится по тем же соотношениям (3.196) и (3.197), что и для пузырькового режима при использовании значений числа Рейнольдса для капель, определяемых, как и при расчете межфазного теплообмена, по (3.155).

В снарядном режиме двухфазного потока общее межфазное сопротивление определяется как полусумма сопротивлений на поверхностях пузырьков и пристенной пленки. Скорость генерации пара Γ определяется по следующему усовершенствованному соотношению, учитывающему парообразование на обогреваемой стенке канала при кипении недогретой жидкости:

$$\Gamma = \frac{-q_{il}^* - q_{ig}^* + q_{sb}^*}{r}. \quad (3.198)$$

Здесь $q_{sb}^* = q_w^* - q_{w,c}^*$, если $\alpha_{wl} > \alpha_{wl}^c$, где $q_{w,c}^*$ - конвективный перенос тепла при данных условиях, α_{wl}^c - коэффициент теплоотдачи конвекцией.

При численном решении векторных уравнений импульса фаз системы основных дифференциальных уравнений двухжидкостного трехмерного двухфазного потока записываются в проекциях по координатам осей. Соответствующие уравнения, например для паровой фазы, имеют вид:

в проекции на ось z

$$\begin{aligned} \frac{\partial w_{gz}}{\partial t} = & - \left(w_{gr} \frac{\partial w_{gz}}{\partial r} + \frac{w_{g\theta}}{r} \frac{\partial w_{gz}}{\partial \theta} + w_{gz} \frac{\partial w_{gz}}{\partial z} \right) - \frac{1}{\rho_g} \frac{\partial p}{\partial z} - \\ & - \frac{C_{iz}}{\phi \rho_g} (w_{gz} - w_{lz}) |w_g - w_l| - \frac{\Gamma}{\phi \rho_g} (w_{gz} - w_{lz}) - \frac{C_{wgz}}{\phi \rho_g} w_{gz} |w_g| + g; \end{aligned} \quad (3.199)$$

в проекции на ось r

$$\begin{aligned} \frac{\partial w_{gr}}{\partial t} = & - \left(w_{gr} \frac{\partial w_{gr}}{\partial r} + \frac{w_{g\theta}}{r} \frac{\partial w_{gr}}{\partial \theta} - \frac{w_{g\theta}^2}{r} + w_{gz} \frac{\partial w_{gr}}{\partial z} \right) - \frac{1}{\rho_g} \frac{\partial p}{\partial r} - \\ & - \frac{C_{ir}}{\phi \rho_g} (w_{gr} - w_{lr}) |w_g - w_l| - \frac{\Gamma}{\phi \rho_g} (w_{gr} - w_{igr}) - \frac{C_{wgr}}{\phi \rho_g} w_{gr} |w_g|; \end{aligned} \quad (3.200)$$

в проекции на ось θ

$$\begin{aligned} \frac{\partial w_{g\theta}}{\partial t} = & - \left(w_{gr} \frac{\partial w_{g\theta}}{\partial r} + \frac{w_{g\theta}}{r} \frac{\partial w_{g\theta}}{\partial \theta} + \frac{w_{gr} w_{g\theta}}{r} + w_{gz} \frac{\partial w_{g\theta}}{\partial z} \right) - \frac{1}{\rho_g} \frac{\partial p}{\partial \theta} - \\ & - \frac{C_{i\theta}}{\phi \rho_g} (w_{g\theta} - w_{l\theta}) |w_g - w_l| - \frac{\Gamma}{\phi \rho_g} (w_{g\theta} - w_{ig\theta}) - \frac{C_{wg\theta}}{\phi \rho_g} w_{g\theta} |w_g|. \end{aligned} \quad (3.201)$$

Аналогичные три дифференциальных уравнения представляют проекции векторного уравнения импульсов для жидкой фазы. Конечно-разностная аппроксимация основной системы дифференциальных уравнений модели (3.188) - (3.193), где уравнения импульсов фаз записаны в проекциях на оси координат, проводится по частично-явной схеме на «шахматной» расчетной сетке. Ввиду громоздкости получающейся системы конечно-разностных уравнений здесь целесообразно привести лишь примеры конечно-разностных уравнений двух типов: для уравнений сохранения скалярных величин и для уравнения импульсов фаз в проекциях на оси координат. В частности, конечно-разностная аппроксимация уравнения сохранения массы двухфазной смеси имеет вид

$$\rho_m^{n+1} = \rho_m^n + \frac{\Delta t}{V_{z,r,\theta}} (S_{z-1/2} K_{z-1/2}^{n,n+1} - S_{z+1/2} K_{z+1/2}^{n,n+1} + S_{r-1/2} K_{r-1/2}^{n,n+1} - S_{r+1/2} K_{r+1/2}^{n,n+1} + S_{\theta-1/2} K_{\theta-1/2}^{n,n+1} - S_{\theta+1/2} K_{\theta+1/2}^{n,n+1}), \quad (3.202)$$

где

$$K^{n,n+1} = (\varphi \rho_g)^n w_g^{n+1} + [(1 - \varphi) \rho_l]^{n,n+1} w_l^{n+1}; \quad (3.203)$$

S - площадь сечения канала; $V_{z,r,\theta}$ - объем ячейки расчетной сетки.

Конечно-разностное уравнение, соответствующее дифференциальному уравнению импульса пара в проекции на ось z , т.е. уравнению (3.199), имеет вид (индекс g опущен)

$$\begin{aligned} & \frac{w_z^{n+1}(r, \theta, z+1/2) - w_z^n(r, \theta, z+1/2)}{\Delta t} = \\ & = - \left[\frac{w_r(r, \theta, z+1/2)}{\Delta r} [w_z(r+1/2, \theta, z+1/2) - w_z(r-1/2, \theta, z+1/2)]^n + \right. \\ & \quad + \frac{w_\theta(r, \theta, z+1/2)}{r \Delta \theta} [w_z(r, \theta+1/2, z+1/2) - w_z(r, \theta-1/2, z+1/2)]^n + \\ & \quad \left. + \frac{w_z(r, \theta, z+1/2)}{\Delta z} [w_z(r, \theta, z+1/2) - w_z(r, \theta, z-1/2)]^n \right] - \\ & \quad - \frac{[p(r, \theta, z+1) - p(r, \theta, z)]^{n+1}}{\rho^n(r, \theta, z+1) \Delta z} - \\ & \quad - \frac{C_{iz}(r, \theta, z+1/2) [w_{gz}(r, \theta, z+1/2) - w_{lz}(r, \theta, z+1/2)]^{n+1}}{(\rho \varphi)_{r, \theta, z+1/2}^n} \times \\ & \quad \times \left[w_{gz} - w_{lz} \right]_{r, \theta, z+1/2}^n - \\ & \quad - \frac{\Gamma^n(r, \theta, z+1/2) [w_z(r, \theta, z+1/2) - w_{iz}(r, \theta, z+1/2)]^{n+1}}{(\rho \varphi)_{r, \theta, z+1/2}^n} - \frac{C_{wz}^n w_z^{n+1} |w_z^n|}{\varphi^n \rho^n} \Big|_{r, \theta, z+1/2}. \end{aligned} \quad (3.204)$$

Значения «объемных» величин (Γ , φ , ρ , u) на границах расчетных ячеек выбираются в зависимости от направления скорости потока. Например, в уравнении (3.204)

$$\varphi(r, \theta, z+1/2) = \begin{cases} \varphi(r, \theta, z) & \text{при } w_z(r, \theta, z+1/2) \geq 0; \\ \varphi(r, \theta, z+1) & \text{при } w_z(r, \theta, z+1/2) < 0. \end{cases} \quad (3.205)$$

При выбранной частично неявной схеме конечно-разностной аппроксимации системы основных дифференциальных уравнений трехмерной двухжидкостной модели термогидравлики двухфазного потока ТГПК TRAC критерий устойчивости численного решения может быть записан следующим образом:

$$\Delta t = \max \left(\frac{w_{gz}}{\Delta z}, \frac{w_{g\theta}}{r\Delta\theta}, \frac{w_{gr}}{\Delta r}, \frac{w_{lz}}{\Delta z}, \frac{w_{l\theta}}{r\Delta\theta}, \frac{w_{lr}}{\Delta r} \right) < 1. \quad (3.206)$$

Линеаризация системы конечно-разностных уравнений модели с использованием уравнений состояния вида

$$\rho_k = \rho_k(p, T_k); \quad e_k = e_k(p, T_k)$$

приводит к следующей форме конечно-разностных уравнений импульса паровой и жидкой фаз:

$$w^{n+1} = w^n + \left[conv^n + \frac{1}{\rho} \nabla p^{n+1} + FRIC \right] \Delta t, \quad (3.207)$$

что позволяет исключить скорости и снизить число искомых параметров до четырех: T_b , T_g , p , φ , отыскиваемых численно на базе метода Гаусса - Зейделя.

Следует отметить, что основная система дифференциальных уравнений математической модели нестационарной термогидравлики двухфазного потока ТГПК TRAC негиперболична. Для устранения связанной с этим неустойчивости численного решения рекомендуется на основании опыта расчетов выбирать пространственные шаги не менее 1 см.

Перенос тепла в конструкционных элементах. Описание переноса тепла теплопроводностью в конструкционных элементах циркуляционного контура реактора в ТГПК TRAC имеет ряд особенностей, в частности используются три математические модели - для цилиндрических, для плоских и для тепловыделяющих элементов; в рассмотрение включаются эффекты термохимических реакций и термомеханического поведения топлива; специально выделяется область фронта повторного смачивания разогретых поверхностей. Сопряжение задач теплопроводности стенок и термогидравлики теплоносителя при численном решении осуществляется по частично-явной схеме - вначале решается задача отыскания теплогидравлических параметров теплоносителя при использовании значений температуры поверхности стенки и коэф-

фициента теплоотдачи, определенных для предыдущего временного слоя, а затем находится распределение температуры в стенке по полученным граничным условиям.

Поле температуры в цилиндрических стенках в одномерных компонентах циркуляционного контура отыскивается путем численного решения уравнения теплопроводности

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \left[\frac{\partial}{\partial r} \left(r \lambda \frac{\partial T}{\partial r} \right) + q_v \right] \quad (3.208)$$

при граничных условиях на внутренней ($r = r_1$) и наружной ($r = r_2$) поверхностях

$$-\Lambda \frac{\partial T}{\partial r} \bigg|_{r=r_1, r_2} = \pm [\alpha_{wl}(T_l - T_w) + \alpha_{wg}(T_g - T_w)]. \quad (3.208a)$$

Температуры «плоских» конструктивных элементов циркуляционного контура, таких как опорная плита, стенки опускной камеры и т.п., рассчитываются на основании метода сосредоточенных параметров, для чего используется конечно-разностное выражение

$$T^{n+1} = \frac{\frac{\rho c_p}{\Delta t} \bar{\delta} T^n - \alpha_{wl}(f_t T^n - T_l^{n+1}) - \alpha_{wg}(f_t T^n - T_g^{n+1})}{\frac{\rho}{\Delta t} \bar{\delta} + f_{ss}(\alpha_{wl} + \alpha_{wg})}, \quad (3.209)$$

где $\bar{\delta} = m/(2\rho A)$ - эффективная толщина элемента, имеющего массу m и площадь поверхности A . В нестационарном режиме $f_{ss} = 0$, $f_t = 1$, в стационарном $f_{ss} = 1$, $f_t = 0$.

Распределение температуры в ТВЭЛ АкЗ реактора описывается для среднего по сегменту зоны элемента двухмерным дифференциальным уравнением теплопроводности

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{2} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \lambda \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q_v \quad (3.210)$$

при последующих граничных условиях:

тепловой изоляции на верхнем ($z = z_2$) и нижнем ($z = z_1$) концах ТВЭЛ

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \bigg|_{z=z_1, z_2} = 0;$$

симметрии на оси ($r = 0$)

$$\frac{\partial T}{\partial r} \bigg|_{r=0} = 0;$$

теплообмене на внутренней ($r = r_1$) и наружной ($r = r_2$) поверхностях газового зазора и на наружной поверхности оболочки ($r = r_0$)

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=r_1, r_2, r_0} = \alpha_{1,2,w} (T_{r_1, r_2, w} - T_{r_1, r_2, l}),$$

где $\alpha_2 = \alpha_1 (r_1/r_2)$.

Конечно-разностная аппроксимация уравнения (3.210) осуществляется по координате r по неявной схеме, а по координате z - по явной схеме.

Процедура численного решения задачи включает в себя специальный алгоритм, позволяющий достаточно надежно рассчитывать распределение температуры в ТВЭЛ в окрестностях движущегося фронта повторного увлажнения стенки на стадии работы САОЗ ЯР. Специфика этой области - весьма большие изменения температуры и теплового потока на малом участке $\Delta z \approx 1$ мм по оси канала. Если при численном решении задачи разность значений температуры ΔT в соседних узлах сетки превысит заданное значение $\Delta T_{\max}$, то между этими узлами добавляется определенное число вспомогательных узлов, приводящих к сгущению расчетной сетки в данной области. После прохождения фронта повторного увлажнения и снижения разности температур ниже заданного значения $\Delta T_{\min}$ вспомогательные узлы исключаются.

Эффективный коэффициент теплообмена через газовый зазор определяется суммой трех компонент: теплопроводностью газового зазора, тепловым контактом топлива и оболочки ТВЭЛ, лучистым переносом тепла, так что

$$\alpha_1 = \alpha_g + \alpha_c + \alpha_r, \quad (3.211)$$

где $\alpha_g = \lambda_g / [(r_2 - r_1) + \delta]$ (здесь $\delta = 4,4 \cdot 10^{-6}$ характеризует шероховатость поверхностей топлива и оболочки); $\alpha_c = 0$; $\alpha_r = c_0 \varepsilon_r (T_f^n - T_c^n) / (T_f - T_c)$; c_0 - константа Больцмана; T_f , T_c , ε_f , ε_c - температуры и коэффициенты теплового излучения топлива и оболочки соответственно;

$$\varepsilon_r = \left[\frac{1}{\varepsilon_f} + \frac{r_f}{r_c} \left(\frac{1}{\varepsilon_c} - 1 \right) \right]^{-1}$$

- приведенный коэффициент теплового излучения системы «топливо - оболочка».

Газовый зазор $\Delta r = r_2 - r_1$ определяется с учетом термической деформации топлива и оболочки ТВЭЛ по соотношению (рис. 3.5)

$$\begin{aligned} r_2 - r_1 = (r_2 - r') + \frac{2\beta_c r_2}{r_0^2 - r_2^2} \int_{r_2}^{r_0} T_c r dr - \frac{2\beta_f}{r'} \int_0^{r'} T_f r dr - \\ - (r_1 - r') \left[1 - \frac{\beta_f}{r_1 - r'} \int_r^{r_1} T_f r dr \right], \end{aligned} \quad (3.212)$$

где r' - радиус границы нетреснувшего топлива; $\beta_o, \beta_f, T_o, T_f$ - коэффициенты термического расширения и температуры оболочки и топлива соответственно. Распределение температуры T_f в топливе предполагается параболическим:

$$T_f = T_o + (T_1 - T_o)r^2/r_1^2,$$

а в оболочке - линейным:

$$T_c = \frac{(T_w - T_2)(r - r_2)}{r_o - r_2} + T_2.$$

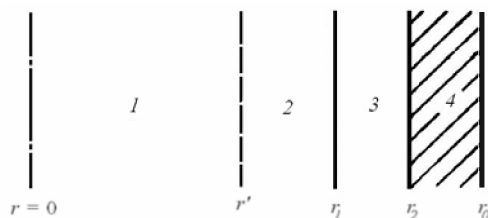


Рис. 3.5. Расчетная схема ТВЭЛ: 1 - не поврежденное топливо; 2 - поврежденное топливо; 3 - газовый зазор; 4 - оболочка.

Мощность источника тепла q_v может определяться как тепловыделением в результате ядерных реакций или пропускания электрического тока, так и тепловыделением при экзотермической пароциркуниевой реакции.

В последнем случае используется выражение

$$q_v = 6,45 \cdot 10^6 m_{Zr}^* [\Delta t / (r_o^2 - r_2^2) \pi]^{-1}, \quad (3.213)$$

где m_{Zr}^* - масса циркония, приходящегося на единицу длины ТВЭЛ и прореагировавшего на одном шаге по времени Δt :

$$m_{Zr}^* = \rho_{Zr} \pi [(r^n)^2 - (r^{n+1})^2]; \quad (3.214)$$

здесь

$$r^{n+1} = r_o - [(r^n)^2 + 2(A/C) \Delta t \exp(-B/T)]^{1/2};$$

$$A = 16,8 \text{ кг}^2/(\text{м}^4 \cdot \text{с}); \quad B = 2,007 \cdot 10^4 \text{ К}; \quad C = (0,35 \rho_{Zr})^2.$$

Реализованное в ТГРК TRAC описание нестационарных ТГП в теплоносителе и тепловых процессов в конструкционных элементах позволяет проводить детальный улучшенный анализ развития аварийных ситуаций на всех стадиях, в частности для аварии с потерей теплоносителя - на стадиях нормальной работы, истечения теплоносителя, разогрева АкЗ (с учетом пароциркуниевой реакции), повторного заполнения нижней камеры ЯР (с эффектами уноса и сепарации фаз, байпасирования потока теплоносителя, встречного движения фаз в опускной трубе и т.п.), повторного увлажнения поверхности твэлов, движения фронтов смачивания при заливах снизу и сверху, аварийного расхолаживания ЯР и т.д.

ТГРК «Канал». Эта программа приводится в качестве примера ТГРК, базирующихся на негомогенном, неравновесном описании двухфазного потока

и предназначенных для улучшенного детального анализа нестационарной теплогидравлики в отдельных наиболее важных элементах циркуляционного контура ЯР на основе граничных условий, полученных из обобщенных расчетов по интегральным программам с существенно более простым описанием физики протекающих процессов.

Основная система уравнений. При составлении основной системы дифференциальных уравнений математической модели теплогидравлики двухфазного потока ТГРК «Канал» преследовалась цель получения гиперболической системы уравнений, позволяющей достаточно полно учесть эффекты неомогенности потока.

Полный учет эффектов неомогенности в рамках двухскоростного представления двухфазного потока с одинаковым давлением фаз всегда приводит к негиперболичности основной системы дифференциальных уравнений модели и тем самым к нефизичности математического описания протекающих ТГП и трудностям, возникающим при численном решении задачи.

Переход к упрощенному описанию эффектов неомогенности потока путем введения эмпирических корреляций для разности скоростей фаз в рамках модели двухфазного потока со скольжением не решает проблемы, так как основная система дифференциальных уравнений такой модели при некоторых режимных параметрах также теряет гиперболичность. Более того, для данной модели характерна неадекватная, сильная зависимость решения от не определяемых в экспериментах значений производных от скорости скольжения по параметрам потока. Тем самым как характеристические направления системы уравнений модели, так и ее решение весьма существенно зависят от вида корреляций, используемых для описания скольжения фаз.

Модификация основной системы уравнений математической модели нестационарной теплогидравлики двухфазного потока со скольжением фаз, была призвана в значительной мере устранить неадекватное влияние выбора эмпирической корреляции для скорости скольжения и получить гиперболическую систему уравнений. Такая модификация модели двухфазного потока со скольжением фаз связана, во-первых, с пренебрежением эффектами скольжения фаз в уравнениях, описывающих распространение возмущений со скоростями $w_m \pm a_m$, где a_m – скорость звука в двухфазной смеси. Скольжение фаз в этих уравнениях оказывает несущественное влияние на конечный результат. Кроме того, в уравнениях, описывающих распространение паросодержания φ и перенос энтальпий фаз i_k , члены, содержащие производные от скорости скольжения фаз, сравнительно малы и ими можно либо пренебречь, либо отнести их к известным членам правых частей (например, взяв их значения с предыдущего шага по времени при численном решении задачи).

В результате была получена следующая система уравнений, представляющих собой основную систему дифференциальных уравнений математической модели нестационарной термогидравлики неомогенного, неравновесного двухфазного потока ТГРК «Канал» [26]:

$$\left. \begin{aligned}
 \frac{\partial w_m}{\partial t} + w_m \frac{\partial w_m}{\partial z} + \frac{1}{\rho_m} \frac{\partial p}{\partial z} &= C_1; \\
 \frac{\partial p}{\partial t} + w_m \frac{\partial p}{\partial z} + \overline{\rho a}^2 \frac{\partial w_m}{\partial z} &= C_2; \\
 \frac{\partial \varphi}{\partial t} + w_\varphi \frac{\partial \varphi}{\partial z} + \frac{w_R}{\widetilde{\rho a}^2} \frac{\partial p}{\partial z} + h \frac{\partial w_m}{\partial z} &= C_3; \\
 \frac{\partial h_g}{\partial t} + w_g \frac{\partial h_g}{\partial z} + \frac{w_R \overline{\rho a}^2}{\rho_g} \frac{\partial \varphi}{\partial z} + \frac{\tilde{w} - w_m}{\rho_g} \frac{\partial p}{\partial z} + \frac{\overline{\rho a}^2}{\rho_g} \frac{\partial w_m}{\partial z} &= C_4; \\
 \frac{\partial h_l}{\partial t} + w_l \frac{\partial h_l}{\partial z} + \frac{w_R \overline{\rho a}^2}{\rho_l} \frac{\partial \varphi}{\partial z} + \frac{\tilde{w} - w_m}{\rho_l} \frac{\partial p}{\partial z} + \frac{\overline{\rho a}^2}{\rho_l} \frac{\partial w_m}{\partial z} &= C_5,
 \end{aligned} \right\} \quad (3.215)$$

Или в векторном виде

$$\frac{\partial u}{\partial t} + A \frac{\partial u}{\partial z} = C, \quad (3.216)$$

где $u \{w_m, p, \varphi, h_g, h_l\}$ - вектор неизвестных, а матрицы A и C соответственно равны

$$A = \left(\begin{array}{ccccc}
 w_m & \frac{1}{\rho_m} & 0 & 0 & 0 \\
 \overline{\rho a}^2 & w_m & 0 & 0 & 0 \\
 h & \frac{w_R}{\widetilde{\rho a}^2} & w_\varphi & 0 & 0 \\
 \frac{\overline{\rho a}^2}{\rho_g} & \frac{\tilde{w} - w_m}{\rho_g} & \frac{w_R \overline{\rho a}^2}{\rho_g} & w_g & 0 \\
 \frac{\overline{\rho a}^2}{\rho_l} & \frac{\tilde{w} - w_m}{\rho_l} & \frac{w_R \overline{\rho a}^2}{\rho_l} & 0 & w_l
 \end{array} \right) \quad (3.217)$$

$$C = \left\{ \begin{array}{l} -\frac{1}{\rho_m} \sum_k \tau_{kw} + (g_z + B_z) \\ \overline{\rho a^2} \sum_k \frac{f_k}{\rho_k} \\ \left(\frac{f_k}{\rho_k} \frac{\rho_g a_g^2}{\varphi} - \frac{f_l}{\rho_l} \frac{\rho_l a_l^2}{1-\varphi} \right) / \widetilde{\rho a^2} \\ \frac{d_g}{\varphi \rho_g} + \frac{\overline{\rho a^2}}{\rho_g} \sum_k \frac{f_k}{\rho_k} \\ \frac{d_l}{(1-\varphi) \rho_l} + \frac{\overline{\rho a^2}}{\rho_g} \sum_k \frac{f_k}{\rho_k} \end{array} \right\} \quad (3.218)$$

где

$$w_\varphi = \frac{\overline{\rho a^2 w}}{\widetilde{\rho a^2}}; \quad \widetilde{w} = \overline{\rho a^2} \sum_k \frac{\varphi_k w_k}{\rho_k a_k^2}; \quad (\overline{\rho a^2})^{-1} = \sum_k \frac{\varphi_k}{\rho_k a_k^2};$$

$$\widetilde{\rho a^2} = \sum_k \frac{\rho_k a_k^2}{\varphi_k}; \quad \overline{\rho a^2 w} = \sum_k \rho_k a_k^2 w_k / \varphi_k;$$

$$a_k^{-2} = \frac{\partial \rho_k}{\partial p} + \frac{1}{\rho_k} \frac{\partial \rho_k}{\partial h_k};$$

$$h = \frac{\rho_g a_g^2 - \rho_l a_l^2}{\widetilde{\rho a^2}}; \quad f_k = \Gamma_k - \frac{1}{\rho_k} \frac{\partial \rho_k}{\partial h_k} d_k;$$

$$d_k = q_{ki}^* + q_{kw}^* + \tau_{kw}^* w_k + \Gamma_k \quad (h_{ks} - h_k), \quad k = l, g.$$

Система пяти дифференциальных уравнений (3.215) или (3.216) имеет характеристические направления

$$\lambda_1 = w_m - a_m; \quad \lambda_2 = w_m + a_m; \quad \lambda_3 = w_\varphi; \quad \lambda_4 = w_g; \quad \lambda_5 = w_l$$

и всегда гиперболична.

Замыкающие соотношения. Для замыкания основной системы дифференциальных уравнений машинной программы «Канал» необходима система соотношений, включающая уравнение состояния фаз $\rho_{k.} = \rho_k(p, h_k)$ и формулы для описания: скорости скольжения w_R ; касательного напряжения на стенке канала τ_{kw}^* межфазных тепловых потоков q_{ki}^* , тепловых потоков от стенок канала к фазам q_{kw}^* ; интенсивности генерации паровой фазы Γ_k .

В основу системы замыкающих соотношений ТГРК «Канал» положена система замыкающих ТГРК TRAC со следующими модификациями.

1. В качестве карты режимов двухфазного потока может использоваться как упрощенная карта режимов, так и более современная, предложенная в [73].

2. Скорость скольжения для эмульсионного режима двухфазного потока рассчитывается при значении опытной константы $C = 1,05$.

3. Площадь межфазной поверхности при пузырьковом режиме двухфазного потока может определяться как на основе выбора критического значения числа Вебера, так и путем определения числа центров парообразования N_b по эмпирической формуле, приведенной в работе [1].

4. Для дисперсно-кольцевого потока расходная доля жидкости, содержащейся в виде капель, диспергированных в паровом ядре, определяется по соотношениям, полученным на основе обобщения результатов систематических экспериментальных исследований распределения влаги при дисперсно-кольцевой структуре потока в необогреваемых и обогреваемых каналах.

5. При расчете интенсивности межфазного теплообмена для пузырькового режима двухфазного потока используются соотношения, учитывающие влияние перегрева пузырька, его относительной скорости, а также объемной концентрации пузырьков [1].

6. С целью уточнения расчета силы трения двухфазного потока на стенке канала используется ряд корреляций [1] для следующих режимов течения:

для пузырькового потока в режиме развитого кипения;

для пузырькового потока в режиме поверхностного кипения;

для дисперсно-кольцевого потока;

для двухфазного потока в пучке стержней.

7. При описании кризиса теплообмена различаются кризис пузырькового кипения и кризис высыхания [1]. Используются следующие корреляции:

для КТП при кризисе пузырькового кипения;

для граничного паросодержания при кризисе высыхания;

для КТП и граничного паросодержания в пучках стержней.

для расчета температуры стенки при минимальном стабильном пленочном кипении.

9. С целью уточнения расчета теплового потока от стенки канала к паровой фазе при закризисном теплообмене в пучках используются поправочные множители.

10. При описании интенсивности парообразования для всех режимов теплообмена учитываются доли тепловых потоков на стенке, идущие на фазовый переход.

11. Коэффициент теплоотдачи от стенки к пару при пленочном кипении может быть рассчитан по следующим соотношениям [1]:

$$\alpha_{wg}^{fbm} = \max(\alpha^f, \alpha^n, \alpha^c); \quad (3.219)$$

$$\alpha^f = 0,425 \left[\frac{\lambda_g^3 g^{3/2} (\rho_l - \rho_g)^{3/2} \tilde{r}}{\mu_g \sigma (T_w - T_s)} \right]^{0,25} [1 + 0,025(T_s - T_l)](1 - \varphi) \frac{T_w - T_s}{T_w - T_g}; \quad (3.220)$$

$$\alpha^n = 3,66 \lambda_g / D^*; \quad (3.221)$$

$$\alpha^c = 0,0833 \lambda_{gw} / D^* (\rho_g w_g D^* / \mu_{gw})^{0,877} \text{Pr}_{gw}^{0,611}, \quad (3.222)$$

где

$$\tilde{r} = r[1 + 0,4c_{pg}(T_w - T_s)/r]^2; \quad D^* = D(1 - \sqrt{1 - \varphi}).$$

Методика численного решения. В ТГРК для улучшенного детального расчетного анализа нестационарных ТГП в отдельных, наиболее важных элементах циркуляционного контура ЯР целесообразно применять по возможности более точные методы численного решения.

Из этих соображений для ТГРК «Канал» была выбрана методика конечно-разностного решения, базирующаяся на представлении системы дифференциальных уравнений модели в характеристический форме.

Характеристическая форма системы уравнений (3.215) и (3.216) имеет вид

$$\beta \frac{\partial y}{\partial t} + \Lambda \beta \frac{\partial y}{\partial z} = \beta C, \quad (3.223)$$

где Λ - диагональная матрица, составленная из характеристических чисел (3.219) матрицы A системы (3.216). Компоненты матрицы $\beta = T^{-1}$ равны

$$\begin{aligned} \beta_{11} &= 1; \quad \beta_{12} = -1/(\rho_m a_m); \quad \beta_{13} = \beta_{14} = \beta_{15} = 0; \\ \beta_{21} &= 1; \quad \beta_{22} = -1/(\rho_m a_m); \quad \beta_{23} = \beta_{24} = \beta_{25} = 0; \\ \beta_{31} &= -(b_{32} + b_{31})/2; \quad \beta_{32} = -[1/(2\rho_m a_m)](b_{32} - b_{31}); \\ \beta_{33} &= 1; \quad \beta_{34} = \beta_{35} = 0; \\ \beta_{41} &= \frac{b_{32}b_{43} - b_{42} + b_{31}b_{43} - b_{41}}{2}, \\ \beta_{42} &= \frac{b_{32}b_{43} + b_{31}b_{43} - b_{42} + b_{41}}{2\rho_m a_m}, \\ \beta_{43} &= -b_{43}; \quad \beta_{44} = 1; \quad \beta_{45} = 0; \\ \beta_{51} &= \frac{b_{32}b_{53} - b_{52} + b_{31}b_{53} - b_{51}}{2}, \end{aligned}$$

$$\beta_{52} = \frac{b_{32}b_{53} - b_{52} + b_{31}b_{53} + b_{51}}{2\rho_m a_m};$$

$$\beta_{53} = -b_{53}; \quad \beta_{54} = 0; \quad \beta_{55} = 1,$$

где элементы матрицы В равны

$$b_{11} = 1; \quad b_{12} = 1; \quad b_{13} = b_{14} = b_{15} = 0;$$

$$b_{21} = -\rho_m a_m; \quad b_{22} = \rho_m a_m; \quad b_{23} = b_{24} = b_{25} = 0;$$

$$b_{31} = \frac{\rho_m a_m a_{32}}{w_\varphi - w_m + a_m}; \quad b_{32} = \frac{a_{31} + \rho_m a_m a_{32}}{w_\varphi - w_m - a_m};$$

$$b_{33} = 1; \quad b_{34} = b_{35} = 0;$$

$$b_{41} = \frac{a_{41} - \rho_m a_m a_{42} - a_{43}(\rho_m a_m a_{32} - a_{31})/(w_\varphi - w_m + a_m)}{w_g - w_m + a_m};$$

$$b_{42} = -\frac{a_{41} + \rho_m a_m a_{42} - a_{43}(a_{31} + \rho_m a_m a_{32})/(w_\varphi - w_m - a_m)}{w_g - w_m - a_m};$$

$$b_{43} = a_{43}/(w_g - w_\varphi); \quad b_{44} = 1; \quad b_{45} = 0;$$

$$b_{51} = -\frac{a_{51} - \rho_m a_m a_{52} - a_{53}(\rho_m a_m a_{32} - a_{31})/(w_\varphi - w_m + a_m)}{w_l - w_m + a_m};$$

$$b_{52} = \frac{a_{51} + \rho_m a_m a_{52} - a_{53}(a_{31} + \rho_m a_m a_{32})/(w_\varphi - w_m - a_m)}{w_l - w_m - a_m};$$

$$b_{53} = -a_{53}/(w_l - w_\varphi); \quad b_{54} = 0; \quad b_{55} = 1;$$

Здесь a_{ij} - элемент матрицы А.

Дальнейший алгоритм численного решения совпадает с известным.

3.1.2. Сопоставление расчетных и экспериментальных данных

Достоверность результатов расчетного описания характеристик ТГП для двухфазных потоков в каналах в стационарных и нестационарных режимах с помощью моделей для улучшенного анализа должна оцениваться главным образом на основании сопоставления с опытными данными, причем в тех ус-

ловиях, для которых предназначен соответствующий ТГРК. Основной объем сопоставлений расчетов по ТГРК «Канал» проводился с опытными данными, полученными для труб.

Оценка достоверности описания рассмотренной выше математической моделью эффектов, в первую очередь неравновесности двухфазного потока, а также его негомогенности, проведена для случаев заведомо неравновесного состояния двухфазной смеси в стационарных условиях. Рис. 3.6 иллюстрирует хорошее согласование расчетных результатов по такому чувствительному к модели параметру, как истинное объемное паросодержание φ с известными опытными данными для неравновесного кипения недогретой жидкости.

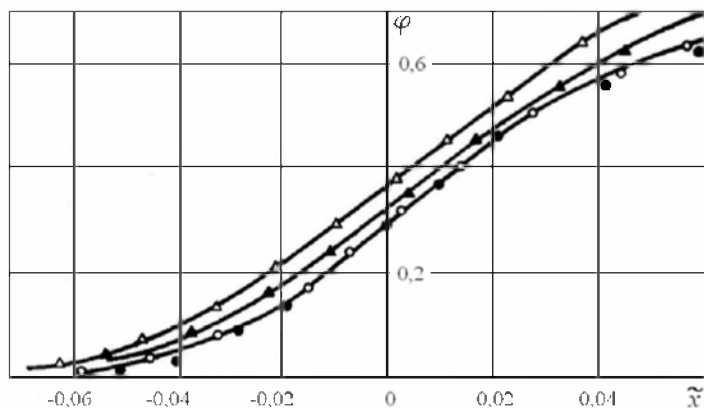
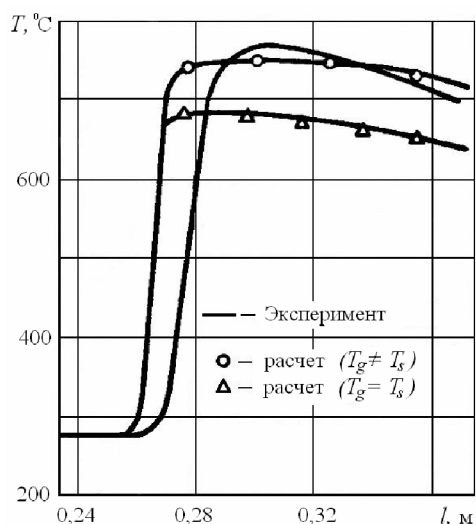


Рис. 3.6. Сопоставление экспериментального и расчетного истинного объемного паросодержания при различных способах учета негомогенности потока: Δ - квазигомогенная модель; $\blacktriangle$ - учет скольжения в замыкающих соотношениях; $\circ$ - негомогенная модель ТГРК «Канал»; $\bullet$ - экспериментальные данные.



Достаточно удовлетворительное согласование опытных и расчетных значений температуры стенки канала и места возникновения кризиса теплообмена (рис. 3.7) получено для канала, находящегося в режиме закризисной теплоотдачи и исследованного Беннетом.

Рис. 3.7. Расчетное и экспериментальное распределения температур стенки по длине канала в закризисном режиме (по данным Беннета).

В нестационарных условиях «классическим» является сопоставление результатов расчетов по тем или иным моделям с опытными данными, полученными для истечения вскипающей среды из необогреваемой горизонтальной трубы длиной 4 м и диаметром 73 мм, заполненной несколько недогретой до температуры насыщения водой ($p_0 = 7$ МПа, $T_0 = 240$ °С). ТГРК «Канал» достаточно хорошо описывает кривую изменения давления в трубе, в том числе и неравновесный участок «провала» давления ниже давления насыщения (рис. 3.8).

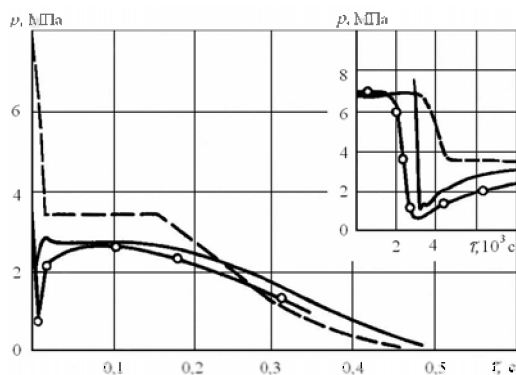


Рис. 3.8. Расчетные и экспериментальные давления вблизи заглушённого конца канала при истечении вскипающей воды: — - ТГРК "Канал"; $\circ$ - эксперимент; - - - - гомогенная равновесная модель.

Результаты расчетов были также сопоставлены с известными данными систематических исследований теплогидравлических характеристик нестационарного пароводяного потока высокого давления в трубе диаметром 13 мм и длиной 2500 мм при быстрых и глубоких возмущениях мощности обогрева и расхода теплоносителя. Опыты проводились в следующих диапазонах параметров: начальное давление 5 - 8 МПа; массовый расход 1000 - 2000 кг/(м²·с); недогрев на входе 50 - 150 К; мощность электрообогрева 80 - 170 кВт; скорости изменения тепловой мощности - до 300 кВт/с и массового расхода теплоносителя - до 5 10^3 кг/(м²·с).

На рис. 3.9 - 3.12 представлены результаты сопоставления для случаев возрастания тепловой нагрузки (3.9), сброса тепловой нагрузки (3.10), резкого уменьшения расхода теплоносителя (3.11) и увеличения расхода (3.12).

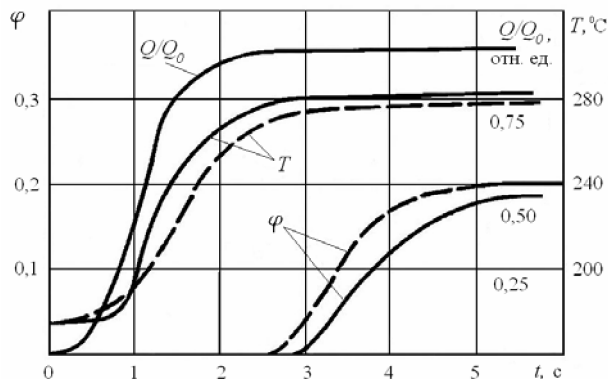


Рис. 3.9. Экспериментальные и расчетные значения параметров для опыта с набросом тепловой нагрузки до Q_0 (при $T_{вх} = 194$ °С; $G_0 = 0,258$ кг/с; $p_0 = 7,05$ МПа; $Q_0 = 130$ кВт): - - - - расчет; — - эксперимент.

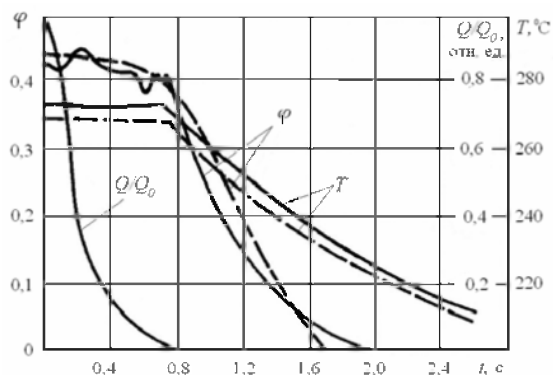


Рис. 3.10. Экспериментальные и расчетные значения параметров для опыта с падением тепла (при $T_{\text{ex}} = 192,7^\circ\text{C}$; $G_0 = 0,184$ кг/с; $p_0 = 6,1$ МПа; $Q_0 = 78$ кВт): - - - - - расчет; — - эксперимент.

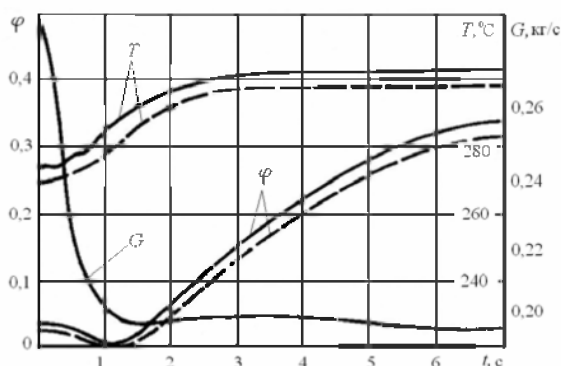


Рис. 3.11. Экспериментальные и расчетные значения параметров при проведении опытов с падением расхода теплоносителя (при $T_{\text{ex}} = 193^\circ\text{C}$; $G_0 = 0,229$ кг/с; $p_0 = 6,9$ МПа; $Q_0 = 86,3$ кВт): — - эксперимент; - - - - - расчет.

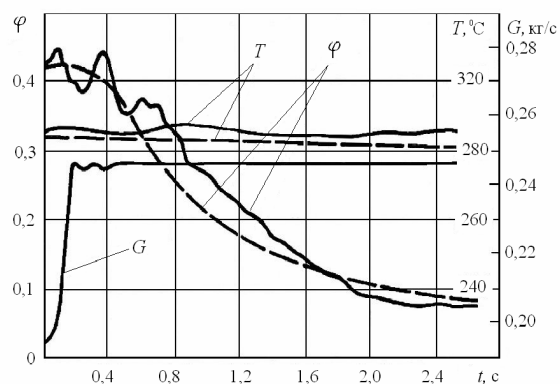


Рис. 3.12. Экспериментальные и расчетные значения параметров для опыта с увеличением расхода теплоносителя (при $T_{\text{вх}} = 188^\circ\text{C}$; $G_0 = 0,197$ кг/с; $p_0 = 7,04$ МПа; $Q_0 = 99,86$ кВт): — - эксперимент; - - - - - расчет.

Одним из важных параметров, характеризующих ТГП в двухфазном потоке в нестационарных режимах, является время наступления кризиса теплообмена. Проведено сопоставление результатов расчетов по ТГРК «Канал» с известными данными систематических экспериментальных исследований кризиса теплообмена в нестационарных режимах, которые ранее сопоставлялись с результатами расчетов по равновесной модели потока со скольжением фаз.

Эксперименты проводились на различных электрообогреваемых трубах: длиной 1,83 м, внутренним диаметром 9 мм и толщиной стенки 2,4 мм; длиной 3,66 м, внутренним диаметром 10,8 мм и толщиной стенки 2 мм. Опыты на первом участке проводились при скачкообразном увеличении тепловыделения в стенке, на втором - при экспоненциальном падении расхода воды на входе в канал. Момент наступления кризиса теплообмена определялся с помощью дифференциальной термопары, имеющей высокие чувствительность и быстродействие.

Иллюстрируемое рис. 3.13 и 3.14 сопоставление опытных и расчетных данных показывает, что в рамках рассматриваемой неравновесной модели теплогидравлики нестационарного двухфазного потока со скольжением фаз и при использовании мгновенной локальной гипотезы кризиса теплообмена в нестационарных условиях расчетные предсказания времени возникновения кризиса теплообмена вполне реалистичны, причем в большей степени, чем при применении модели равновесного потока со скольжением фаз.

Приведенные выше сопоставления расчетных и опытных данных позволяют заключить, что лежащие в основе ТГРК нового поколения для улучшенного детального анализа нестационарных ТГП негомогенные неравновесные математические модели позволяют получить вполне реалистичное и подробное описание поведения энергетического оборудования в нестационарных режимах.

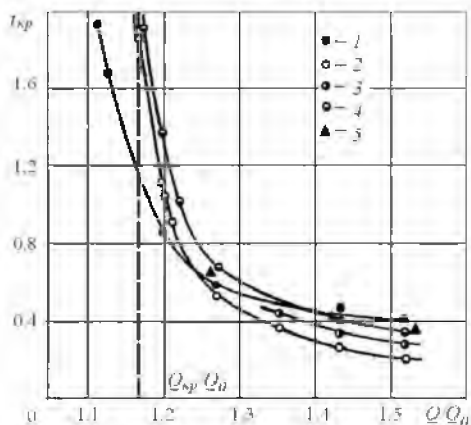


Рис. 3.13. Экспериментальные и расчетные значения времени возникновения кризиса теплоотдачи в опытах с набросом тепловой нагрузки от Q_0 до Q : 1 - эксперимент; 2, 3 - расчет по известным моделям; 4, 5 - расчет по ТГРК «Канал» при различных методах определения КТП.

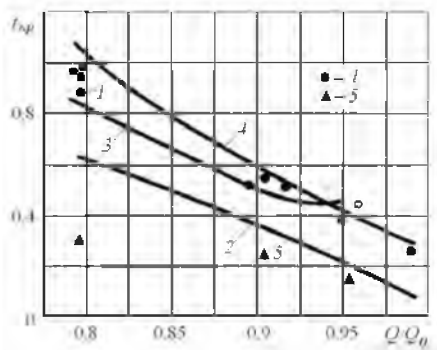


Рис. 3.14. Экспериментальные и расчетные значения времени возникновения кризиса теплоотдачи в опытах с падением расхода теплоносителя при различных уровнях тепловой нагрузки Q : 1 - эксперимент; 2, 3 - расчет; 4 - по ТГРК «Канал» при различных методах определения КТП.

Об этом свидетельствуют также результаты сравнения расчетов по другим моделям данного класса с опытными данными, полученными как на небольших лабораторных установках, так и на крупных интегральных стендах, моделирующих циркуляционные контуры ЯР. Конечная цель разработки и последующего тестирования ТГРК нового поколения - получение достоверной априорной расчетной информации о поведении ЯР и его оборудования в нестационарных эксплуатационных и аварийных режимах - требует системного подхода при постановке необходимых экспериментальных исследований. Необходимость такого подхода диктуется как далеко недостаточной изученностью весьма обширной совокупности сложных физических процессов, протекающих в циркуляционном контуре ЯР в нестационарных режимах, так и практической невозможностью экспериментальных исследований поведения оборудования ЯР в таких режимах в натуральных условиях.

Соответствующая система экспериментальных установок должна включать разные по сложности и масштабу установки, которые можно условно разделить на следующие три группы:

стенды для достаточно фундаментального изучения закономерностей отдельных физических процессов с целью уточнения корреляций, образующих систему замыкающих соотношений математических моделей;

установки, с той или иной степенью полноты моделирующие совокупность физических процессов, протекающих в различных элементах циркуляционного контура реактора на разных стадиях нестационарных режимов;

интегральные стенды, объединяющие модели основных элементов циркуляционного контура ЯР и воспроизводящие тем самым поведение всего циркуляционного контура ЯР в нестационарных режимах.

К настоящему времени научными центрами и промышленными фирмами различных стран созданы основы таких систем стендов и проводятся широкие программы работ по анализу адекватности и совершенствованию ТГРК нового поколения для описания нестационарных ТГП в циркуляционных контурах ЯР в нестационарных эксплуатационных и аварийных режимах, в особенности это относится к ТГРК TRAC и RELAP-5.

Сравнение опытных и расчетных данных может носить различный характер в зависимости от поставленных целей.

Определенный набор экспериментальных результатов, представительных для соответствующих классов нестационарных режимов, может быть использован для «настройки» ТГРК путем подбора наилучших корреляций и выбора значений опытных констант в системе замыкающих соотношений математической модели программы.

Данные других экспериментов служат при этом для анализа достоверности априорных расчетов по соответствующему ТГРК. Весьма желательно при этом соблюсти «двойную априорность» расчетов, обеспечивающую достаточную объективность анализа адекватности ТГРК. Под «двойной априорностью» в данном случае понимается следующее:

расчеты должны быть проведены до ознакомления с экспериментальными данными;

не должно быть информации о других экспериментах, выполненных ранее на той же опытной установке;

входные данные для ТГРК должны подготавливаться лишь на основании чертежей и описания установки.

В качестве иллюстрации можно привести несколько типичных сопоставлений расчетов по ТГРК TRAC и RELAP-5 с опытными результатами, полученными на экспериментальных установках второй группы.

В рамках моделирования совокупности нестационарных ТГП, характерных для стадии истечения аварии с потерей теплоносителя, на ряде экспериментальных установок были выполнены исследования истечения вскипающего теплоносителя из труб. В частности, на установке Super-Canor (Франция) изучалось нестационарное истечение вскипающей воды при $p = 15$ МПа из закрытой с одного конца горизонтальной трубы внутренним диаметром 0,1 м и длиной 4,389 м. В опытах варьировались размеры отверстия истечения и недогрев воды.

Сопоставление опытных мгновенных значений истинного объемного паросодержания на расстоянии 1,5 м от закрытого конца трубы с результатами расчета по ТГРК TRAC-P1A (рис. 3.15) показало, что при общем качественном согласовании результатов имеются заметные количественные расхождения данных на начальной стадии вскипания воды, т.е. при временах, меньших 0,2 с. Аналогичные отклонения наблюдались и по давлению в том же месте. Анализ возможных причин расхождения данных совместно с анализом сопоставления расчетов по ТГРК «Канал» с результатами подобных опытов

Эдвардса и О'Брайена (см. рис. 3.8), показал, что в уточнении нуждается используемая в ТГРК TRAC методика определения скорости генерации паровой фазы.

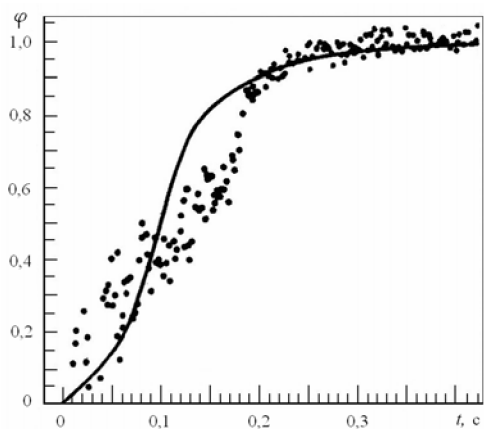


Рис. 3.15. Сопоставление опытных и расчетных значений истинного объемного паросодержания: • - опытные данные; — - расчет по ТГРК TRAC-P1A (начальная температура воды 280 °С; диаметр отверстия истечения 0,1 м).

Способности ТГРК нового поколения учитывать масштабные эффекты при расчетном анализе нестационарных ТГП на стадии истечения теплоносителя могут быть проиллюстрированы на основе экспериментов, проведенных на полномасштабной установке «Марвикен» (Швеция). В процессе этих экс-

периментов изучалось истечение воды из корпуса ЯР типа ВВЭР через патрубков внутренним диаметром до 0,5 м. Относительная длина патрубка истечения была равна трем. Начальное давление воды в корпусе составляло 4,94 МПа; начальная температура воды распределялась следующим образом: верхние слои до глубины около 6 м от начального уровня воды (16,8 м при высоте сосуда 20,3 м) нагревались до температуры насыщения. Температура нижних слоев была ниже температуры насыщения.

Как видно из рис. 3.16, для эксперимента, в котором диаметр отверстия истечения составлял 0,5 м, а недогрев воды на входе в патрубок истечения - 60 К, опытные данные весьма хорошо согласуются с результатами расчетов по ТГРК TRAC и RELAP-5, это свидетельствует о том, что оба эти ТГРК нового поколения вполне хорошо описывают масштабные эффекты при истечении вскипающего теплоносителя.

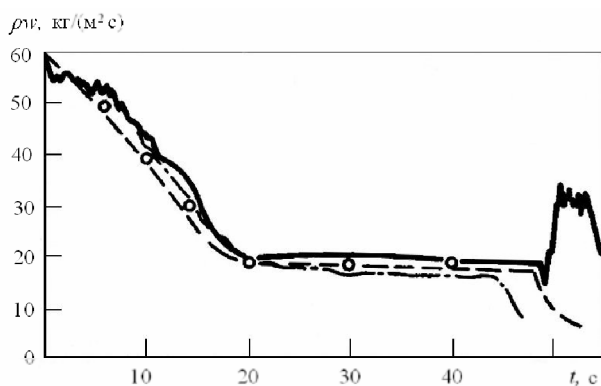


Рис. 3.16. Экспериментальные и расчетные значения удельного массового расхода при истечении воды из сосуда экспериментальной установки «Марвикен» (Швеция): — • — - измерения трубой Пито; - - - - расчет по программе TRAC; ○ - расчет по программе RELAP-5.

Достаточно большое внимание в экспериментальных исследованиях и сопоставлениях их результатов с расчетными предсказаниями уделялось совокупности ТГП при работе САОЗ ЯР.

На стадии проникновения воды САОЗ через опускную трубу в нижнюю камеру реактора и заполнения нижней камеры доминирующими являются процессы взаимодействия двух встречных потоков в опускной трубе - нисходящего тока воды САОЗ и восходящего потока пара как из АкЗ, так и образующегося на перегретых по отношению к температуре насыщения стенках опускной трубы - и связанные с ними эффекты байпасирования АкЗ водой САОЗ.

Экспериментальное моделирование совокупности этих процессов было, в частности, осуществлено на установке Creage (США). Опускная труба ЯР типа ВВЭР моделировалась кольцевым зазором шириной 0,0127 м, расположенным вокруг цилиндрического сосуда, линейные размеры которого составляли 1/15 долю соответствующих натуральных размеров. В сосуде имелись патрубки, расположенные под углом 90^0 друг к другу, и моделирующие присоединения четырех холодных ниток циркуляционных петель, три из которых выступали в роли неповрежденных петель, а одна - в роли поврежденной

петли. В процессе эксперимента вначале подавался постоянный заданный расход пара через верх сосуда. Этот пар проходил через центральную часть сосуда, нижнюю камеру и вытекал через патрубок «поврежденной» петли. Затем холодная вода, моделирующая воду САОЗ, подводилась с постоянным расходом в «неповрежденные» петли. Через некоторое время начиналось проникновение этой воды в нижнюю камеру ЯР и заполнение последней. В опытах варьировались значения интенсивности подачи и температуры холодной воды. Для каждого набора значений этих величин расход пара изменялся в диапазоне значений, соответствующих свободному проникновению воды в нижнюю камеру или полному байпасированию нижней камеры.

Рис. 3.17 иллюстрирует сопоставление расчетов по ТГПК TRAC с результатами эксперимента при расходе холодной воды $3,78 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3/\text{с}$ и температуре 339 К, что соответствует параметрам подачи воды САОЗ в ЯР. Диапазон давлений в опытах составлял 0,1 - 0,3 МПа.

Хорошее согласование опытных и расчетных значений безразмерных объемных потоков воды и пара ($j_k^* = j_k \rho_k^{0,5} [gD(\rho_l \rho_g)]^{-0,5}$, $k = l, g$) позволяет заключить, что, по крайней мере, при данном масштабе моделирования натуральных размеров ТГПК TRAC достаточно надежно описывает совокупность теп-

лофизических процессов, определяющих проникновение воды САОЗ в нижнюю камеру ЯР и заполнение ее.

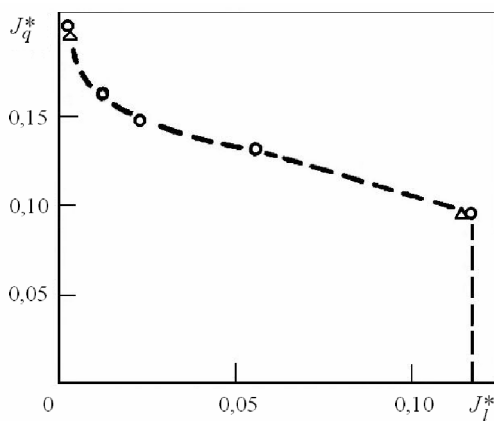


Рис. 3.17. Сопоставление экспериментальных и расчетных данных по скорости залива для экспериментальной установки Сгеаге: ----○---- - опыт; Δ - расчет по ТГПК TRAC.

Изучение этих же процессов, но при существенно большем масштабе моделирования и при более близких к реальным условиям было выполнено в рамках программы экспериментов на установке ССТФ (Япония).

Крупномасштабная экспериментальная установка ССТФ с цилиндрической моделью АкЗ была создана в соответствии с международной программой исследования эффектов многомерности процессов в различных элементах реактора, в особенности в верхней и нижней камерах.

Рабочий сосуд установки имеет высоту около 10 м, внутренний диаметр 1,084 м, кольцевой зазор опускной трубы 0,065 м, что соответствует масштабу высот 1 : 1, площадей сечений 1 : 5. АкЗ ЯР моделировали 2000 электрически обогреваемых имитаторов ТВЭЛ. При этом воспроизводились характерные для ЯР осевое и радиальное распределения энергосвечения.

Стенд имел четыре циркуляционные петли, содержащие работающие модели ПГ и шайбы, имитирующие гидросопротивление ГЦН. Масштабы длин и площадей сечений трубопроводов те же, что и экспериментального сосуда.

Специальные эксперименты были проведены с целью изучения ТГП, обуславливающих заполнение нижней камеры реактора при работе САОЗ. В этих экспериментах три циркуляционные петли, представляющие собой «неповрежденные» петли, отключались путем установки заглушки вместо имитаторов ГЦН. Подводимая мощность была равна нулю. Стенки опускной трубы предварительно нагревались до температуры выше температуры насыщения. Нижняя камера сосуда заполнялась до уровня 2 м водой, находящейся при температуре насыщения, соответствующей давлению 0,6 МПа. Открытие вентиля в «поврежденной петле» имитировало обрыв ее холодной нитки. Конечное давление в системе составляло около 0,2 МПа и соответствовало конечному давлению под 30 ЯР. Сопоставление экспериментальных и рассчитанных по ТГПК TRAC-PF1 значений давления в сосудах и доли объема нижней камеры, занимаемой жидкостью (рис. 3.18), показывает достаточно хорошее расчетное описание особенностей изменения данных параметров. Следует отметить вполне приемлемое количественное согласование моментов конца периода байпасирования АкЗ и начала заполнения нижней камеры водой САОЗ.

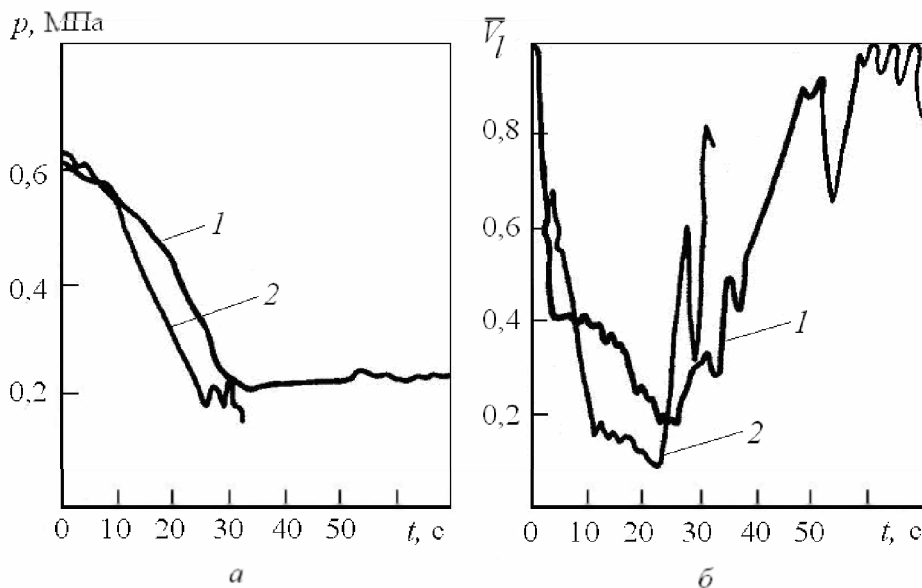


Рис. 3.18. Экспериментальные и расчетные значения давления в сосудах (а) и доли объема воды $\bar{V}_l$ в нижней камере (б) установки ССТФ: 1 - эксперимент; 2 - расчет по ТГПК TRAC.

В ряде работ отмечалось, что с помощью ТГРК типа RELAP-4 не удавалось получить реалистичные значения этого параметра. Вместе с тем в расчетах давление и количество жидкости в нижней камере в начальные моменты времени снижаются заметно быстрее, чем это имеет место в эксперименте, что требует уточнения описания в машинной программе физических процессов, определяющих поведение данных параметров. Выполненный анализ показал, что возможной причиной несовпадения опытных и расчетных результатов является недостаточно адекватное для этих условий описание процесса конденсации в области имитатора насоса, где горизонтальный поток с разделенными фазами внезапно переходит в вертикальный, что вызывает в ТГРК появление волны конденсации в отличие от эксперимента. Достоверность описания в ТГРК нового поколения совокупности ТГП, протекающих в АкЗ ЯР на стадии ее залива водой CAOЗ и повторного увлажнения поверхности ТВЭЛ иллюстрируется ниже путем сопоставления расчетных результатов по ТГРК TRAC с опытными данными, полученными на установке FLECHT (США).

АкЗ ЯР моделировалась квадратным пучком из 100 (в опытах с радиальным перекосом энерговыделения - 160) электрически обогреваемых полномасштабных имитаторов ТВЭЛ, использующих в качестве наполнителя оксид магния. Переменный шаг нихромовой спирали позволял воспроизвести аксиальный профиль энерговыделения, характерный для ЯР. Максимальная подводимая мощность составляла 1,5 МВт; давление теплоносителя до 0,4 МПа; объемный масштаб рабочего участка 1 : 300.

В экспериментах рабочий участок заполнялся водой до начала обогреваемого участка, затем подавалась мощность на имитаторы ТВЭЛ и они разогревались до заданной температуры, после чего начиналась подача воды с заданным расходом и температурой в рабочий участок и одновременно программно снижалась мощность обогрева имитаторов ТВЭЛ по закону, моделирующему кривую остаточных тепловыделений в АкЗ ЯР.

Характеристики типичных опытов и сопоставление их данных с результатами расчетов по ТГРК TRAC-P1A приведены в табл. 3.1 и 3.2.

Анализ результатов сопоставления опытных и расчетных данных показал, что для экспериментов как с высокой скоростью залива, так и с низкой скоростью залива, программа TRAC-P1A весьма хорошо предсказывает такой важный параметр, как максимальная температура оболочки ТВЭЛ.

Таблица 3.1. Исходные значения параметров в опытах FLECHT

Условный номер опыта	Давление, МПа	Входная температура жидкости, К	Скорость залива, м/с	Максимальное линейное энерговыделение, кВт/м
1	0,39	337,6	0,25	4,07
2	0,28	324,8	0,04	3,12
3	0,28	327,1	0,02	2,76

Таблица 3.2. Сопоставление опытных (FLECHT) и расчетных (TRAC) результатов в среднем сечении рабочего участка

Параметр	Опыт № 1		Опыт № 2		Опыт № 3	
	э	р	э	р	э	р
Начальная температура стенки, К	1143	1144	1144	1144	1144	1144
Максимальная температура стенки, К	1193	1190	1333	1333	1453	1449
Подъем температуры стенки, К	50	46	189	189	308	305
Время достижения максимального значения температуры стенки, с	8	6	74	40	96	80
Время увлажнения стенки, с	71	72	219	170	345	210

Примечание. э - эксперимент; р - расчет.

Для опытов с высокой скоростью залива наблюдалось и достаточно хорошее согласование данных по временным характеристикам процесса залива рабочего участка и повторного увлажнения стенок имитаторов ТВЭЛ. Однако в экспериментах с низкими скоростями залива имело место существенное расхождение данных, относящихся к этим временным характеристикам; это в дальнейшем послужило основанием для уточнения описания некоторых физических процессов (уноса жидкости, теплообмена при переходном и пленочном кипении, переноса тепла осевой теплопроводностью в стенке ТВЭЛ в зоне фронта повторного увлажнения) при разработке ТГРК TRAC-PB2, что позволило существенно улучшить согласование опытных и расчетных результатов.

Как отмечалось выше, следующая ступень анализа достоверности описания ТГРК нового поколения нестационарных ТПП в циркуляционном контуре ЯР при переходных и аварийных режимах связана с сопоставлением расчетных результатов с опытными данными, полученными на экспериментальных установках, моделирующих весь циркуляционный контур ЯР и состоящих из совокупности моделей основных элементов оборудования контура, которые часто называют интегральными установками. Естественно, что степень детальности моделирования в установке того или иного элемента оборудования циркуляционного контура определяется той ролью, какую этот элемент играет в общей картине протекания нестационарных режимов данного класса в ЯР.

К настоящему времени только для моделирования первого контура ЯР, охлаждаемых водой под давлением, в различных странах созданы значительный ряд интегральных установок различной мощности и масштаба. Характерные параметры установок, представляющих наибольший интерес для целей анализа достоверности ТГРК нового поколения приведены в табл. 3.3 (данные МАГАТЭ).

**Таблица 3.3. Характерные параметры интегральных
экспериментальных установок
для моделирования циркуляционных контуров ЯР,
охлаждаемых водой под давлением**

Название установки	Страна	Масштаб по высоте	Масштаб по объему	Мощность, кВт	Число имитаторов ТВЭЛ	Давление, МПа
BETHSY	Франция	1:1	1:100	3	420	15
FLECHT-SEI	США	1:1	1:300	1,5	160	0,4
LOBI	ЕЭС***	1:1	1:720	5	64	15
LOFT	США	1:3	1:50	50*	1400	15
PKL	ФРГ	1:1	1:135	3	340	3
PMK	Венгрия	1:1	1:2070	1	19	15
ROSA-N	Япония	1:1	1:48	10	1080	15
Semiscale	США	1:1	1:2500	2	25	15
SM-Marta	Польша	-	1:2500	1	19*	15
SPES	Италия	1:1	1:420	10	97	15
UMCP**	США	1:3	1:500	0,2	16	2

* Ядерный обогрев.

** Для визуальных наблюдений.

*** Европейское экономическое сообщество.

Наибольший опыт сопоставления опытных данных с результатами расчетов по ТГРК нового поколения накоплен для экспериментов, проведенных на интегральных установках Semiscale и LOFT. Контур циркуляции установки Semiscale (рис. 3.19) содержит модели следующих элементов циркуляционного контура ЯР: АкЗ, верхней камеры, нижней камеры, опускной трубы, главного циркуляционного насоса, компенсатора давления, ПГ двух типов, трубопроводов, пассивной и активных систем подачи воды САОЗ. Две циркуляционные петли моделируют «поврежденную» петлю и «неповрежденные» петли ЯР. Имитаторы ТВЭЛ первой модификации установки наружным диаметром 10,72 мм наполнены нитридом бора и имеют обогреваемую длину 1,68 м при общей длине 5,26 м. По длине сборки имитаторов ТВЭЛ равномерно расположены 10 дистанционирующих решеток. Тепловыделение изменяется по длине по косинусоидальному закону с коэффициентом неравномерности 1,58. В третьей модификации установки обогреваемая длина имитаторов ТВЭЛ составляет 3,66 м.

В одной из серий экспериментов на установке Semiscale моделировались процессы, протекающие на стадиях истечения теплоносителя, заполнения нижней камеры водой САОЗ и повторного увлажнения АкЗ, что соответствует МПА, вызванной двухсторонним полным обрывом холодной нитки одной из петель с последующим включением САОЗ.

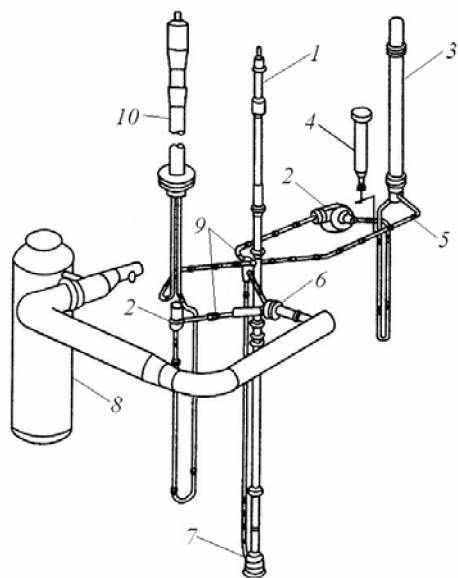


Рис. 3.19. Схема установки Semiscale: 1 - корпус; 2 - насос; 3 - ПГ (тип I); 4 - компенсатор давления; 5 - горячая нитка; 6 - узел разрыва; 7 - опускная труба корпуса; 8 - бак приема истекающего теплоносителя; 9 - холодная нитка; 10 - ПГ (тип II).

В частности, в эксперименте S-04-6 изучались процессы на первых 65 с такого нестационарного режима. В исходном стационарном режиме подводимая мощность была равна 1,44 МВт, давление 15,5 МПа, расход теплоносителя через АкЗ $8,9 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3/\text{с}$. После начала истечения теплоносителя из «поврежденной» петли подводимая электрическая

мощность снижалась по закону, соответствующему изменению остаточных тепловыделений в ЯР.

Анализ сопоставлений опытных данных с результатами расчета по ТГРК TRAC-P1A показал, что на стадии истечения теплоносителя и заполнения нижней камеры водой CAOЗ согласование температур оболочки ТВЭЛ достаточно хорошее в сечениях, близких к входу в АкЗ. В то же время в средних и верхних сечениях АкЗ наблюдается заметное расхождение данных (рис. 3.20). Дальнейший анализ позволяет заключить, что в основе расхождения данных лежит различие в моментах возникновения кризиса теплообмена в опыте и расчете, что в свою очередь свидетельствует о необходимости уточнения методики расчета расхода истекающего теплоносителя.

T_w, K

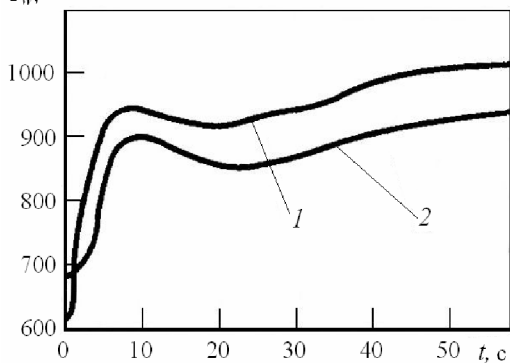


Рис. 3.20. Сопоставление экспериментальных и расчетных значений температуры оболочки ТВЭЛ в среднем сечении АкЗ при моделировании МПА на установке Semiscale (опыт S-04-6): 1 - расчет по ТГРК TRAC; 2 - эксперимент.

В опыте S-07-6, проведенном на третьей модификации установки и также относящемся к исследованию МПА, при сопоставлении опытных и расчетных данных в рассмотрение включалась и стадия повторного увлажнения АкЗ.

Как следует из рис. 3.21, ТГПК RELAP-5 достаточно хорошо предсказывает максимальные и минимальные значения температуры стенки имитатора ТВЭЛ на отрезке времени примерно до 100 с, т.е. на стадиях истечения теплоносителя, заполнения нижней камеры водой САОЗ и начала стадии повторного увлажнения стенок ТВЭЛ ($t > 45$ с). При больших временах расчетные значения температуры стенок «горячего» канала лежат ниже (примерно на 30 %), а «среднего» канала - выше (примерно на 40 %) соответствующих экспериментальных значений. В то же время среднее арифметическое расчетных значений этих температур вполне хорошо согласуется с экспериментальными данными, что позволяет предполагать в качестве одной из возможных причин расхождения опытных и расчетных данных отсутствие описания перемешивания потоков между «горячим» и «средним» каналами в ТГПК RELAP-5 в отличие от учета этого эффекта при трехмерном описании термогидравлики АкЗ в ТГПК TRAC.

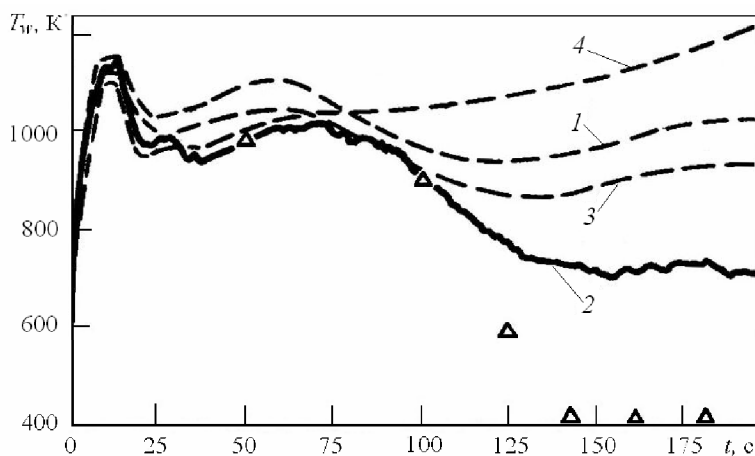


Рис. 3.21. Расчетные и экспериментальные значения температуры стенки имитатора ТВЭЛ в среднем сечении АкЗ при моделировании МПА на установке Semiscale (опыт S-07-6): 1 - эксперимент, «горячий» канал; 2 - расчет по ТГПК RELAP-5, «горячий» канал; 3 - расчет по ТГПК RELAP-5, «средний» канал; 4 - эксперимент, «средний» канал; Δ - расчет по ТГПК RELAP-4/MOD6, «горячий» канал.

Приведенные на рис. 3.21 результаты расчета температуры стенок «горячего» канала на стадии повторного увлажнения по ТГПК предыдущего поколения RELAP-4/MOD 6 в значительно большей степени (около 2,5 раза) отличаются от экспериментальных данных.

Представляет несомненный интерес анализ возможности использования ТГПК нового поколения для расчетного описания нестационарных ТГП в циркуляционном контуре ЯР при авариях с малой течью теплоносителя. Результаты такого анализа могут быть проиллюстрированы на примере сопоставления расчетов по ТГПК TRAC с данными опыта S-UT-8 из серии экспе-

риментов, проведенных на установке Semiscale с целью моделирования процессов при авариях с малой течью.

В опыте S-UT-8 исследовался нестационарный процесс, вызванный появлением в боковой стенке трубопровода холодной нитки одной из циркуляционных петель отверстия площадью 5 % номинальной, расположенного между ГЦН и входным патрубком ЯР. В исходном стационарном режиме подведенная мощность составляла 1,95 МВт, давление 15,6 МПа, расход 10,2 кг/с. ТГПК TRAC позволяет достаточно хорошо описать временные характеристики последовательности событий в опыте, за исключением времени появления уровня в АкЗ (табл. 3.4). Расчетные значения основных параметров, характеризующих ТГП, в рассматриваемом случае также вполне хорошо согласуются с опытными данными, что иллюстрируется рис. 3.22 для уровня теплоносителя в АкЗ и рис. 3.23 для температуры в оболочке имитатора ТВЭЛ в средней части АкЗ.

Таблица 3.4. Сравнение последовательности событий в опыте с расчетами по ТГПК TRAC

Событие	Время, с	
	Эксперимент	Расчет
Начало нестационарного режима	0	0
Начало выбега насоса	16	16
Закрытие задвижки питательной воды	37	37
Начало подачи воды САОЗ высокого давления	38	38
Осушение компенсатора давления	49	36
Появление уровня в АЗ	100	200
Минимальный уровень в АЗ	225	250
Начало подачи воды САОЗ из гидроаккумулятора	225	250
Достижение максимальной температуры ТВЭЛ	600	574

Наибольшей представительностью описания нестационарных ТГП в водо-водяных ЯР с помощью ТГПК нового поколения характеризуются сопоставления результатов расчета с опытными данными, полученными на интегральной установке LOFT (США). Установка (см. табл. 3.4, рис. 3.24) представляет собой крупномасштабную двухпетлевую модель циркуляционного контура ЯР, предназначенную специально для анализа достоверности различных ТГПК, разработанных для расчета нестационарных ТГП в реакторах при аварийных режимах. Наличие ядерного обогрева делает установку LOFT в достаточной степени уникальной. АкЗ имеет диаметр 0,6 и высоту 1,7 м. В установке моделируется САОЗ, состоящая из систем впрыска воды высокого и низкого давления и гидроаккумулятора.

Здесь проиллюстрированы типичные результаты сопоставления опытных данных для экспериментов, моделирующих МПА и аварию с малой течью, с расчетами по ТГПК TRAC. Аварийная ситуация, вызванная двухсторонним разрывом циркуляционного трубопровода холодной нитки одной из циркуляционных петель ЯР, моделировалась, например, в опыте L2-3 на ус-

тановке LOFT. В исходном режиме мощность ЯР установки составляла 37 МВт, давление в системе 15 МПа, расход теплоносителя 185,4 кг/с.

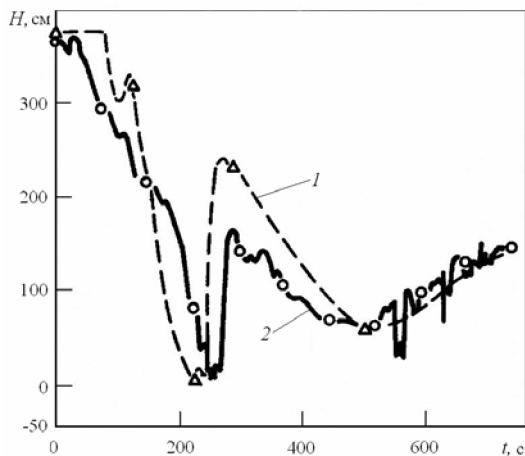


Рис. 3.22. Расчетные и экспериментальные значения уровня теплоносителя в АкЗ (H) при моделировании аварии с малой течью на установке Semiscale (опыт S-UT-8): 1 - эксперимент; 2 - расчет по ТГРК TRAC.

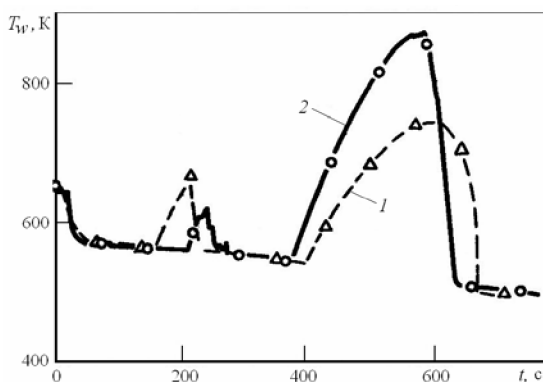


Рис. 3.23. Сравнение расчетных и экспериментальных значений температуры стенки ТВЭЛ в опыте S-UT-8: 1 - эксперимент; 2 - расчет по ТГРК TRAC.

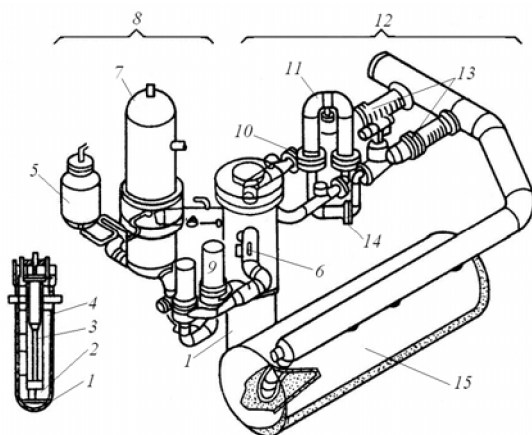


Рис. 3.24. Схема интегральной экспериментальной установки: 1 - корпус ЯР; 2 - нижняя камера; 3 - АкЗ; 4 - опускная труба; 5 - компенсатор давления; 6 - место подачи воды CAOЗ; 7 - ПГ; 8 - «неповрежденная» петля; 9 - насосы; 10 - место разрыва; 11 - имитатор ПГ; 12 - «поврежденная» петля; 13 - быстродействующий клапан; 14 - имитатор насоса; 15 - бак приема истекающего теплоносителя.

Как следует из рис. 3.25, ТГПК TRAC-P1A с использованием корреляции Илойже для минимальной температуры устойчивого пленочного кипения достаточно хорошо качественно и приемлемо количественно описывает поведение температуры оболочки ТВЭЛ в зоне максимального энерговыделения на стадиях истечения теплоносителя, заполнения нижней камеры ЯР водой CAO3 и повторного увлажнения стенок ТВЭЛ.

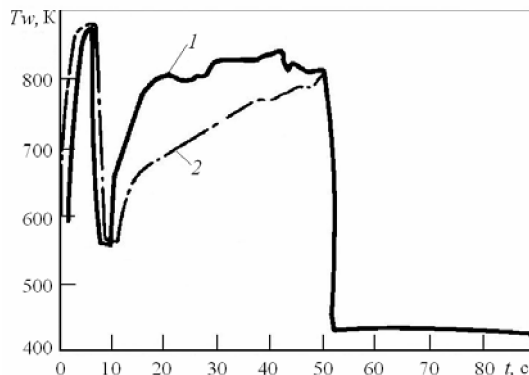
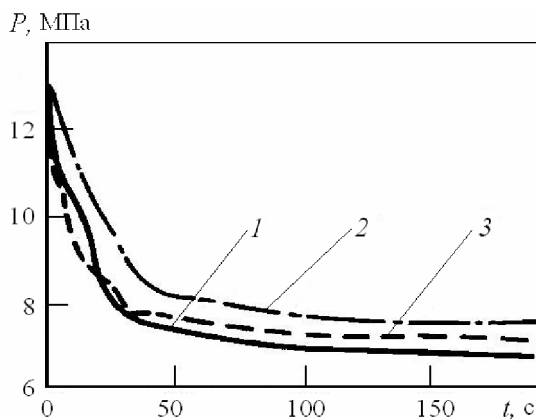


Рис. 3.25. Сопоставление расчетных и экспериментальных значений температуры оболочки ТВЭЛ при моделировании МПА на установке LOFT (опыт L2-3): 1 - эксперимент; 2 - расчет по ТГПК TRAC-P1.

Серия экспериментов (L3) на установке LOFT была посвящена моделированию аварии с малой течью в циркуляционном контуре водо-водяного ЯР. В частности, в опыте L3-1 исследовались нестационарные ТГП при 2,5 % течи из холодной нитки «поврежденной» петли. В данном случае расход течи превышает подачу воды CAO3, что приводит к постепенному снижению давления в системе. В исходном стационарном режиме мощность ЯР установки составляла 50 МВт, расход теплоносителя 478,8 кг/с, давление 14,95 МПа. Нестационарный режим начинался с остановки ЯР, отключения циркуляционных насосов и инициации течи путем открытия быстродействующего клапана. Расчет по ТГПК TRAC-P1A дал завышенные значения давления в системе (рис. 3.26). Анализ показал, что одними из причин расхождения данных являются неточности в описании вскипания теплоносителя в условиях экспериментов (что приводит к занижению расчетных значений расхода теплоносителя через течь и соответствующему замедлению снижения давления в системе) и отличие расчетного определения интенсивности остаточного энерговыделения по стандартной методике от имевших место в ЯР LOFT. Уточнение опытных констант в корреляциях, определяющих описание образования и транспорта пара в воде в системе замыкающих соотношений в математической модели ТГПК TRAC, позволило существенно улучшить согласование опытных и расчетных данных (см. рис. 3.26). Таким образом, иллюстрируемые выше результаты проведенных сопоставлений расчетов по ТГПК нового поколения с опытными данными, полученными на экспериментальных установках различного назначения, масштаба и сложности, позволяют заключить, что ТГПК нового поколения, базирующиеся на глубоком и детальном описании физики протекающих процессов, могут служить средством получения достаточно надежных данных при улучшенном и детальном расчетном



анализе нестационарных ТГП в энергетическом оборудовании, в частности в ЯР, при переходных и аварийных режимах работы.

Рис. 3.26. Расчетные и экспериментальные значения давления в системе при моделировании аварии с малой течью на установке LOFT (опыт): 1 - эксперимент; 2 - априорный расчет по ТГПК TRAC; 3 - уточненный расчет по ТГПК TRAC.

Дальнейшее совершенствование этих ТГПК продолжается на основе специально ориентированных экспериментов на созданной и развивающейся в международном масштабе системе экспериментальных установок.

3.2. Теплообмен при аварийных режимах активных зон

3.2.1. Особенности аварийного теплообмена в активных зонах

Рассмотрение гипотетических ситуаций на АЭС, при которых возможно тяжелое повреждение АкЗ водоохлаждаемых ЯР требует написания сценария развития этих ситуаций, количественной оценки протекающих процессов, предсказания вероятных последствий, а также разработки методов и технических средств уменьшения нежелательных последствий.

Подобные ситуации на АЭС характеризуются совокупностью весьма сложных и взаимосвязанных процессов различной физической природы, обуславливающих изменения состояния АкЗ и циркуляционного контура ЯР.

Основные процессы при подобной аварии связаны с нарушением охлаждения АкЗ, разогревом ТВЭЛ и элементов конструкции зоны, интенсивным окислением металлических конструкций зоны, расплавлением и разрушением АкЗ, падением разрушенной АкЗ в нижнюю камеру ЯР, бурной генерацией пара, повреждением корпуса ЯР, образованием и горением водорода, воздействием разрушенной и расплавленной АкЗ на бетонную оболочку ЯР, разрушением оболочки, выходом продуктов деления и их распространением.

Ключевая роль в совокупности происходящих при этом физических процессов принадлежит ТГП и массообменным процессам и в первую очередь процессам в АкЗ ЯР, в значительной степени определяющим развитие рассматриваемой ситуации на АЭС и ее последствия. Эти процессы сложны и явно недостаточно изучены, что обуславливает весьма высокую степень неопределенности анализа рассматриваемых режимов. Тем не менее изложение

вероятных сценариев развития ситуации, ее возможного математического описания, выделение основных влияющих факторов и оценка степени неопределенности их знания представляются целесообразными.

Аварийный теплообмен в АкЗ РУ. Сложившаяся система представлений о наиболее вероятном протекании тяжелой аварии в АкЗ водоохлаждаемого ЯР включает следующие четыре стадии [26].

1. Разогрев неповрежденной АкЗ. Область температур разогрева - от нормальной эксплуатационной до 2000 К. Разогрев может сопровождаться такими повреждениями компонент зоны, как охрупчивание циркалоя вследствие окисления, «разбухание» и частичное разрушение оболочек ТВЭЛ.

2. Разрушение АкЗ может происходить либо вследствие «ожигания» или «размягчения» циркаловых оболочек ТВЭЛ, дистанционирующих элементов, других конструктивных элементов при температурах до 2170 К, либо из-за фрагментации при резком охлаждении охрупченного циркалоя при $T > 1350$ К. В результате действия обоих механизмов происходит формирование совокупности обломков или осколков разрушенной АкЗ.

3. Разогрев осколков разрушенной АкЗ определяется параметрами их слоя, в котором продолжает выделяться теплота.

4. Формирование и перемещение объема расплава АкЗ.

Температура зоны определяется химическим составом осколков. Для металлического циркалоя температура плавления составляет 2170 К. Если осколки содержат главным образом оксиды, то плавление имеет место при температурах 2900 (ZrO_2) - 3100 (UO_2) К. При $T = 2700$ К 1 кг расплавленного металлического циркалоя может растворить не более 5,67 кг UO_2 . С уменьшением температуры способность циркалоя растворять UO_2 существенно снижается. Если учесть, что по массе содержание циркалоя в АкЗ водяного ЯР относительно мало по сравнению с содержанием UO_2 , то при температурах 2170 - 2700 К находящийся в расплавленном состоянии циркалой не сможет растворить существенное количество UO_2 . Для каждой из рассмотренных стадий могут быть выделены наиболее существенные факторы, определяющие развитие аварийной ситуации.

Стадия 1. Тепломассообменные процессы для этой стадии аварии весьма интенсивно изучались в области температур примерно до 1475 К в рамках исследований МПА водоохлаждаемых ЯР. Основные факторы, специфичные для рассматриваемых ситуаций в АкЗ ЯР, - термохимическое взаимодействие водяного пара с цирконием, содержащимся в оболочках ТВЭЛ и, возможно, в других конструктивных элементах АкЗ; термомеханическое поведение оболочек ТВЭЛ, их деформация и частичное разрушение.

Пароциркониевая реакция сопровождается в основном следующими эффектами: интенсивным выделением тепла при высоких температурах, выделением водорода, изменением физических свойств материала оболочки ТВЭЛ, в частности снижением механической прочности из-за охрупчивания, повышением температуры плавления от 2170 (Zr) до 2900 К (ZrO_2).

Выделение тепла при пароциркониевой реакции составляет 6,29 МДж/кг и при $T > 1250$ К становится доминирующим фактором, определяющим разогрев АкЗ. Только за счет тепла пароциркониевой реакции, без учета остаточного тепловыделения, температура ТВЭЛ может намного превысить 3100 К. Имеющиеся в настоящее время и рассмотренные, в частности, в [1] корреляции для расчета скорости пароциркониевой реакции, а следовательно, интенсивности соответствующего тепловыделения базируются, как правило, на опытных данных, полученных для идеализированных условий, не во всем совпадающих с реальными условиями, характерными для рассматриваемой ситуации в АкЗ ЯР. Основной массив данных был получен для $T \leq 1500$ К, что соответствует предельно допустимой температуре оболочки ТВЭЛ водоохлаждаемого ЯР при МПА, равной 1473 К [28].

В то же время существует весьма ограниченное количество данных по скоростям пароциркониевой реакции для температур, превышающих 1870 К. Интенсивное выделение водорода при пароциркониевой реакции может существенно снизить скорость реакции по сравнению со скоростью в идеализированных условиях неограниченной подачи пара к поверхности реакции. Так, для условий АкЗ аварийного ЯР АЭС «ТМ-2» учет данного эффекта приводит к снижению максимальной расчетной температуры ТВЭЛ на 20 - 25 % при $T > 1300$ К по сравнению с температурой при неограниченной подаче пара для пароциркониевой реакции. Наконец, в условиях ситуации с повреждением АкЗ ЯР возникает проблема определения площади реагирующей поверхности оболочек ТВЭЛ. Все эти отклонения от идеализированных условий экспериментов приводят к неопределенностям в определении интенсивности тепловыделения за счет пароциркониевой реакции для рассматриваемой ситуации в АкЗ водоохлаждаемого ЯР.

Термомеханическое поведение ТВЭЛ при высоких температурах обуславливает изменение и, возможно, нарушение условий охлаждения ТВЭЛ вследствие блокирования сечения прохода теплоносителя, а также частичное разрушение деформированных и охрупченных оболочек ТВЭЛ под действием внутреннего давления.

Основная масса экспериментальных данных по деформационному поведению оболочек ТВЭЛ относится к оболочкам из циркалоя. На их основе создан ряд компьютерных программ для расчета степени деформации оболочек, а также условий их разрыва.

Следует отметить, что количественный перенос результатов по деформационному поведению оболочек из циркалоя на оболочки из сплава Zr - 1 % Nb, применяемого в ЯР типа ВВЭР, неправомерен, главным образом из-за существенно различных температур перехода от α -фазы к ($\alpha + \beta$)-фазе для этих сплавов (615 °С для Zr - 1 % Nb и 820 °С для циркалоя). Опытные данные по деформационному поведению оболочек из сплава Zr - 1 % Nb весьма ограничены, что иногда приводит к использованию программ, основанных на данных для циркалоя, к расчетному анализу деформации оболочек из Zr - 1 %

Nb. В этой связи представляет интерес машинная программа EPSI, разработанная специально для определения деформационного поведения оболочек из сплава Zr – 1 % Nb.

Оболочка разбивается на сегменты. Для каждого сегмента зависимость деформации от времени описывается дифференциальным уравнением Нортон-Аррениуса из теории тонких оболочек

$$\frac{d\varepsilon_i}{dt} = A\sigma_i^n \exp\left(-\frac{Q_1}{kT}\right), \quad (3.224)$$

где $\sigma_i = \Delta p_i R_i / \delta$; i - номер сегмента; Δp_i - разность давлений внутри оболочки и снаружи; $R_i = R_0 (1 + \varepsilon_i)$ - текущее значение среднего радиуса оболочки; δ - актуальная толщина оболочки, рассчитываемая в предположении неизменности площади сечения оболочки в процессе деформации. Коэффициент A определяется с учетом анизотропии деформации по соотношению

$$A = A_1 \left(\frac{F+G}{4} + H \right)^{(n-1)/2} \left(H + \frac{F}{2} \right) (F+G)^{-(n+1)/2}. \quad (3.225)$$

Связь между величинами F , G и H находится из модифицированного уравнения фон Мизеса

$$H = 1,5 - (F + G), \quad (3.226)$$

где F и G определяются как функции от температуры оболочки.

Напряжение разрыва оболочки, МПа, рассчитывается по эмпирической зависимости, учитывающей влияние окисления оболочки:

$$\sigma_{pi} = a_2 \exp(-b_1 T) \exp\left[-\frac{(100O_{xi} - O_{x0})^2}{C_1}\right], \quad (3.227)$$

Текущее значение концентрации кислорода в сегменте оболочки O_{xi} определяется с помощью следующего уравнения, описывающего кинетику парциркуниевой реакции:

$$\frac{dO_{xi}}{dt} = a_1 \frac{1}{\sqrt{t}} \exp\left(-\frac{Q_2}{T}\right) \frac{1 + \varepsilon_i}{\rho_{Zr} \delta_0}. \quad (3.228)$$

Необходимые для замыкания описания параметры приведены в табл. 3.5.

Уравнения (3.224) - (3.228) позволяют на основе заранее определенных временных зависимостей для разности давлений между газовым зазором ТВЭЛ и теплоносителем и для средней температуры оболочки провести расчетный анализ термомеханического поведения оболочек ТВЭЛ в аварийной ситуации. Расчеты показали, что, как и следовало ожидать, деформация оболочки из сплава Zr – 1 % Nb существенным образом отличается от деформации оболочек из циркалоя (рис. 3.27).

Таблица 3.5. Параметры сплава Zr - 1 % Nb

Деформационные параметры	α -фаза	$(\alpha+\beta)$ -фаза	β -фаза
n	5,89	2,55	4,50
A_1	19379,0	$2,166 \cdot 10^8$	$A = 0,24$
Q_1	$32,110^4 + 24,69 (T - 923,15)$	$29 \cdot 10^4$	$15 \cdot 10^4$
a_2	830	350	187,5
b_1	0,003	0,0025	0,002
G	$\min (0,5; 0,3054 + 2 \cdot 10^{-4} T)$		
F	$\max (0,5; 1,029 - 4,017 \cdot 10^{-4} T)$		

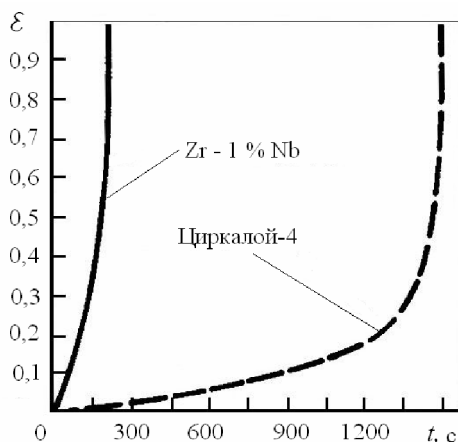


Рис. 3.27. Деформационное поведение оболочек из Zr - 1 % Nb и циркалой-4 ($\varepsilon = R/R_0 - 1$) при $\Delta p = 4,5$ МПа; $T_w = 1050$ К.

Следует отметить, что результаты ряда известных экспериментальных исследований показали отсутствие заметного ухудшения охлаждения АкЗ водоохлаждаемого ЯР при степени блокировки каналов менее 90 %.

Стадия 2. Как уже отмечалось, разрушение перегретой АкЗ происходит как за счет «размягчения» циркаловых оболочек ТВЭЛ, так и вследствие фрагментации при резком охлаждении охрупченных оболочек. Процесс образования, течения и затвердевания ожиженных материалов существенным образом определяется протекающими при этом химическими реакциями. Результаты ряда работ показали, что: а) расплавленный циркалой будет растворять диоксид урана (UO_2) при температурах, примерно равных температурам плавления металлического циркалая ($T \approx 2170$ К), т.е. при существенно более низких температурах, чем температура плавления UO_2 , равная 3100 К; б) если оксидный слой, образовавшийся в результате пароциркониевой реакции на наружной поверхности оболочки ТВЭЛ достаточно велик, то большая часть ожиженной массы оболочки и топлива будет оставаться внутри ТВЭЛ. И лишь незначительная ее часть будет вытекать в канал теплоносителя через небольшие отверстия в оксидном слое, приводя к незначительной блокировке канала. И уже в дальнейшем, при образовании больших трещин и отверстий в оболочке, вытекает основная масса ожиженного топлива, вызывая существенно большую блокировку каналов теплоносителя. Существенное влияние на процесс расплавления может также оказывать оксидная пленка, образу-

щаяся на внутренней поверхности оболочек ТВЭЛ при их повреждении до расплавления. Эта пленка может заметно снижать количество топлива, растворяющегося расплавляющейся оболочкой при взаимодействии UO_2 - Zr.

Как показали исследования, для жидкометаллических ЯР тепловое взаимодействие вытекающего в канал теплоносителя расплавленного топлива с относительно холодными стенками канала может управляться одним механизмом или комбинацией следующих механизмов: а) теплопроводностью через затвердевшую корку, образующуюся на стенке канала; б) турбулентной конвекцией, если турбулентные пульсации в потоке расплавленного топлива столь значительны, что препятствуют образованию корки на поверхности стенки канала. Соответственно и формирование обломков разрушенной зоны в этих случаях происходит по-разному: либо нарастает корка на стенке канала, либо постепенно увеличиваются твердые образования в потоке расплавленного топлива.

При этом в первом случае затвердевания расплавленного топлива происходит на расстояниях на порядок больших, чем во втором случае. К настоящему времени экспериментальных данных недостаточно для того, чтобы выявить условия применимости той или другой модели затвердевания расплавленного топлива. Можно только отметить известный вывод о достаточно хорошей пригодности модели теплопроводности для описания процесса затвердевания в трубе потока парафина и других материалов, не содержащих внутренних источников тепла. В то же время для условий жидкометаллических ЯР, где расплавление стальной пленки канала при контакте с расплавленным топливом препятствует образованию корки, лучшее согласование с опытными данными дает вторая модель.

Для водоохлаждаемых ЯР применимость данной модели для описания процесса затвердевания топлива зависит от степени окисления стенок канала теплоносителя. Если ожигенное топливо и циркулой при $T = 2200$ К попадают в канал теплоносителя, стенки которого покрыты диоксидом циркония, температура плавления которого 2900 К, то модель теплопроводности представляется более применимой; если же стенки канала не окислены или ожигенные материалы имеют температуру, близкую к температуре плавления диоксида урана $T = 3100$ К, то, по-видимому, более предпочтительна вторая модель.

Систематические исследования процесса фрагментации охрупченной оболочки ТВЭЛ вследствие резкого охлаждения практически отсутствуют. Следует только отметить работу [74], в которой анализируется нижняя граница размеров фрагментов оболочки. В основу анализа положен следующий критерий охрупчивания: толщина циркуляевой оболочки с массовым содержанием кислорода менее $0,9$ % должна превышать $0,1$ мм.

К основным неопределенностям, связанным с процессом фрагментации ТВЭЛ при резком охлаждении, можно отнести следующие: количество разрушающихся топлива и оболочек, размер фрагментов, количество материала,

уносимого из зоны; влияние фрагментации на движение фронта резкого охлаждения и т. д.

Отмеченные выше неопределенности количественных характеристик процессов, лежащих в основе разрушения АкЗ, приводят к значительным погрешностям в параметрах результирующего состояния разрушенной АкЗ водоохлаждаемого ЯР. В то же время результаты гораздо более широких исследований процессов образования осколков разрушенной АкЗ применительно к условиям жидкометаллических ЯР, по-видимому, не могут быть перенесены на условия АкЗ водоохлаждаемых ЯР, так как имеющиеся ограниченные эксперименты показали, что размеры фрагментов АкЗ водоохлаждаемого ЯР (около 1000 мкм) существенно отличаются в большую сторону от соответствующих размеров для жидкометаллических ЯР (около 100 мкм).

Стадия 3. Скорость дальнейшего разогрева слоя обломков разрушенной АкЗ существенно зависит как от геометрических и физических параметров слоя, так и от режима теплообмена внутри него. Геометрические и физические параметры слоя обломков определяются закономерностями и сочетанием процессов ожигения, движения и затвердевания, а также фрагментации при быстром охлаждении материалов АкЗ. Можно выделить две качественно различные структуры слоя обломков: слой достаточно грубых частиц (типа щебенки), способных перемещаться одна относительно другой, и слой мелких сцепленных между собой частиц, не имеющих возможности перемещаться. В первом случае условия отвода теплоты от слоя обломков АкЗ значительно лучше, чем во втором, так как способность фрагментов к перемещению делает возможными такие эффекты, как псевдоожигение слоя и образование паровых каналов, по которым при дальнейшем охлаждении может проникать жидкий теплоноситель.

Режимы теплообмена внутри слоя - конвекция, кипение, кризис теплообмена, закризисный теплообмен. Наиболее существенными факторами, определяющими скорость разогрева слоя обломков АкЗ, являются наступление кризиса теплообмена и интенсивность закризисного теплообмена.

При анализе экспериментальных данных следует разделять следующие случаи: различные структуры слоев, мелкие (каналы пронизывают всю толщину) и глубокие слои, подачу теплоносителя сверху или снизу слоя. Исследования кризиса теплообмена в слоях грубых частиц при различных сочетаниях материалов теплоносителя и частиц (воды, ацетона, метанола, жидкого натрия и стали, свинца, песка, урана) и при подаче теплоносителя сверху слоя показали, что эффект образования паровых каналов оказывает существенное влияние на условия возникновения кризиса высыхания. При заливе теплоносителя сверху кризис высыхания определяется пределом противоточного движения жидкости и генерируемого внутри слоя пара.

Результаты систематических экспериментальных исследований КТП в глубоких слоях частиц различного состава и размеров при моделировании объемного тепловыделения в слое приведены в [75]. Изучался теплообмен в

цилиндрическом слое диаметром 21,6 и длиной 101,6 см, образованном алюминиевыми сферическими частицами, нанизанными на проволоку, по которой пропусклся электрический ток, и гравием с характерным размером частиц около 8 мм. Поле температуры в слое измерялось 240 термopарами ($d \approx 0,25$ мм). Пористость слоя составляла 0,387. Фактор формы характерной частицы - около 1,24 (отношение площади поверхности частицы к площади поверхности сферы равного объема). Весьма представительный массив опытных данных этих исследований может быть использован для проверки теоретических моделей и рекомендаций для расчета КТП в слое при охлаждении обломков АкЗ водоохлаждаемых ЯР.

В ряде других подобных работ, опубликованных в сборнике [75], также изучалось поведение слоя осколков. В частности, установлено, что влияние глубины слоя на КТП незначительно, а более существенное влияние на охлаждение слоя может оказать переменность пористости слоя. В частности, установлено, что при заливе слоя сверху теплоноситель быстро проходит в зоны с большей проницаемостью, а затем, поднимаясь вверх, охлаждает зоны с меньшей проницаемостью.

К настоящему времени разработано несколько десятков методик расчета кризиса теплообмена при охлаждении слоев грубых частиц. В одной из работ, в частности, для расчета КТП в глубоких слоях несферических грубых частиц рекомендуется соотношение

$$q_{cr} = 0,0707 \rho_l r \left[\frac{gd^3}{F(1-\varepsilon)} \right] \left[\left(\frac{\rho_g}{\rho_l} \right)^{5/8} \left(\frac{\mu_w}{\mu_l} \right)^{0,1} \right], \quad (3.229)$$

где ε - пористость слоя; F - фактор формы частицы. Примером также могут служить методики расчета процесса повторного увлажнения слоя частиц достаточно большого диаметра при заливе снизу или сверху.

При заливе слоя частиц снизу предполагается, что высота двухфазного участка пренебрежимо мала, тем самым фронт повторного увлажнения делит слой частиц по высоте на два участка: выше фронта - однофазный пар, ниже - однофазная жидкость.

Система уравнений модели включает в себя:

уравнения энергии для пара (индекс v) и частиц (индекс p) в паровом участке слоя

$$\varepsilon \rho_v c_{pv} \frac{\partial T_v}{\partial t} = -G_v c_{pv} \frac{\partial T_v}{\partial z} + \alpha_v (T_p - T_v); \quad (3.230)$$

$$(1-\varepsilon) \rho_p c_p \frac{\partial T_{pv}}{\partial t} = -\alpha_v (T_p - T_v); \quad (3.231)$$

уравнения энергии для жидкости и частиц в заполненном жидкостью участке слоя

$$\varepsilon \rho_l c_{pl} \frac{\partial T_l}{\partial t} = -G_l c_{pl} \frac{\partial T_v}{\partial z} + \alpha_l (T_p - T_l); \quad (3.232)$$

$$(1 - \varepsilon) \rho_p c_{pp} \frac{\partial T_{pl}}{\partial t} = -\alpha_l (T_p - T_l); \quad (3.233)$$

уравнение баланса импульса в слое

$$\Delta p = \int_0^{z_q} (a v_l G_l + \frac{b}{\rho_l} G_l^2 + \rho_l g) dz + \int_{z_q}^H (a v_v G_v + \frac{b}{\rho_v} G_v^2 + \rho_g g) dz; \quad (3.234)$$

уравнение движения фронта смачивания

$$\frac{dz_q}{dt} = \frac{G_l r^*}{(1 - \varepsilon) \rho_p c_{pp} (T_p - T_s) + \varepsilon \rho_l r^*}; \quad (3.235)$$

уравнение баланса массы пара на фронте смачивания

$$G_v = \frac{(1 - \varepsilon) \rho_p c_{pp} (T_p - T_s) G_l}{(1 - \varepsilon) \rho_p c_{pp} (T_p - T_s) + \varepsilon \rho_l r^*}. \quad (3.236)$$

Здесь параметры с индексом v относятся к пару, с индексом l - к жидкости, с индексом p - к частицам; ε - пористость слоя; $r^* = r + c_{pl}(T_s - T_l|_{z=z_q})$; z_q - координата фронта смачивания.

При выводе системы уравнений (3.235) и (3.236) принято допущение: тепло, накопленное в частицах при подходе фронта увлажнения, мгновенно освобождается и идет на парообразование, что эквивалентно предположению о бесконечно большом коэффициенте теплообмена системы «частица - жидкость».

Система семи уравнений (3.230) - (3.236) содержит семь неизвестных: T_v , T_l , T_{pv} , T_{pl} , G_v , G_l , z_q . Заданными в задаче являются конфигурация слоя и движущий напор Δp .

Для определения правых частей уравнений системы используются следующие замыкающие соотношения:

для коэффициента a в выражении для силы трения

$$a = 150(1 - \varepsilon)^2 / (\varepsilon^3 d_p^2); \quad (3.237)$$

для коэффициента b в выражении для силы сопротивления

$$b = 1,75(1 - \varepsilon) / (\varepsilon^3 d_p); \quad (3.238)$$

для коэффициентов теплоотдачи α_v и α_l

$$Nu_k = Re_k^{0.65} [(1 - \varepsilon) l / f]^{1.33}, \quad (3.239)$$

где b и a - коэффициенты, определяемые уравнениями (3.238) и (3.237); $l = b/a$ - характерная длина, м; $f = 0,00115$ м - опытная константа;

$$Nu_k = \alpha_k l / \lambda_k; \quad Re_k = G_k l / \mu_k; \quad k = l, v. \quad (3.240)$$

На рис. 3.28 сопоставлены расчетные данные по движению фронта увлажнения при заливе снизу с экспериментальными результатами для слоя частиц, нижняя часть которого ($l = 250$ мм) состояла из стальных частиц диаметром $d_p = 3,18$ мм, а верхняя ($l = 250$ мм) - из стальных частиц диаметром $d_p = 6,35$ мм. Начальная температура слоя 525°C , движущий напор 500 мм.

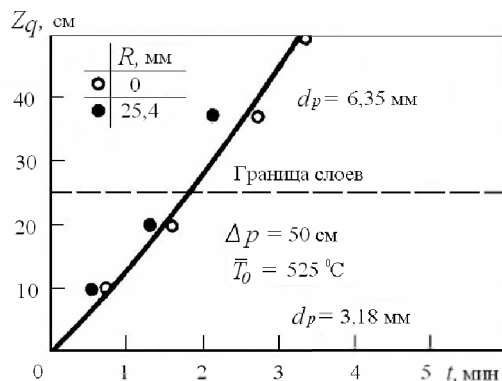


Рис. 3.28. Сравнение расчетных и экспериментальных данных по движению фронта увлажнения при заливе снизу слоя частиц переменной пористости.

Движение фронта увлажнения при заливе слоя частиц сверху, контролируемое условиями достижения предельного соотношения скоростей фаз при их

противоточном движении, может быть описано уравнениями, выражающими баланс масс и энергии на фронте увлажнения и имеющими близкий к уравнениям (3.235) и (3.236) вид

$$-\frac{dz_q}{dt} = \frac{G_l r^{**}}{(1-\varepsilon)\rho_p c_{pp}(T_p - T_s) + \varepsilon \rho_l r^{**}}; \quad (3.241)$$

$$G_v = \frac{(1-\varepsilon)\rho_p c_{pp}(T_p - T_s)G_l}{(1-\varepsilon)\rho_p c_{pp}(T_p - T_s) + \varepsilon \rho_l r^{**}}. \quad (3.242)$$

где $r^{**} = r + c_{pl}(T_s - T_{lin})$; T_{lin} - температура жидкости на входе в слой.

Массовые расходы жидкой G_l и паровой G_v фаз связаны соотношением предельных скоростей фаз при их противоточном движении. В частности, может быть использовано следующее соотношение, учитывающее специфику пористой среды

$$(j_v^*)^{1/2} + (j_l^*)^{1/2} = 0,875, \quad (3.243)$$

где

$$j_v^* = G_v \sqrt{\frac{6(1-\varepsilon)}{\varepsilon^3 d_p \rho_v (\rho_l - \rho_v) g}}; \quad (3.244)$$

$$j_l^* = G_l \sqrt{\frac{6(1-\varepsilon)}{\varepsilon^3 d_p \rho_l (\rho_l - \rho_v) g}}. \quad (3.245)$$

Система из трех уравнений (3.241) - (3.243) содержит три неизвестных: z_g , G_v и G_l .

Рис. 3.29 иллюстрирует согласие расчетных предсказаний по описанной модели с экспериментальными данными по движению фронта увлажнения при заливе сверху в слой, верхняя часть ($l=170$ мм) которого состоит из частиц диаметром 6,35 мм, средняя ($l=170$ мм) - из частиц диаметром 3,18 мм, а нижняя ($l=100$ мм) - из частиц диаметром 1,6 мм. Начальная температура слоя 580 °С.

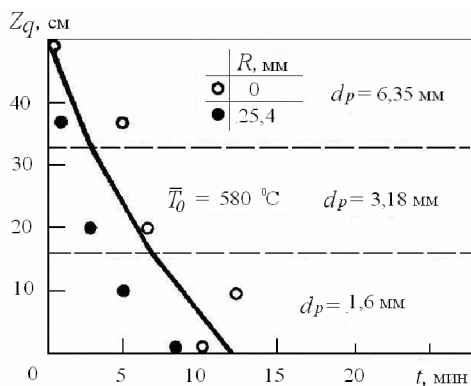


Рис. 3.29. Сравнение расчетных и экспериментальных данных по движению фронта увлажнения при заливе сверху слоя частиц переменной пористости.

Все приведенные выше результаты относились к слоям частиц, которые моделируют слой обломков АкЗ, имеющий первую из выделенных выше структур, т.е. к слоям подвижных, достаточно больших

частиц. Для слоев мелких сцепленных частиц данные по кризису теплообмена отсутствуют. Однако можно полагать, что по условиям формации таких слоев теплообмен внутри них осуществляется конвекцией к пару, так что само понятие кризиса теплообмена в этом случае теряет смысл.

Отвод тепла от частиц внутри слоя сцепленных частиц, а также в режиме закризисного теплообмена для слоя грубых частиц осуществляется конвекцией к пару, лучистым теплообменом и контактной теплопроводностью. Возможным путем описания такого теплообмена является введение эффективной теплопроводности слоя. На основании экспериментальных данных для слоя сферических частиц циркония диаметром 45 мм для температур до 1273 К получено следующее соотношение для эффективного коэффициента теплопроводности слоя:

$$\lambda_e = [1 - (1 - \varphi)^{0,5}] \varphi + \frac{(1 - \varphi)^{0,5}}{2/\varepsilon - 1} \frac{B_z + 1}{B_z} \left[1 + \frac{1}{(2/\varepsilon - 1)\Lambda_p} \right]^{-1} 4\sigma T^3 d_p, \quad (3.246)$$

где $B_z = 1,25(1 + \varphi)^{10/9}/\varphi$; $\Lambda_p = \lambda_p/(4\sigma T^3 d_p)$ (λ_p - теплопроводность частиц); φ - объемное паросодержание слоя; ε - коэффициент теплового излучения. Основные неопределенности в расчете как кризисного, так и закризисного теплообмена в слое обломков АкЗ связаны с неточностями знания таких ха-

рактистик слоя обломков, как размер фрагментов, паросодержание в слое, излучательная способность частиц и т.п.

Например, при изменении размера частиц от 350 до 4000 мкм относительная эффективная теплопроводность слоя, найденная по формуле (3.246) при температуре 2700 К, $\varphi = 0,52$ и $\varepsilon = 0,55$, изменяется от $\lambda_e/\lambda_p = 0,58$ до $\lambda_e/\lambda_p = 3,16$.

Стадия 4. Формирование и движение расплава АкЗ водоохлаждаемого ЯР изучены слабо. Некоторые заключения об основных факторах, определяющих протекание аварии с повреждением АкЗ водоохлаждаемого реактора, можно сделать лишь на основании результатов исследований, проводившихся для АкЗ жидкометаллических ЯР.

Для слоя расплава при наличии внутреннего тепловыделения суммарный теплообмен излучением и естественной конвекцией может быть описан соотношением

$$Nu = a(N) Ra^{0,224}, \quad (3.247)$$

где $N = \lambda\chi/(4n^2\sigma T^3)$; χ - коэффициент поглощения; n - коэффициент рефракции; σ - постоянная Больцмана; Ra - число Релея; $a(N)$ - опытный коэффициент, обратно пропорциональный $\ln N$ и $\lim_{N \rightarrow \infty} a(N) = 0,222$.

Движение расплава АкЗ, его проникновение через окружающую корку, взаимодействие с конструктивными элементами АкЗ, попадание в нижнюю камеру ЯР – также весьма слабо изученные процессы, которые можно характеризовать лишь качественно (исключая данные работы [35]). В этой связи представляют также некоторый интерес следующие результаты, полученные для пористой среды: при $Ra > 5,5$ более горячая жидкость может проникать в более холодную отдельными струями, что может в дальнейшем привести к локальному перегреву элементов конструкции ЯР.

Неопределенность в описании процессов на четвертой стадии аварии с тяжелым повреждением АкЗ водоохлаждаемого ЯР весьма велика. Основные сложности здесь связаны с охарактеризованием остаточного тепловыделения в расплаве, физических свойств расплава, его взаимодействия с конструктивными элементами АкЗ.

Следует отметить, что на интенсивность остаточного тепловыделения в разрушенной АкЗ ЯР существенное влияние оказывает вынос продуктов деления из АкЗ. Так, при температурах более 2200 К большая доля продуктов деления обладает высокой летучестью и может весьма интенсивно выноситься из АкЗ при ожигании топлива фрагментации ТВЭЛ и формировании расплава АкЗ, что может примерно до 50 % снизить интенсивность остаточного тепловыделения. Этот вывод был подтвержден при расчетах остаточного тепловыделения применительно к АкЗ АЭС «ТМІ-2».

При всей сложности и неопределенности процессов, обуславливающих протекание ситуации с тяжелым повреждением АкЗ водоохлаждаемого ЯР, актуальной является задача создания компьютерных программ для расчетного анализа поведения ЯР в таких ситуациях.

Примером математической модели, которая может быть применена для анализа аварийной ситуации с расплавлением АкЗ водоохлаждаемого ЯР вплоть до проплавления его корпуса, является двухмерная четырехжидкостная модель, описанная в [75].

Модель базируется на системе дифференциальных уравнений сохранения массы, момента и энергии для четырех жидкостей: смеси водяного пара и водорода, воды, твердых обломков АкЗ, расплава АкЗ.

Уравнение сохранения массы данной жидкости (с индексом f) имеет вид

$$\frac{\partial}{\partial t}(\varphi_f \rho_f) - \nabla(\varphi_f \rho_f v_f) = \sum_{k=1}^n \Gamma_{kf}. \quad (3.248)$$

Уравнение (3.248) должно быть дополнено уравнением сохранения массы водорода

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_1 \rho_H) - \nabla(\alpha_1 \rho_H v_1) = \Gamma_H. \quad (3.249)$$

Генерация водорода Γ_H происходит за счет пароциркониевой реакции. Уравнение сохранения импульса в проекции на ось z для данной жидкости f может быть записано в виде

$$\frac{\partial}{\partial t} w_f + v_f \nabla w_f + \frac{1}{\rho_f} \frac{\partial p}{\partial z} - \frac{1}{(\varphi \rho)_f} \sum_{k=1}^n C_{z kf} (w_f - w_k) |w_f - w_k| + \frac{1}{(\varphi \rho)_f} D_{z kf} w_f |w_f| - g = 0, \quad (3.250)$$

где w_f - аксиальная проекция вектора скорости v_f данной жидкости; $C_{z kf}$ и $D_{z kf}$ - коэффициенты в выражении для силы межжидкостного взаимодействия и взаимодействия жидкости со стенками.

Уравнение сохранения импульса для данной жидкости f в проекции на ось R имеет вид

$$\frac{\partial}{\partial t} \tilde{u}_f + v_f \nabla u_f + \frac{1}{\rho_f} \frac{\partial p}{\partial R} - \frac{1}{(\varphi \rho)_f} \sum_{k=1}^4 C_{R kf} (\tilde{u}_f - \tilde{u}_k) |\tilde{u}_f - \tilde{u}_k| - \frac{1}{(\varphi \rho)_f} D_{R kf} \tilde{u}_f |\tilde{u}_f| - g = 0, \quad (3.251)$$

где $\tilde{u}_f$ - радиальная проекция вектора скорости v_f данной жидкости.

Уравнение энергии данной жидкости представляется в виде

$$\frac{\partial}{\partial t} \varphi_f \rho_f u_f - \nabla(\varphi_f \rho_f u_f v_f) - p \left(\frac{\partial \varphi_f}{\partial t} - \nabla \varphi_f v_f \right) = \sum_{k=1}^k \Gamma_{kf} i_{sf} + \sum_{r=1}^4 Q_{kf} + Q_{wf}, \quad (3.252)$$

где u_f - удельная внутренняя энергия жидкости f ; члены правой части описывают тепловые потоки, связанные с фазовым переходом с интенсивностью Γ_{kf} межфазным теплообменом и теплообменом жидкости f со стенкой.

Основная система дифференциальных уравнений модели содержит 17 дифференциальных уравнений и дополняется условием постоянства объема

$$1 - \sum_{f=1}^4 \varphi_f - \varphi_s = 0, \quad (3.253)$$

где ϕ_s - объемное содержание неперемещающихся (находящихся в твердом состоянии) элементов конструкции в рассматриваемом объеме.

Кроме того, для заключения основной системы дифференциальных уравнений модели требуются соотношения, описывающие уравнения состояния материалов, а также обмен массой, импульсом и энергией между материалами и стенками.

Рассмотренная модель легла в основу ТГПК MELPROG (США) для расчетного анализа ситуаций с расплавлением АкЗ водоохлаждаемого ЯР. Данная программа может быть использована в качестве модуля ТГПК TRAC-PF1, что распространяет применение программы TRAC на область ситуаций с расплавлением АкЗ ЯР.

3.2.2. Взаимодействие расплава активной зоны с бетоном

Важная роль принадлежит тепломассообменным процессам на стадии взаимодействия расплава АкЗ с бетоном оболочки ЯР, следующей за проплавлением корпуса ЯР, в значительной степени определяющим скорость и степень разрушения бетона, интенсивность изменения температуры расплава, выделения газов, в том числе горючих, выноса с газами в пространство под ЗО нелетучих радиоактивных веществ, повышения давления под ЗО.

Процесс взаимодействия расплава АкЗ с бетоном ЗО существенно зависит от температуры расплава, которая определяется следующими оказывающими противоположное влияние эффектами: подводом тепла за счет остаточного тепловыделения и экзотермических реакций между материалами расплава и выделяющимися при взаимодействии расплава с бетоном газами (водяной пар и диоксид углерода); отводом тепла к среде внутри ЗО, а также тепла, полученного за счет эндотермического взаимодействия с бетоном.

Важность влияния, которое оказывает процесс теплового взаимодействия расплава АкЗ с бетоном и средой под ЗО на протекание поздних стадий и последствия ситуации с тяжелым повреждением АкЗ ЯР, инициировало в последнее время проведение достаточно интенсивных исследований - как экспериментальных с модельными и реальными веществами, так и расчетных.

Одной из основных задач экспериментов с модельными веществами было выяснение механизма обмена теплом на границе между горячим расплавом и разрушающимся бетоном. Классически простой эксперимент с использованием в качестве модельных материалов воды и сухого льда показал, что образующийся в процессе сублимаций льда газ может формировать газовую пленку на поверхности раздела «жидкость - твердое вещество». Естественно, что эта газовая пленка и будет определять интенсивность теплообмена между жидким веществом и разрушающимся твердым, в том числе между расплавом АкЗ и бетоном.

Будет ли образовываться газовая пленка между жидкими и твердыми материалами, - зависит, в частности, от интенсивности образования газовой

фазы при их взаимодействии. Экспериментально установлено, что при вдувании газа через пористую стенку в объем жидкости с внутренними источниками тепла постоянная газовая пленка не наблюдалась вплоть до приведенных скоростей газа, равных 10 мм/с, соответственно и интенсивность теплообмена была существенно выше, чем рассчитанная в предположении образования газовой пленки.

Другими существенными факторами, которые могут определяться интенсивностью теплообмена между расплавом АкЗ и бетоном ЗО, являются образование и разрушение твердой корки на поверхности контакта.

В ряде работ была показана возможность периодического процесса образования корки вследствие снижения температуры расплава при начале его взаимодействия с бетоном; последующего вторичного повышения температуры расплава (вызванного снижением интенсивности отвода тепла от тепловыделяющего расплава из-за увеличения термического сопротивления при образовании корки), разрушения корки при соответствующем повышении ее температуры. В дальнейшем чаще всего устанавливается квазистационарный процесс взаимодействия рассматриваемых веществ. В качестве модельных использовались следующие материалы: адипиновая (для расплава АкЗ) и азельпиновая кислоты, бикарбонат натрия и полиэтиленгликоль (для разрушающегося бетона).

Существование стабильной корки возможно и при интенсивном выделении газов в процессе взаимодействия расплава с бетоном. Так, при вдуве воздуха в охлаждаемый снизу объем воды стабильная корка льда, пронизанная воздушными каналами, образовывалась в диапазоне приведенных скоростей воздуха от 6,5 до 130 мм/с.

С реальными веществами проведено ограниченное количество экспериментов, и они в основном посвящены определению скорости проникновения расплава в бетон. В маломасштабных опытах при взаимодействии 1 кг расплавленного UO_2 с бетоном измеренные скорости проникновения расплава составляли 10 - 100 мм/ч. В других крупномасштабных экспериментах по изучению взаимодействия железоалюминиевого термита с бетоном были получены скорости разрушения более 600 мм/ч. При этом было отмечено сильное газовыделение. Существенное влияние на скорость проникновения расплава в бетон оказывает уровень теплового потока на поверхности взаимодействия. Так, известно, что в диапазоне плотностей теплового потока 280 - 2800 кВт/м² скорость разрушения бетона линейно возрастает с ростом плотности теплового потока.

Проведены также исследовательские программы на установках BETA и SANDIA (США) по изучению интегральных закономерностей взаимодействия жидкого и затвердевшего расплавов АкЗ с бетоном в приближенных и реальных условиях. В установке BETA использовался расплав из металлических и оксидных фаз, нагреваемых индуктивно с высокой мощностью энерговыделения. Диаметр внутренней полости бетонного тигля составляет

380 мм. Опыты показали, что скорость разрушения бетона пропорциональна мощности внутренних источников тепла в расплаве.

На основании полученных в экспериментах представлений о механизме теплообмена при взаимодействии расплава с бетоном разработан ряд корреляционных соотношений, используемых, в частности, в компьютерных программах для описания аварийных ситуаций с расплавлением АкЗ.

Эти корреляционные соотношения по физическим основам могут быть разделены на три группы. Первую составляют соотношения, базирующиеся на представлении о существовании газовой пленки на границе системы «расплав – бетон», вторую – соотношения, основанные на предположении о наличии жидкой пленки на этой границе, третью – соотношения, описывающие периодический контакт жидких материалов с поверхностью бетона.

Механизм теплообмена для соотношений первой группы схож с механизмом теплообмена при пленочном кипении, второй группы – с пузырьковым кипением, третьей – с переходным.

Естественно, что соотношения первой группы дают наименьшую скорость охлаждения расплава АкЗ, разрушения бетона оболочки, выделения газов. В качестве примера можно привести соотношения, базирующиеся на концепции тейлоровской неустойчивости газовой пленки и использующиеся в компьютерной программе CORCON (США) для расчета разности температур между объемом расплава и бетоном оболочки. Общее термическое сопротивление R^T полагают равным сумме термических сопротивлений объема расплава R_v^T и газовой пленки на границе системы «расплав – бетон» R_f^T , т.е.

$$R^T = R_v^T + R_f^T. \quad (3.254)$$

Термическое сопротивление объема расплава, через который барботирует газ, выделяющийся из бетона, описывается следующим соотношением

$$R_v^T = \left[\lambda_v \left(\text{Pr}_v \frac{\rho_{vg}}{\mu_v^2} \right)^{1/3} (3 \cdot 10^{-4} \beta \Delta T + 0,4 \alpha^2)^{1/3} \right]^{-1}, \quad (3.255)$$

где $\alpha = j_g / (j_g + w_R)$; $w_R = 1,53 [g \sigma_v / (\rho_v - \rho_g)]^{1/4}$;

здесь j_g – приведенная скорость газа; индекс v относится к материалу расплава.

Термическая проводимость газовой пленки равна сумме термических проводимостей процессов конвекции тепла через пленку (α_c) и лучистого теплообмена (α_r):

$$R_f^T = (\alpha_c + \alpha_r)^{-1}; \quad (3.256)$$

$$\alpha_c = 0,326 \frac{\lambda_g}{A} \left(\frac{\sigma_v}{\mu_g j_g} \right)^{1/3}; \quad (3.257)$$

$$A = \left(\frac{\sigma_v}{g(\rho_v - \rho_g)} \right)^{1/2}; \quad (3.258)$$

$$\alpha_r = \varepsilon_r \sigma_0 (T_i^4 - T_c^4), \quad (3.259)$$

где $\varepsilon_r = (\varepsilon_v^{-1} + \varepsilon_c^{-1} - 1)^{-1}$ - приведенный коэффициент теплового излучения системы «расплав – бетон»; T_i , и T_c - температуры на границах газовой пленки.

Расчетные соотношения второй группы практически не применяются в расчетах теплообмена при взаимодействии системы «расплав – бетон», поскольку они не позволяют получить более реалистичные результаты, чем соотношения других групп.

Представляют интерес расчетные соотношения третьей группы. Полагают, что при реальных приведенных скоростях газов, выделяющихся в процессе взаимодействия системы «расплав – бетон», стабильная газовая пленка на границе не образуется. Продукты разрушения бетона представляются как двухфазная смесь (шлак + газы), проникающая за счет гравитационных сил в расплав АкЗ. В то же время расплав периодически контактирует с твердой поверхностью бетона. Подобная модель приводит к следующей системе расчетных соотношений для коэффициента теплоотдачи в процессе взаимодействия системы «расплав – бетон»

$$\alpha = 767,13 \frac{\lambda_f}{A} \frac{1}{(1 + \beta_f / \beta_v)^2} \left[\frac{c_f (T_v - T_c)}{r_{sf}^*} \right]^{1,528} \left(\frac{\lambda_v}{\lambda_s} \right)^{0,32}, \quad (3.260)$$

где $r_{sf}^* = r_{sf} + c_s(T_s - T_0) + (c_f/2)(T_i - T_s)$ - модифицированная теплота фазового перехода бетона в жидкое состояние; индексы s и f относятся к твердому и жидкому состояниям бетона соответственно; $T_i = [T_v + (\beta_f/\beta_v) T_c] / (1 + \beta_f/\beta_v)$ - температура на границе системы «расплав (индекс v) - разрушенный бетон (индекс f)»:

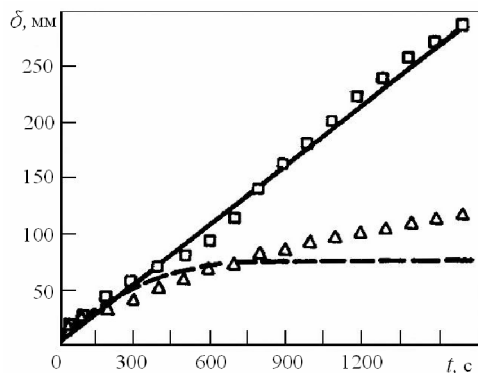
$$\beta = \sqrt{\lambda c \rho}; \quad (3.261)$$

$$\left. \begin{aligned} \rho_f &= \rho_g \varphi + \rho_{sl}(1 - \varphi); \quad \lambda_f = \lambda_g \varphi + \lambda_{sl}(1 - \varphi); \\ c_f &= c_g \varphi + c_{sl}(1 - \varphi); \quad \varphi = \left(1 + \frac{1-x}{x} \frac{\rho_g}{\rho_{gl}} S \right)^{-1}; \end{aligned} \right\} \quad (3.262)$$

$S = (\rho_{sl}/\rho_g)^{0,33}$ - отношение скоростей газа (индекс g) и шлака (sl) в двухфазной смеси продуктов разрушения бетона, имеющей объемное φ и массовое x газо-содержание.

Данная модель подвергалась модификации на основе предположения, что на начальной стадии взаимодействия расплава АкЗ с бетоном оболочки

может существовать газовая пленка на поверхности раздела системы «расплав – бетон». Таким образом, при приведенных скоростях газа, лежащих между значениями, задаваемыми предельной скоростью противоточного движения фаз (условие образования газовой пленки) и предельной скоростью существования стабильной газовой пленки (условие разрушения газовой пленки), теплообмен между расплавом и бетоном рассчитывают с использованием соотношений первой группы, т. е. по модели газовой пленки. Рис. 3.30 иллюстрирует согласование расчетов по данной модели с опытными данными, полученными на установке ВЕТА при взаимодействии с бетоном



расплавленного железа, нагретого до температуры 2473 К, при внутреннем тепловыделении 370,3 кВт.

Рис. 3.30. Сравнение расчетных и экспериментальных данных по глубине разрушения бетона при взаимодействии его с тепловыделяющим расплавом: в осевом направлении: — эксперимент; $\square$ - расчет; в радиальном направлении: - - - эксперимент; Δ - расчет.

3.2.3. Взрывоопасные состояния

Одним из возможных событий при развитии аварийной ситуации с тяжелым повреждением АкЗ ЯР является паровой взрыв, возникающий при взаимодействии расплава АкЗ с теплоносителем. Паровой взрыв может привести к резкому увеличению генерации пара и водорода, а также к сильному механическому воздействию на элементы конструкции ЯР и в первую очередь на корпус или оболочку ЯР (в зависимости от того, где произошел взрыв). Вероятность повреждения ЗО при паровом взрыве, происшедшем в нижней камере водоохлаждаемого ЯР, оценивается значением 0,01. Паровой взрыв можно определить как высвобождение значительного количества энергии расплава в форме ударной волны сжатия вследствие высокоскоростного цепного процесса взаимодействия горячей жидкости (расплава) и холодной испаряющейся жидкости (теплоносителя).

Физические исследования механизма термомеханического взаимодействия двух разнородных жидкостей различной температуры позволили выделить различные фазы возникновения и протекания парового взрыва: начальное «грубое» перемешивание горячей и холодной жидкостей (механизм теплообмена между жидкостями - пленочное кипение); резкая интенсификация теплообмена при нарушении пленочного кипения под воздействием того или иного возмущения; формирование ударной волны вследствие цепного про-

цесса резкой генерации пара - дальнейшей фрагментации жидкостей; распространение ударной волны в двухфазной системе.

Определяющей является третья фаза, при которой генерация пара в данном месте происходит со скоростью, превышающей интенсивность его отвода, что приводит к местному возрастанию давления и, как следствие, с одной стороны, - к дальнейшей фрагментации частиц жидкости, развитию поверхности контакта и росту генерации пара, а с другой стороны - к распространению этого процесса на соседние частицы. В результате имеет место детонационный процесс.

Существуют разные представления о механизме резкой генерации пара при внезапном контакте, например частиц горячей высококипящей жидкости с холодной низкокипящей жидкостью. Соответственно возможность реализации данного механизма в том или ином конкретном случае может рассматриваться как необходимое условие возникновения парового взрыва. Другие необходимые условия определяются факторами, лимитирующими физические процессы, лежащие в основе остальных фаз парового взрыва.

Описание процесса резкого возрастания генерации пара на рассматриваемой стадии парового взрыва предлагается проводить на основе механизма спонтанной нуклеации. В пользу такой гипотезы свидетельствуют данные экспериментальных исследований. Так, в ряде работ при выливании или инжектировании в воду криогенных жидкостей (гидрокарбонов) установлено, что для получения парового взрыва температура гомогенной нуклеации вливаемой жидкости должна быть близка к температуре воды, играющей здесь роль горячей жидкости. Эксперименты по всплыванию небольшой капли легкокипящего вещества в объеме высококипящей жидкости, имеющем вертикальный градиент температуры, показали, что взрыв капель различных органических жидкостей происходил при температурах, отличающихся менее чем на 1 К от теоретических температур гомогенной нуклеации. Это позволило авторам заключить, что наличие развитой поверхности контакта системы «жидкость – жидкость», имеющей температуру, большую, чем температура спонтанной нуклеации легкокипящей жидкости, или близкую к ней, является достаточным условием для возникновения, по крайней мере локального парового взрыва. К аналогичному выводу приходят авторы ряда исследований, проводившихся для системы «расплавленный металл – вода». При вливании свинца с температурой 620÷1020 К в воду диапазон температур свинца 720 - 820 К был оптимальным для возникновения паровых взрывов.

В то же время в других экспериментах, проводившихся для систем «металл – вода» (например, «олово – вода»; «сплав Вуда – вода»), эффективное взаимодействие было получено при существенно меньших температурах (573-510 К), что может быть объяснено эффектом гетерогенного парообразования, которое в условиях маломасштабных экспериментов при обилии центров парообразования позволяет обеспечить достаточную для возникновения взрывов малого масштаба скорость генерации пара.

Начальная фаза парового взрыва в значительной мере определяет массу расплава АкЗ, которая достаточно эффективно перемешивается с водой и тем самым может принимать участие в последующих фазах парового взрыва.

Возможны два принципиально различных механизма перемешивания расплава с водой, один из них предполагает, что фрагментация капель расплава происходит до размера, соответствующего пределу противоточного движения падающей капли и восходящего потока пара. Во втором случае расплав, вода и пар считаются образующими единую систему, расширяющуюся в радиальном направлении по мере погружения в объем теплоносителя. Детальный расчетный анализ процесса перемешивания при вытекании струи расплавленного топлива через нижнюю опорную плиту АкЗ водоохлаждаемого ЯР, проведенный с помощью многомерной компьютерной программы RHOENIX (Великобритания), показал, что для условий экспериментов промежуточного масштаба перемешивание может быть описано на базе представления о фрагментации струи топлива при соударении с уровнем воды на сферические капли неизменного диаметра. Эти сферы окружены паровой пленкой и при дальнейшем погружении в объем воды не фрагментируются.

В то же время для полномасштабных условий ЯР более предпочтительным оказалось допущение непрерывной фрагментации струи топлива под действием локального теплового взаимодействия с водой и турбулентного перемешивания. Например, диаметр частиц топлива можно полагать убывающим по закону

$$D_f = D_{f0} \exp(-T^+), \quad (3.263)$$

где D_{f0} - начальный диаметр частиц; $T^+ = (u_{int}/D_{f0}) (\rho_c/\rho_f)^{1/2}$ - безразмерное время; u_{int} - скорость топлива на входе; ρ_c , ρ_f - плотность теплоносителя и топлива соответственно.

В рамках того или иного допущения о величине и законе изменения частиц топлива процесс перемешивания может быть описан следующей системой уравнений сохранения массы, импульса и энергии фаз двухфазной смеси топлива и теплоносителя:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\varphi_k \rho_k \Phi_k) + \text{div}(\varphi_k \rho_k u_k \Phi_k - \varphi_k \Gamma_{\Phi_k} \text{grad} \Phi_k) = \varphi_k S_{\Phi_k}; \quad (3.264)$$

$k = 1, 2$

где

$$\Phi_k = \begin{cases} 1 & \text{в уравнениях масс;} \\ v_k, w_k & \text{в уравнениях импульса;} \\ i_k & \text{в уравнениях энергии;} \end{cases} \quad (3.265)$$

$u_k\{v_k, w_k\}$ - вектор скорости с проекциями v_k на ось y и w_k на ось z ; φ_k - объемное паросодержание фазы k ; $\varphi_1 + \varphi_2 = 1$; Γ_{Φ_k} и S_{Φ_k} - коэффициент переноса и источник член для фазы k соответственно.

Система замыкающих соотношений включает в себя:
уравнения состояния фаз

$$\rho_k = \rho_k(p, i_k); \quad (3.266)$$

описание источников члена в уравнении импульса фазы

$$S_{\Phi_k} = i \text{grad} p + i g + i F_{kj}(u_k - u_j), \quad (3.267)$$

где множитель межфазного трения F_{kj} равен

$$F_{kj} = \frac{3}{4} c_D \frac{\rho_1}{\varphi_1 D_f} |u_k - u_j|, \quad (3.268)$$

здесь коэффициент сопротивления c_D капли топлива диаметром D_f окруженной пленкой пара, находится по соотношению

$$c_D = 0,45 \left[\frac{1 + 17,67(1 - \varphi_2)^{9/7}}{18,67(1 - \varphi_2)^{3/2}} \right]^2; \quad (3.269)$$

описание источников члена в уравнении энергии фазы k , определяемого межфазным теплообменом

$$S_{\Phi_k} = Q_{kj} = A_p (\alpha_c + \alpha_r)(T_p - T_s), \quad (3.270)$$

где A_p , T_p - площадь поверхности и температура частицы топлива; T_s - температура насыщения теплоносителя; α_c - коэффициент теплоотдачи конвекцией, равный

$$\alpha_c = 2,98 \frac{\rho_g \lambda_g r' |u_k - u_j|}{D_f (T_p - T_s)} \quad (3.271)$$

здесь $r' = r + 0,68 c_{pg}(T_p - T_s)$ - модифицированная теплота парообразования теплоносителя; ρ_g , λ_g - плотность и теплопроводность пара теплоносителя; α_r - коэффициент теплоотдачи радиацией, равный

$$\alpha_r = \sigma \varepsilon_r (T_p^4 - T_s^4) / (T_p - T_s) \quad (3.272)$$

(здесь ε_r - приведенный коэффициент теплового излучения системы). Вторая фаза или фаза возбуждения парового взрыва обуславливает стохастическую природу взрыва, связанную с разрушением паровой пленки вокруг горячих частиц под действием случайных возмущений. К ним, в частности, могут от-

носиться случайные снижения температур расплава или теплоносителя, спонтанные локальные волны давления или волны давления, приходящие извне. Так, исследования дестабилизации пленочного кипения этанола и фреона-113 на обогреваемой горизонтальной никелевой трубе вследствие ударного возрастания давления на 0,1 - 0,5 МПа за время $0,08^{-3}$ мс показали, что разрушение паровой пленки визуально казалось полностью завершенным примерно через один кадр (при скорости съемки 5000 кадр/с) даже при таких относительно небольших скачках давления и температурах поверхности, в 1,5 раза превосходящих критическую температуру.

Третья фаза - формирования ударной волны - определяется циклической совокупностью процессов, включающей в себя процессы перемешивания и формирования новой области контакта системы «расплав – теплоноситель», в частности за счет фрагментации расплава, генерации пара и т.д.

В целом третья фаза является наиболее неопределенной среди всех стадий взрыва. Предложен ряд моделей этой фазы. Однако в некоторых работах делается заключение, что ни одну из этих моделей нельзя рассматривать как имеющую твердую теоретическую и экспериментальную основу. Поэтому ограничимся лишь общей характеристикой основ этих моделей.

Одна группа моделей базируется на представлении о фрагментации вследствие разрушения пузырьков, в то время как другая фокусирует внимание на перемешивании во время стадии расширения. Модели первой группы обычно используют расчеты асимметричного разрушения кавитационного пузырька, касающегося вначале твердой стенки. При этом могут быть оценены длина, скорость и диаметр возникающей струи. Неопределенность приложений этой модели к частицам расплава, окруженным паровым слоем, состоит в том, что условие касания не удовлетворяется даже приближенно.

Вместе с тем киносъемки фрагментации капель олова в воде показывают повторяющийся рост и разрушение пузырей вследствие проникновения воды в каплю, за которым следует быстрое испарение. Этот факт находится в определенном соответствии с теорией образования кратеров, согласно которой теплоноситель проникает в капли топлива благодаря неустойчивости поверхности и турбулентному перемешиванию, вызванному большими относительными скоростями теплоносителя. Затем он быстро испаряется, «выдувая» воронку материала, масса которой зависит от температуры и физических свойств расплава и теплоносителя.

Другая модель неустойчивости поверхности частицы расплава рассматривает кольцевую струю брызг, следующую за контактом «языка» жидкого теплоносителя с поверхностью расплава и быстрым местным повышением давления.

Последняя фаза парового взрыва - распространение полностью сформировавшейся термической детонационной волны в первоначально грубо перемешанной смеси расплава, жидкого и парообразного теплоносителя. Прохождение ударной волны вызывает срыв парового слоя с частицы расплава и

возникновение больших относительных скоростей. На этой стадии фрагментация частиц расплава может происходить либо вследствие вскипания при докритических давлениях, либо вследствие нарушения устойчивости поверхности при сверхкритических давлениях. Второй механизм может быть доминирующим при высоких относительных скоростях, соответствующих большим числам Бонда:

$$Bo = \frac{3u_R r_D c_D}{8\sigma} > 10^5, \quad (3.273)$$

где u_R - относительная скорость частицы радиусом r_D ; c_D - коэффициент сопротивления одиночной гладкой частицы. Такие значения Bo соответствуют высоким давлениям за ударной волной. Например, для пары «олово – вода» давление примерно равно 10^2 МПа без учета замедления теплоносителя.

Результаты более реалистичных расчетов показывают возможность появления пара докритического давления в зоне прохождения скачка давления.

Приведенное выше описание различных фаз парового взрыва показывает сложность и малоизученность протекающих при взрыве физических процессов. Соответственно с весьма большими неопределенностями связаны попытки расчетным путем предсказать условия возникновения парового взрыва при расплавлении АкЗ и его последствия.

В последнее время осуществляются исследовательские программы, включающие в себя проведение «интегральных» экспериментов оценочного характера и разработку компьютерных программ, базирующихся на «интегральных» феноменологических моделях паровых взрывов.

В частности, оценочные экспериментальные исследования выполнялись на установке FITS (США). Расплавы АкЗ моделируются расплавами железоалюминия с добавкой кориума. Масса расплава 1 - 20 кг. Теплоноситель – вода при различных температурах и давлениях. Соотношения масс расплава и воды варьировались. Измерялись: давление в окружающей воде и в атмосфере, параметры парогазовой смеси, изменяющиеся во времени, финальное распределение осколков. Процесс визуализировался с помощью высокоскоростной киносъемки.

В качестве примера феноменологических моделей парового взрыва можно привести неравновесную модель парового взрыва большого масштаба в водоохлаждаемом ЯР.

Физическая модель рассматривает процессы перемешивания и взрыва в трех зонах системы (рис. 3.31): взрыва, промежуточной и расширения.

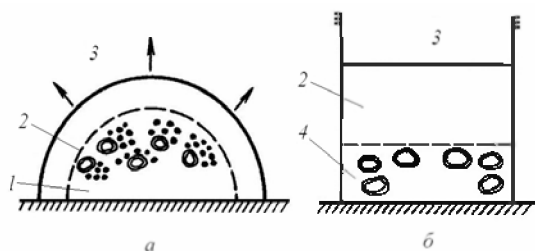


Рис. 3.31. Физическая модель процессов перемешивания (а) и парового взрыва (б): 1 - зона взрыва; 2 - промежуточная зона; 3 - зона расширения; 4 - зона перемешивания.

Основные допущения модели:

система имеет одну зону взрыва, распространяющегося с плоским или полусферическим фронтом;

весь теплоноситель в зоне взрыва участвует во взаимодействии с расплавом;

тепломассообмен с окружающей средой отсутствует; внутренний тепло-массообмен осуществляется между зонами взрыва и промежуточной;

частицы расплава топлива равномерно распределены в объеме теплоносителя в результате начального перемешивания;

весь пар, возникающий при взрыве, остается вокруг частиц топлива;

радиационной энергией пара и энергией химических реакций между топливом и теплоносителем можно пренебречь.

Вода и пар могут иметь различные температуры и потому не находиться в состоянии термодинамического равновесия. Частицы расплавленного топлива разделяются по размерам на две группы: первую образуют частицы диаметром D_{mix} , определяющимся процессом начального перемешивания, вторую составляют частицы, образовавшиеся в процессе фрагментации. Переход частиц из первой группы во вторую осуществляется по тому или иному закону, например имеет место почти мгновенный переход при прохождении ударной волны (в течение почти 100 мкс).

Основная система дифференциальных уравнений модели включает в себя записанные в приближении сосредоточенных параметров уравнения баланса массы и энергии для нефрагментированного и фрагментированного топлива, жидкого и парообразного теплоносителей в зоне взрыва, теплоносителя в промежуточной зоне, а также уравнение движения для промежуточной зоны:

уравнения баланса массы:

фрагментированного топлива (индекс fr)

$$dm_{\text{fr}}/dt = \dot{m}_F; \quad (3.274)$$

нефрагментированного топлива (индекс f)

$$dm_f/dt = - \dot{m}_F; \quad (3.275)$$

пара теплоносителя (индекс g)

$$dm_g/dt = \dot{m}_v; \quad (3.276)$$

жидкого теплоносителя (индекс c)

$$dm_c/dt = - \dot{m}_v + \dot{m}_M; \quad (3.277)$$

промежуточной зоны (индекс s)

$$dm_s/dt = - \dot{m}_M; \quad (3.278)$$

уравнения баланса энергии:

фрагментированного топлива

$$dE_{fr}/dt = -\dot{Q}_{frg} - \dot{m}_{Fv}p + \dot{m}_{Fi}h_i \quad (3.279)$$

нефрагментированного топлива

$$dE_f/dt = -\dot{Q}_{fg} + \dot{m}_{Fv}p - \dot{m}_f h_f \quad (3.280)$$

пара теплоносителя

$$dE_g/dt = \dot{Q}_{fg} + \dot{Q}_{frg} - \dot{Q}_{fc} - \dot{Q}_{frc} + \dot{m}_v[h_{fg} + c_{pc}(T_{sc} - T_{ref})] - p\dot{V}_g; \quad (3.281)$$

жидкого теплоносителя

$$dE_c/dt = \dot{Q}_{fc} + \dot{Q}_{frc} - \dot{m}_v c_{pc}(T_c - T_{ref}) + \dot{m}_{Mcps}(T_s - T_{ref}) - p\dot{V}_c; \quad (3.282)$$

промежуточной зоны

$$dE_s/dt = -\dot{m}_{Mcps}(T_s - T_{ref}) - p\dot{V}_s; \quad (3.283)$$

уравнения импульса для промежуточной зоны:

при плоском фронте ударной волны

$$\frac{du_s}{dt} = -g + \frac{A_s(p - p_0)}{m_s} - \frac{1}{2}u_s^2 \frac{f}{D_H}; \quad (3.284)$$

при полусферическом фронте ударной волны

$$\frac{du_s}{dt} = \frac{R_0}{R_i^2 - R_0 R_i} \left[\frac{p - p_0}{p_s} - \frac{2g}{\pi} (R_0 - R_i) - u_s^2 \left(\frac{3}{2} + \frac{R_i^4}{2R_0^4} - 2\frac{R_i}{R_0} \right) \right], \quad (3.285)$$

где R_i , R_0 , T_s - внутренний и наружный радиусы и температура промежуточной зоны соответственно; T_{sc} , T_{ref} - температура насыщения и текущая температура теплоносителя; $\dot{m}_F$, $\dot{m}_v$, $\dot{m}_M$ - интенсивности фрагментации топлива, испарения теплоносителя, массообмена между зоной взрыва и промежуточной зоной соответственно; $\dot{Q}_{fg}$, $\dot{Q}_{frg}$, $\dot{Q}_{fc}$, $\dot{Q}_{frc}$ - интенсивности теплообмена нефрагментированного и фрагментированного топлива с паром и жидким теплоносителем; h_{fg} , h_f - удельные теплоты испарения теплоносителя и плавления топлива; v_g , v_c , v_s - удельные объемы пара, жидкости и промежуточной зоны; A_s - площадь границы зон взрыва и промежуточной зоны; u_s - скорость движения границы промежуточной зоны; $\dot{V}_g$, $\dot{V}_c$ - скорости изменения объема и пара жидкости.

Система замыкающих соотношений основной системы дифференциальных уравнений модели (3.284) - (3.285) включает в себя следующие выражения для описания:

интенсивности фрагментации расплава топлива

$$\dot{m}_F = \begin{cases} \frac{\Delta m_{fr}}{\tau_{fr}} & \text{при } t < T_{fr}; \\ 0 & \text{при } t > T_{fr}. \end{cases} \quad (3.286)$$

(здесь Δm_{fr} , τ_{fr} - эмпирические параметры: масса фрагментирующегося топлива и время фрагментации соответственно);

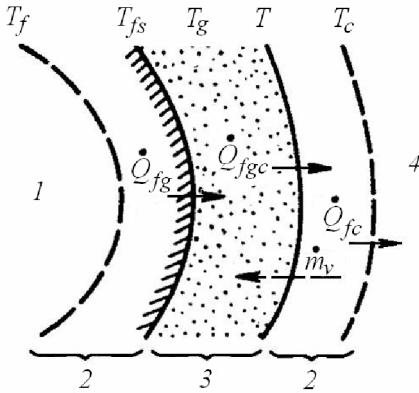


Рис. 3.32. Схема механизма теплообмена фрагментов топлива: 1 - топливо; 2 - глубина слоя термического взаимодействия; 3 - пар; 4 - жидкость.

теплообмена с паром (рис. 3.32)

$$Q_{ig} = \Delta_i \alpha_i (T_i - T_{is}), \quad i = f, fr, \quad (3.287)$$

где коэффициент теплоотдачи α_i равен

$$\alpha_i = \max \left[\frac{\lambda_i}{r_i}; \frac{\lambda_i}{\sqrt{\pi \alpha_i t}} \right] \quad (3.288)$$

(здесь r_i , α_i - радиус и коэффициент температуропроводности топливной частицы соответственно);

теплоотдачи к внешней границе парового слоя

$$\dot{Q}_{igc} = \alpha_{ig} A_{ig} (T_g - T_{sc}) + A_i \sigma \epsilon_i (T_{is}^4 - T_{sc}^4), \quad (3.289)$$

где термическая проводимость газового слоя равна

$$\alpha_{ig} = \lambda_g / \delta_g = \lambda_g / \max \left[\frac{V_g}{A_i}, \delta_0 \right] \quad (3.290)$$

(здесь V_g , δ_0 - объем и исходная толщина газового слоя; ϵ_i - приведенный коэффициент теплового излучения);

обмена теплом в слое жидкого теплоносителя

$$Q_{ic} = \alpha_{ic} A_{ic} (T_{sc} - T_c) + (1 - C) A_i \sigma \epsilon_i (T_{is}^4 - T_{sc}^4), \quad (3.291)$$

где $\alpha_{ic} = \lambda_c / \sqrt{\pi \alpha_c t}$, $i = f, fr$; $C \approx 0,1$ - доля тепла, излучаемого топливом и идущего на объемное тепловыделение в теплоносителе;

интенсивности парообразования на границе системы «пар – жидкость»

$$\dot{m}_v = \frac{Q_{fgc} + Q_{frgc} - \dot{Q}_{fc} - \dot{Q}_{frc}}{i_{fg} + c_{pc}(T_{satc} - T_c)} \quad (3.292)$$

уноса из промежуточной зоны в зону взрыва каплей жидкости размером D_d с относительной скоростью u_R :

$$D_d = 2\pi \left[\frac{\sigma}{a(\rho_c - \rho_g)} \right]^{1/2} = \Lambda_c; \quad (3.293)$$

$$u_R = 0,465 [a\Lambda_c]^{1/2}, \quad (3.294)$$

где a - ускорение.

Система основных дифференциальных уравнений (3.274) - (3.285) и система замыкающих соотношений (3.286) - (3.294) образуют неравновесную математическую модель для описания параметров, характеризующих паровой взрыв в системе «расплав АкЗ – вода». В качестве условий однозначности необходимо задать: m_s - массу промежуточной зоны; m_c - массу теплоносителя в зоне взрыва; V_{gi}/V_{ci} - начальное объемное паросодержание в зоне взрыва; T_{mix} - характерное время смешения; D_{mix} - характерный начальный диаметр частиц, а также эмпирические параметры процесса взрыва: T_{fr} - характерное время фрагментации; D_{fr} - локальный характерный диаметр фрагментации; Δm_{fr} - массу топлива, участвующего во фрагментации.

В условиях экспериментов на установке FITS могут быть рекомендованы следующие соотношения для определения условий однозначности:

$$m_c = \rho_c \cdot 1,5 (T^+)^2 (T^+)^2 V_{fj}, \quad (3.295)$$

где T^+ - безразмерное характерное время смешения, равное

$$T^+ = (u_f T_{exp} / D_{f0}) (\rho_c / \rho_f)^{1/2}; \quad (3.296)$$

T_{exp} - время взрыва; D_{f0} - входной размер частиц топлива; u_f - скорость скольжения нефрагментированного топлива, определяемая при расчете замедления топлива в теплоносителе;

$$V_{gi} / V_{ci} = 1,5 (T^+)^2 - 1 / 1,5 (T^+)^2; \quad (3.297)$$

$$\frac{D_{mix}}{D_{f0}} = \exp[-C_0 (T^+)^m We^n] \quad (3.298)$$

при $T^+ = 0$; $D_{mix} = D_{f0}$; $C_0 = 0,163$; $m = 0,772$; $n = 0,246$; $We = \rho_c u_f^2 D_{f0} / \sigma_f$;

$$T_{fr} = 2L / u_{prop}; \quad (3.299)$$

u_{prop} - скорость распространения удара (измеренная или принятая); L - расстояние от зоны взрыва до свободной поверхности объема;

$$D_{fr} = 2 \left[\frac{a_f T_{fr}}{Fo} \right]^{1/2}, \quad (3.300)$$

где a_f - коэффициент температуропроводности топлива.

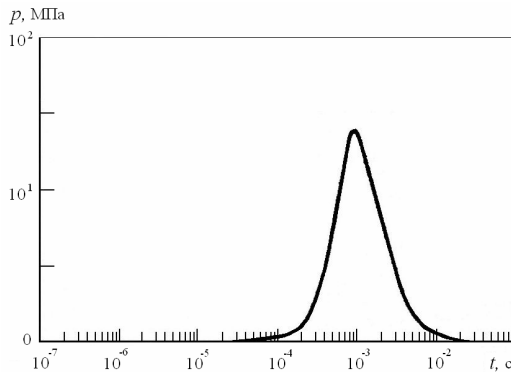
Масса топлива, участвующего во фрагментации, находится путем итерационного решения следующей системы соотношений:

$$D_{mavg} = \frac{D_{fr} \Delta m_{fr} + (m_f - \Delta m_{fr}) D_{fr}}{m_f}; \quad (3.301)$$

$$D_{fr} = \left[\frac{6(m_f - \Delta m_{fr})}{\pi N_{mix} \rho_f} \right]^{1/3}; \quad (3.302)$$

$$N_{mix} = \frac{6m_f}{\pi \rho_f D_{mix}^3}, \quad (3.303)$$

где D_{mavg} - среднемассовый диаметр частиц топлива; D_{fr} - диаметр нефрагментированных частиц топлива; N_{mix} - число частиц топлива, прошедших предварительное перемешивание.



Результаты расчетов по данной модели, иллюстрируемые рис. 3.33, достаточно хорошо совпадают с экспериментальными данными, полученными на установке FITS.

Рис. 3.33. Изменение давления во времени. Опыт на установке FITS ($m = 14$ кг; $\varphi_0 = 50$ %).

3.2.4. Проблемы локализации кориума

Маловероятной, но возможной стадией развития ситуации с тяжелым повреждением АкЗ ЯР является стадия локализации расплава АкЗ либо внутри оболочки ЯР, либо в специальной полости-ловушке. Под локализацией понимается долговременное удержание расплава АкЗ в ограниченном специально предназначенном месте и организация пассивного или активного отвода тепла с целью затвердевания расплава.

До недавнего времени эта стадия развития ситуации с тяжелым повреждением АкЗ рассматривалась лишь для ЯРБН и в первую очередь для жидко-

металлических ЯР. В настоящее время проводятся подобные рассмотрения и для водоохлаждаемых ЯР.

Здесь целесообразно остановиться лишь на общих для жидкометаллических водоохлаждаемых ЯР аспектах проблемы локализации расплава АкЗ. Технически возможны следующие пути локализации расплава АкЗ:

1. Бетонный неохлаждаемый «тигель», образуемый стенками шахты ЯР, практически существующий во многих имеющихся конструкциях ЯР, хотя и не рассчитанный на локализацию расплава АкЗ.

2. Специальный бетонный «тигель» с керамической обшивкой и активной системой охлаждения бетона.

3. «Тигель-ловушка» с «жертвенным» барьером. В этом случае бетонный «тигель» имеет массивную обшивку из «жертвенного» материала, характеризующегося в первую очередь высокой теплопроводностью и соответствующей температурой плавления. В пределе вся шахта ЯР может быть заполнена «жертвенным» материалом.

4. «Тигель-ловушка» со стойким барьером, который образуется соответствующим тугоплавким материалом.

5. Система «ловушек-поддонов», организуемых таким образом, чтобы поэтапно прерывать движение расплава вниз и охлаждать его.

Процесс локализации расплава АкЗ на каждом из этих путей существенным образом зависит от многих факторов и в первую очередь от состава, состояния, геометрических и тепловых параметров расплава, от интенсивности и распределения в нем внутренних источников тепла, от выбора материалов и геометрических характеристик локализирующих устройств, от особенностей химического, механического и теплового взаимодействия материалов расплава и локализирующих устройств и т.п.

Неопределенность относительно точного знания этих факторов обуславливает значительную неопределенность описания процесса локализации расплава АкЗ. Тем не менее можно отметить ряд практически важных характеристик каждого из возможных путей локализации расплава.

Закономерности взаимодействия расплава АкЗ с бетоном, происходящего во всех случаях использования бетонного «тигеля», были рассмотрены выше. Процесс проплавления стальной обшивки бетона или стальных конструкций «ловушек-поддонов» может быть описан на основе анализ модельного процесса теплового взаимодействия стальной плоской плиты со средой высокой температуры. Время проплавления такой плиты определяется в первую очередь плотностью воздействующего теплового потока и теплоотдачей взаимодействующих поверхностей.

Для достаточно высоких значений коэффициента теплоотдачи на поверхности контакта с расплавом (около $2 \cdot 10^3$ Вт/(м²·К)) и при контакте плиты с плохим проводником тепла (бетон) время полного проплавления стальной плиты может быть оценено по соотношению

$$t_c = \rho c (T_m - T_a) (1 + S) a / q, \quad (3.304)$$

где T_m - температура плавления стали; T_a - температура бетона; $S = L/c(T_m - T_a)$ - число Стефана; L - теплота плавления стали; a - толщина плиты; q - плотность теплового потока, МВт/м². Например, стальная плита толщиной 20 мм под действием теплового потока плотностью $q = 2$ МВт/м² полностью проплавится примерно через 60 с. Материалы, используемые в качестве «жертвенного» барьера, должны обладать следующими свойствами: большой теплоемкостью и теплотой плавления, достаточно высокой температурой плавления, способностью образовывать раствор с UO_2 , с тем чтобы «разбавить» расплав топлива и уменьшить интенсивность внутреннего тепловыделения, а также достаточно высоким сечением поглощения нейтронов и невысокой стоимостью.

Наилучшим образом всем этим требованиям, по-видимому, будут удовлетворять композиционные материалы.

Из «чистых» тугоплавких материалов перспективны для использования в жертвенном барьере оксиды магния (MgO), алюминия (Al_2O_3), циркония (ZrO_2) и кремния (SiO_2), не вступающие в активное химическое взаимодействие с материалами расплава АкЗ и нержавеющей сталью основной обшивки тигля.

Оксид магния относительно легок (3,5 т/м³), но имеет высокую теплоемкость ($c = 1,3$ кДж/(кг·К)), высокие температуру ($T_m \sim 2800$ °С) и теплоту ($L \approx 1,8$ МДж/(кг·К)) плавления. Оксиды магния и урана образуют жидкую эвтектику (молярное содержание 50 %) при $T \approx 2200 \div 2300$ °С. Оксид алюминия (Al_2O_3) имеет более низкие тепловые характеристики, чем оксид магния ($c = 1,1$ кДж/(кг·К), $T_m \approx 2000$ °С, $L \approx 1,1$ МДж/(кг·К)), но это частично компенсируется более высокой плотностью (4 т/м³). Молярное содержание Al_2O_3 в эвтектике с UO_2 – 83 %.

Оксид циркония (ZrO_2) имеет еще более низкие тепловые характеристики ($c = 0,6$ кДж/(кг·К), $L = 0,7$ МДж/кг), но высокую температуру плавления ($T_m \approx 2760$ °С) и существенно большую плотность (5,7 т/м³). Оксиды достаточно эффективны: MgO при разогреве до эвтектической температуры и плавления поглощает тепло в количестве около 17 ГДж/м³, Al_2O_3 - в количестве 13 ГДж/м³. По этому параметру для «жертвенного» барьера подходит и бетон (поглощающий тепло до 14 ГДж/м³), но отсутствие интенсивного газовыделения при взаимодействии с расплавом делает оксиды предпочтительными.

Следует отметить, что «тигли-ловушки» расплава АкЗ могут быть как с активным охлаждением, так и без охлаждения. В качестве «жертвенного» материала для пассивных ловушек были предложены обедненная урановая керамика UO_2 и базальт. Базальт обладает теми же недостатками, что и бетон, а необходимая масса UO_2 весьма дорогостояща.

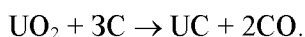
В качестве примера устройств с «жертвенным» барьером можно привести разработанный в проекте CRBR «тигель-ловушку», в котором «жертвенный» барьер состоит из магниевых блоков высотой 5 м, образующих ци-

линдр радиусом 7 м, окруженный встроенной в графитовые блоки системой охлаждения. Затем идет бетонная оболочка.

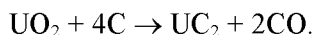
К материалам, используемым в качестве стойких барьеров, предъявляются требования тугоплавкости и отсутствия интенсивного химического взаимодействия с расплавом АкЗ и со сталью, если эти материалы используются в качестве слоя обшивки тигля.

Данным требованиям удовлетворяют рассмотренные выше оксиды, в особенности оксид кремния SiO_2 . Однако более перспективными представляются графит, оксиды тория и урана. Графит обладает достаточно высокими тепловыми характеристиками. Он остается в твердом состоянии вплоть до температуры плавления UO_2 (около 3100°C).

В области температур $1600 - 1830^\circ\text{C}$ при взаимодействии оксидного топлива с графитом образуется карбид урана UC согласно реакции



При больших температурах протекает реакция



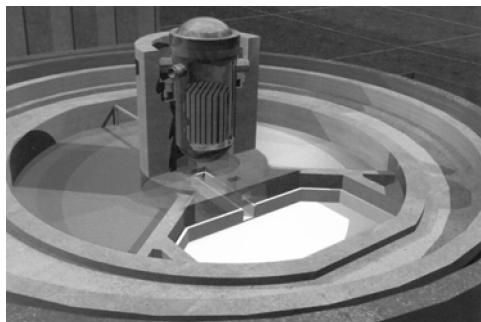
При температурах около 2400°C появляется жидкая фаза карбидов урана. Основной недостаток графита - достаточно интенсивное газовыделение (CO) при взаимодействии с расплавом топлива. С этой точки зрения более предпочтительны UO_2 , ThO_2 . В частности, в проекте охлаждаемого «тиглю-ловушки» для ЯР SNR-300 в качестве материала стойкого барьера использован обедненный диоксид урана UO_2 и тория ThO_2 .

Выбор и анализ оптимальных способов локализации расплава АкЗ в ситуациях с тяжелым повреждением АкЗ водоохлаждаемого ЯР требуют специальных исследований. Физическому и математическому моделированию других аспектов динамики тяжелых аварий ядерных энергоблоков посвящена следующая глава настоящей монографии.

Глава 4

Физико-математическое моделирование динамики тяжелых аварий в водоохлаждаемых реакторах

Опыт ликвидации ядерных аварий различной степени тяжести, которые имели место в энергетических ЯР основных типов, обусловил необходимость обязательной реализации ряда определяющих требований, предъявляемых в настоящее время к проектам современных АЭС повышенной безопасности. Одним из таких требований является обязательное создание под сооружаемым ЯР бассейна достаточной прочности и емкости. Основное назначение такого бассейна, используемого в случае возникновения тяжелой аварии с разрушением не только АкЗ, но и корпуса ЯР состоит в улавливании всех высокоактивных материалов (расплавленного ядерного топлива, частей оборудования, строительных конструкций здания ЯР и т.п.), т.е. кориума, и недопущение попадания их в грунт, что позволит существенно снизить риск



поражения населения и окружающей среды и облегчит проведение работ по ликвидации последствий аварии. Общий вид макета такого бассейна [2] представлен на рис. 4.1.

Рис. 4.1. Макет подреакторного бассейна для приема кориума в проекте ядерного энергоблока повышенной безопасности.

Конструкция бассейна должна обеспечивать возможность удержания кориума и частиц непрореагировавшего ядерного топлива в контролируемом состоянии под повышенным давлением. С целью обеспечения длительного отвода остаточного тепловыделения такие защитные сооружения должны оснащаться либо гасительными бассейнами (для ЯР с кипящей водой), либо распылителями, охладителями и конденсаторами (для ЯР с водой под давлением).

Определение технических характеристик такого бассейна должно основываться на стратегии и тактике ликвидации гипотетических тяжелых аварий. Однако закономерности протекания сложных и взаимосвязанных теплофизических, химических и других процессов, сопровождающих тяжелые аварии ЯР с проплавлением АкЗ и строительных конструкций, изучены недостаточно. Так, например, на момент Чернобыльской катастрофы в СССР имелись весьма ограниченные сведения относительно динамики тяжелых аварий ЯР, а также практически отсутствовали научно обоснованные подходы к разработке стратегии ликвидации таких аварий. В условиях существенного дефицита знаний о процессах, возникновение которых характерно для различных сценариев протекания и ликвидации тяжелых аварий (такова, например,

информация о течении высокотемпературных расплавов с внутренними источниками тепловыделения, взаимодействии расплавов с железобетонными конструкциями и водой, т.д.), особую значимость приобретают немногочисленные известные данные модельных исследований (например, [36 - 45]), выполненных в ведущих ядерных центрах. Так, например, в США в ходе таких исследований был создан комплекс программ STCR, моделирующих протекание тяжелых аварий на АЭС с водо-водяными ЯР, в том числе процессов, происходящих при взаимодействии расплавленного топлива с конструкционными материалами.

Достаточно полное рассмотрение известных данных об условиях, методах и результатах подобных модельных исследований, а также недавние научные результаты в данном направлении приведены в работе [35].

Необходимым условием локализации очага тяжелой аварии, а также ограничения ее возможных последствий является сохранение устойчивости и герметичности ЗО. Вместе с тем реалистичный сценарий развития возможной тяжелой аварии ядерного энергоблока должен учитывать также и ситуации, когда вследствие неблагоприятного развития событий на поврежденной РУ ее ЗО потеряет свою целостность, и этот важный физический барьер безопасности будет разрушен. В работе [76] проанализированы следующие, наиболее вероятные, причины возможного разрушения ЗО: прямой нагрев от топлива из разрушенного ЯР; взрыв водорода; паровой взрыв в объеме ЯР или в контейнменте. При разработке проекта ядерного энергоблока подлежит конкретизации комплекс эффективных противоаварийных мероприятий, которые имеют своей целью сохранение целостности ЗО с учетом вышеуказанных факторов разрушения. В этой связи важное значение приобретает достоверное расчетное предсказание возможного воздействия на контейнмент в процессе развития гипотетической тяжелой аварии динамических и тепловых нагрузок.

Так, если в ходе начальной фазы развития тяжелой аварии (в течение первых 4 – 6 часов с момента ее возникновения) целостность ЗО сохранена за счет функционирования штатных защитных систем, решающее значение приобретают те факторы разрушения, которые воздействуют на контейнмент в последующий период. К числу этих факторов следует отнести: повышение давления вследствие тепловыделения в объеме ЗО; генерацию пара при контакте кориума с водой бассейна; выделение неконденсирующихся газов при взаимодействии кориума с бетоном. Для указанной фазы тяжелой аварии наиболее характерны следующие потенциально опасные процессы: растекание расплава по основанию контейнмента; термическое воздействие кориума; абляция бетона; генерация неконденсирующихся газов.

Оценочные исследования устойчивости моделей различных элементов ЗО методом их прямого нагрева выполнены в работах [77, 78]. Процессы образования взрывчатых смесей водорода в объеме ЗО исследовались в работах [79, 80]. По результатам этих работ было установлено, что процесс смешения

кориума происходит весьма интенсивно и локальные неоднородности расплава быстро сглаживаются, за исключением случаев наличия термической стратификации. В настоящее время усилия исследователей направлены на изучение условий возникновения водородного взрыва с учетом факторов, способствующих его возникновению. Соответствующие эксперименты выполнялись в работах [81, 82]. Так, в работе [82] установлено, что детонация водородной смеси возможна лишь в исключительных случаях, а именно в больших объемах и только при условии ее хорошего перемешивания. Кроме того, эта смесь должна иметь параметр расширения выше критического значения, которое является функцией чисел Зельдовича и Льюиса.

Условия возникновения парового взрыва в объеме ЯР в последние годы широко исследовались в ряде работ. По результатам этих исследований разработаны соответствующие компьютерные расчетные коды [83]. Вместе с тем результаты экспериментальных исследований [47, 50, 84] поведения струй расплава $\text{UO}_2\text{-ZrO}_2$ и модельных струй Al_2O_3 относительно их влияния на возникновение паровых взрывов в некоторой степени противоречивы, в связи с чем эти процессы требуют дополнительного изучения.

Значительный объем работ [85 - 98] выполнен в последние годы в области теплогидравлики процесса растекания подлежащего охлаждению кориума, попадающего на бетонное основание ЗО. В этой связи важной проблемой является изучение взаимодействия кориума с бетоном. Процесс абляции бетона при контакте его с кориумом сопровождается выделением неконденсирующихся газов. Температура, при которой начинается абляция, значительно ниже температуры расплава. На ход этого процесса оказывают существенное влияние физические свойства бетона, включая его химический состав, энтальпию, выход газов и др. На основании выполненных экспериментов разработаны компьютерные коды CORCON [99] и WECHSEL [100]. Указанные коды учитывают кинетику соответствующих химических реакций, а также абляцию бетона и его газовыделение с точностью порядка 30 %.

Известно, что явление сегрегации примесей в расплаве [101] может привести к росту концентрации окислов урана вблизи дна бассейна и соответствующему росту тепловыделения, что может повлиять на динамику поздней фазы аварии. Действительно, проходя через слой воды, струя расплава диспергируется за счет локальных паровых взрывов. В результате на дне бассейна скапливаются частицы кориума различной геометрии и фракционного состава. За счет внутренних источников тепловыделения этот конгломерат продолжает разогреваться, создавая предпосылки для разрушения донной части бассейна. Охлаждение залитого водой слоя расплава, взаимодействующего как с водой, так и с бетонным основанием, исследовалось, в частности, в работе [102]. В ней проведены три модельных эксперимента с кубическими бассейнами с водой, в которые подавался расплав, содержащий окислы урана и циркония, причем тепловыделение имитировалось электронагревателями. В опытах было установлено, что наибольший тепловой поток отмечался на бо-

ковых стенках бассейна в условиях, когда на поверхности расплава образовывалась изолирующая корка, закреплявшаяся также на боковых стенках бассейна. Формирование этой корки существенно уменьшало теплоотдачу к воде, а именно с 2 до 0,1 МВт/м². В результате этих экспериментов установлены три следующих механизма теплоотдачи охлаждаемого водой кориума: конвективным теплосъемом водой; теплопроводностью через затвердевшую корку расплава; конвективными токами расплава, прорывающегося через корку в объем бассейна. Перспективным следует полагать способ охлаждения кориума, изложенный в работе [103]. Сущность этого способа состоит в следующем. Достаточно глубокий бассейн располагается под бетонным основанием, в котором предусмотрены дренажные каналы. Между корпусом ЯР и бассейном расположена тонкая плита из «жертвенного» бетона, которая при попадании на нее расплава разрушается, однако препятствует паровому взрыву. При этом фрагменты «жертвенного» бетона внедряются в слой расплава и снижают концентрацию окислов урана в нем. Струи воды, направляемые в расплав снизу, интенсивно испаряются, создавая восходящий поток пара. Турбулентное перемешивание интенсифицирует теплообмен и ускоряет охлаждение расплава, способствуя формированию пористого высокопроницаемого слоя. Последний способен к эффективному охлаждению посредством напорной восходящей фильтрации через него охлаждающей воды. Эффективность этой концепции ускоренного охлаждения расплава была подтверждена также в ряде работ [104 - 110].

Как известно, значительная часть топлива и продуктов его деления, попадающих в объем ЗО в результате тяжелой аварии ЯР, является мелкодисперсными аэрозолями. Их перенос в объеме определяет нестационарный характер изменения концентрации, который экспоненциально убывает во времени. Установка эффективных фильтров (с коэффициентом очистки 10^3 - 10^5), которые способны улавливать эти аэрозоли, рассматривается в настоящее время в качестве дополнительного средства безопасного снижения давления в аварийной ЗО. В то же время одной из наиболее эффективных и простых концепций реализации пассивной защиты в ходе тяжелой аварии продолжает оставаться именно подреакторный бассейн с водой, обеспечивающий эффективное диспергирование и охлаждение кориума.

4.1. Физико-математические модели теплофизических процессов при тяжелых авариях

Первым этапом построения пассивных систем защиты от тяжелых аварий в ЯР третьего поколения является моделирование гипотетических сценариев тяжелых аварий.

Ядерное топливо после прекращения цепной реакции продолжает оставаться источником тепла, выделяющегося за счет радиоактивного распада осколков деления ядер ²³⁵U, накопившихся за время работы ЯР. В момент штатной остановки ЯР мощность тепловыделения составляет единицы про-

центов номинала, после чего она постепенно снижается. Определение точной зависимости мощности остаточного тепловыделения от времени требует детальных расчетов изменения изотопного состава АкЗ на основе характеристик нейтронного поля ЯР, графика работы блока на протяжении всей кампании и картограмм перегрузки топлива.

После аварии реальное тепловыделение может быть существенно меньшим, чем теоретическое, за счет выхода части радионуклидов из топливной матрицы при ее перегреве выше рабочих температур и разрушении топливных каналов. Интенсивность выхода радионуклидов зависит от ряда неопределенных факторов, таких как динамика разогрева топлива, физико-химический состав окружающих материалов, доступ к топливу воздуха, водяных паров, степень фрагментации топлива в ходе аварии и т.д. Ввиду значительной сложности описания этих процессов, на данном этапе количественные прогнозы выхода радионуклидов базируются на результатах стендовых исследований, имитирующих протекание тяжелых аварий. Ввиду значительной неопределенности данных по остаточному тепловыделению, его мощность при модельных исследованиях процессов теплового воздействия топлива на конструкции диапазон исходной величины тепловыделения задается.

Отправным пунктом в определении физической сущности процессов, происходящих при тяжелых авариях, послужила следующая упрощенная оценка критического размера фрагмента АкЗ, способного плавить бетонные перекрытия или грунт [35].

Пусть тепловыделяющий шар радиусом R с удельным объемным тепловыделением q находится внутри среды с параметрами, близкими к параметрам бетона или песка. За время t , пока тепло распространяется в шаре на расстояние, меньшее его радиуса (R^2/a), температура шара T возрастает по линейному закону $T = qt/c_T$. Здесь a - температуропроводность среды (для бетона и песка $a = 10^{-2} \div 10^{-3} \text{ см}^2/\text{с}$), c_T - удельная теплоемкость источника тепла на единицу объема (для двуокиси урана $c_T = 3,5 \text{ Дж}/(\text{см}^3 \cdot \text{К})$).

При $R = 10 \text{ см}$ и $q = 1 \text{ Вт}/\text{см}^3$ (что соответствует остаточному тепловыделению топлива через 10 сут после остановки ЯР) $R^2/a = (1 - 3) \cdot 10^4 \text{ с}$, т. е. за время $5 \cdot 10^3 \text{ с}$ (около 1,5 ч) температура шара достигнет 1500°C . Это означает, что фрагменты АкЗ размером порядка 10 см и массой 30 - 50 кг, засыпанные, например, песком, даже через месяц после аварии обладают достаточным тепловыделением, чтобы расплавить окружающий материал. При этом двуокись урана с плотностью порядка $10 \text{ г}/\text{см}^3$, как наиболее тяжелая в расплаве, начинает двигаться вниз и проплавляет все новые слои.

Далее можно оценить характерную скорость движения топлива. С этой целью рассмотрен слой топлива толщиной h в слое песка. В теплоизолированном со всех сторон разогревающимся ядерном топливе через некоторое время после достижения $T_{\text{пл}}$ песка устанавливается стационарное движение топлива вниз через слой. Плотность теплового потока из топлива в песок составляет qh , а на основании баланса энергии скорость движения слоя топлива

$V = qh/(cT_{\text{пл}} + Q_{\text{пл}})$, где $cT_{\text{пл}} + Q_{\text{пл}}$ - количество тепла, необходимое для разогрева и плавления единицы объема. Для типичных значений параметров ($q = 1 \text{ Вт/см}^3$, $h = 10 \text{ см}$, $c = 2 \text{ Дж/(см}^3 \cdot \text{К)}$, $T_{\text{пл}} = 1400 \text{ }^\circ\text{C}$, $Q_{\text{пл}} = 300 \text{ Дж/см}^3$) характерная скорость движения топлива в песке или бетоне составит около $3 \cdot 10^{-3} \text{ см/с}$, или $2,5 \text{ м/сут}$. Если же верхняя поверхность топлива открыта, важную роль играют потери путем теплового излучения, приводящее к остыванию слоя. При температуре топлива на границе с бетоном $T_{\text{пл}} = 1600 \text{ К}$ (температура плавления бетона) максимальные потери на излучение составляют $sT_{\text{пл}}^4 = 40 \text{ Вт/см}^2$ (s - постоянная Стефана - Больцмана). Приравняв тепловые потери и полное тепловыделение qh , можно оценить критическую толщину свободного слоя топлива на поверхности бетона, который может проплавить бетонное основание: $h_{\text{кр}} = sT_{\text{пл}}^4/q = 40 \text{ см}$.

Реальная картина взаимодействия топлива с конструкционными материалами значительно сложнее. Необходимо учитывать взаимодействие двуокиси урана с расплавом компонентов бетона, в частности, с окисью кремния, конвекцию расплава, прохождение через расплав газов и паров воды, образующихся при разложении бетона, а также химические превращения, например, экзотермическую реакцию паров воды с цирконием. При этом возбуждаются потоки, существенно увеличивающие теплопроводность расплава, образующиеся аэрозоли выносят из него радионуклиды. Очевидно, что полное моделирование поведения топлива с достаточной степенью точности требует создания сложных программ для численного моделирования на ЭВМ.

Общая картина поведения топлива весьма сложна, что видно из рис. 4.2 – 4.4. При малых возмущениях (например, связанных с неоднородностью среды) вследствие развития неустойчивостей происходит разделение слоя на отдельные фрагменты. Может происходить и обратный процесс, когда два фрагмента топлива, движущиеся в среде, начинают сближаться и сливаются в один, перемещающийся с большей скоростью. На рисунке по результатам компьютерного моделирования показаны стадии движения двух фрагментов топлива радиусом 10 см, которые сливаются в один.



Рис. 4.2. Последовательные стадии движения фрагментов топлива.

На рис. 4.3 показана динамика движения плоского слоя топлива толщиной 20 см сквозь систему параллельных охлаждаемых водой труб. Если расстояние между трубами соизмеримо с их диаметром (25 см), топливо проходит через такую систему в виде отдельных язычков, которые затем могут снова слиться в сплошной слой.

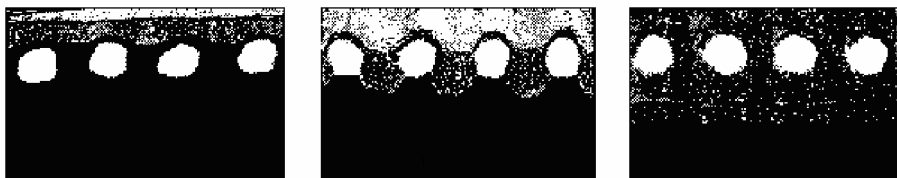


Рис. 4.3. Динамика плоского слоя топлива.

На рис. 4.4 показана динамика опускания плоского слоя топлива на охлаждаемую плиту. Топливо вначале может остановиться, если оно растечется по большой охлаждаемой площади и при этом отвод тепла излучением окажется достаточным для того, чтобы расплав затвердел.



Рис. 4.4. Динамика опускания топлива на охлаждаемую плиту.

Ниже рассмотрены некоторые известные результаты моделирования особенностей функционирования пассивной системы удержания ядерного топлива внутри бассейна в случае разрыва корпуса ЯР и истечения в бассейн расплава кориума на начальной и конечной стадиях тяжелой аварии (когда струя, истекающая в подреакторный бассейн с водой, тонкая и толстая). Эта система уже внедрена на некоторых скандинавских ЯР. В работе [35] при моделировании использовалась система FLEX PDE, позволяющая решать трехмерные нестационарные краевые задачи с применением автоматической генерации адаптивных конечно-элементных сеток.

Задачи моделирования тяжелых аварий. Для решения задачи об устойчивости бассейна в качестве исходной информации необходимы сведения о динамических и тепловых нагрузках при аварии вне корпуса ЯР.

В наиболее опасной начальной стадии аварии (первые 4 – 6 часов), когда из атмосферы бассейна аэрозоли выносятся водяным паром, причинами разрушения, согласно [76], могут быть: прямой нагрев от топлива из разрушенного ЯР; взрыв водорода; паровой взрыв внутри или снаружи ЯР. Данные о результатах глубоких теоретических исследований сложных взаимосвязанных процессов, характерных для этой стадии, в строгой постановке практически отсутствуют. В то же время имеется ряд технических решений, обеспечивающих удержание целостности ЗО с помощью вентиляционных охладителей или гасительных бассейнов для теплоотвода, чем обусловлен переход к более поздней (конечной) стадии развития аварии. Для этой стадии наиболее характерными процессами, знание особенностей протекания которых позволило

бы предотвратить выход радиоактивных веществ за пределы ЗО, считаются [36]: растекание расплава, абляция бетона вследствие его прямого контакта с высокотемпературным расплавом кориума, охлаждение расплава (и частиц топлива после их затвердевания) водой, генерация неконденсирующихся газов и др.

Большинство известных модельных исследований из-за серьезных методологических трудностей были направлены лишь на построение инженерных расчетных методик и не проявляют основных физических закономерностей изучаемых явлений. К таковым можно отнести рекомендации работ [77, 78], посвященных физическому моделированию прямого нагрева бассейна, и работ [79, 80], посвященных изучению процессов смешения водорода.

Поведение реальных композиций расплава, включающего наряду с основными компонентами Ak3 U-Zr-O железо, продукты деления и материал регулирующих стержней (карбид бора), экспериментально изучено в России при выполнении международных программ. Эти работы позволили получить ранее неизвестные данные о теплофизических свойствах расплава при температуре до 3100 К и о ключевых параметрах поведения расплава в бассейне, а также составить соответствующие расчетные методики.

Разрушение бетона вследствие абляции начинается при значительно более низких температурах, чем температура расплава. Компьютерные расчетные коды [99, 100], составленные в результате экспериментов с расплавами ядерного топлива и железа, позволяют определять температуру плавления бетона и выход газов при его абляции.

Однако главной задачей при ликвидации тяжелой аварии является эффективное охлаждение расплава и частиц застывшего топлива. Для ее успешного решения необходимы знания о таких важнейших процессах, как распыление струй расплава кориума разного диаметра, устойчивость струй, закономерности их дробления, особенности образования, охлаждения и застывания капель и пр. Как известно, характер дробления падающей в газе или жидкости струи расплава кориума на капли или фрагменты зависит от режима потери устойчивости струи и мод колебаний, которые ее разрушают. Кроме того, значительное влияние на этот процесс оказывает сопутствующее ему интенсивное парообразование. В результате на дне бассейна образуются скопления частиц разных размеров и жидкие объемы, охлаждение которых затруднительно. Из-за внутренних тепловыделений такие скопления разогреваются и могут разрушить основание. Более эффективно можно охлаждать проницаемый слой мелких частиц или пористый материал с развитой внутренней поверхностью.

Имитационные эксперименты по охлаждению водой сверху слоя расплава на бетонном основании [77] показали, что прежде всего на поверхности расплава образовывалась твердая корка, снижавшая интенсивность теплоотдачи вверх примерно с 2 до 0,1 МВт/м², что недостаточно для компенсации внутренних тепловыделений. Однако эта корка может ломаться под действием собственного веса, и процесс снова интенсифицируется.

Более перспективным представляется способ охлаждения расплава водой снизу [103], согласно которому приемный бассейн с водой находится под его статическим напором. При внедрении струй воды в слой расплава снизу вода интенсивно испаряется, а образующийся пар обуславливает перемешивание пара и расплава, способствующее интенсификации охлаждения расплава и формированию равномерной развитой пористости охлаждаемого объема.

Существующие контейнменты на АЭС с ЯР типа ВВЭР-1000 не рассчитаны на локализацию максимально тяжелой аварии. Авария, связанная с плавлением АкЗ, может привести к разрушению корпуса ЯР и выпадению в его шахту более 200 т расплава. Однако в существующих АЭС имеется возможность усовершенствования контейнмента путем устройства ловушки расплава на дне шахты ЯР. Такая ловушка должна быть обмурована огнеупором на основе диоксида циркония и для снижения интенсивности тепловыделения снабжена сверху тонким («жертвенным») слоем бетона, разрушаемым при аварии. Кроме того, для снижения последствий гипотетического парового взрыва предлагаемый контейнмент может быть оборудован поглощающим энергию взрыва демпфером в виде слоя легкого шамота на внутренней поверхности железобетонной ЗО (рис. 4.5 [35]).

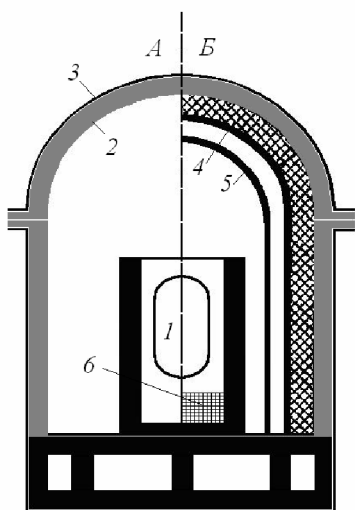


Рис. 4.5. Схема контейнмента: А – существующего, Б – предлагаемого; 1 – ЯР, 2 – защитная железобетонная оболочка, 3 – стальное покрытие, 4 – шамотный демпфер, 5 – стальная оболочка, 6 – ловушка расплава.

Весьма сложными для моделирования являются гидродинамические и теплообменные процессы взаимодействия расплава кориума с охладителем и другими материалами в ловушке расплава кориума. Известные результаты имитационного физического моделирования свидетельствуют, что механизм протекания этих процессов в значительной степени определяется радиационным теплопереносом, интенсивность которого существенно зависит от температуры и определяет движение фронтов кристаллизации расплава. При этом в расплаве образуются газовые полости, рост давления в которых может обусловить разрывы затвердевших корок и повторные выбросы еще не кристаллизовавшегося расплава.

Таким образом, при изучении особенностей протекания аварии в контейнменте АЭС рассмотрению подлежат многофазные многокомпонентные системы с интенсивными фазовыми превращениями в условиях высокотемпературного тепло- и массопереноса. Однако области применения известных

моделей многофазных систем для определения таких важнейших параметров, как интенсивности фазового перехода и массообмена, силы взаимодействия фаз, локальные тепловые потоки между фазами и пр., существенно ограничены отсутствием локальных замыкающих соотношений, которые получены лишь для упрощенных ситуаций.

Основные данные по моделированию тяжелых аварий. Наиболее широко в специальной литературе представлены [102, 103, 105, 111, 112 и др.] исследования аварийных процессов применительно к созданной в Европе одной из наиболее удачных конструкций ЯР третьего поколения с водой под давлением (EPR), снабженного пассивной системой защиты от тяжелых аварий в контейменте.

Подобные исследования применительно к наиболее опасным авариям водо-водяных ЯР, которые преобладают в мировой атомной энергетике, существенно осложнены рядом факторов. К ним, прежде всего, следует отнести плавление ядерного топлива и образование больших количеств водорода при взаимодействии паров воды с расплавляющимися циркониевыми оболочками ТВЭЛ, а также неопределенный в пропорциях состав кориума. При этом наиболее сложным является моделирование различных процессов при образовании кориума, его взаимодействии с конструкционными материалами и с водой, а особенно - моделирование условий нагрева и теплообмена кориума, поскольку воспроизведение внутреннего нагрева кориума сопровождается интенсивным распадом продуктов деления.

Как известно, начальная температура кориума, превышающая 2000 °С, при отсутствии охлаждения каждый час повышается более чем на 1500 °С. При таких температурах примерно через 10 мин начнут кипеть железо и хром, а еще через 1 ч - оксиды урана, плутония и других тугоплавких материалов. Выход на указанные температуры недопустим, поскольку иначе кориум может пройти все барьеры бассейна (сталь, бетон и т.д.) и вынести в окружающую среду десятки миллионов кюри радиоактивности. Кроме того, при разогреве кориума опережающими темпами будет расти его радиационное теплоиспускание, разрушительное для бетонных конструкций, а также возможен вынос испаряющихся слаболетучих долгоживущих продукты деления. Накопление интенсивно образующегося при этом водорода также опасно разрушительным взрывом, для предотвращения которого необходимо принимать специальные меры. И, наконец, разогрев слоя кориума создает за счет его стратификации опасность скапливания и концентрации плутония, что грозит началом неуправляемой цепной реакции.

Работы по созданию принципиально иных, менее опасных по последствиям МПА, ЯР ведутся широким фронтом. К таковым можно отнести высокотемпературные ЯР с гелиевым охлаждением и топливом в виде проникаемого слоя частиц с керамическим покрытием; быстрые ЯР с нитридным топливом и свинцовым теплоносителем; жидкосолевые ЯР и др. Для повышения безопасности новых водо-водяных ЯР предлагаются решения, предусматри-

вающие переход на оборудование меньшей единичной мощности или снижение тепловой нагрузки на топливо путем уменьшения диаметра ТВЭЛ. Что же касается безопасности действующих энергоблоков мощностью 1000 МВт и выше, то для ее повышения предлагается ряд решений.

Так, например, предлагалось создать под фундаментом АЭС достаточно протяженные каналы для локализации кориума, облицованные жаропрочной керамикой и снабженные пассивными системами охлаждения путем отвода тепла в грунт или к естественно циркулирующей воде. Однако такое решение связано с необходимостью существенного ослабления фундамента и значительного развития площади теплопередающей поверхности, что приводит к неприемлемым значениям числа и протяженности каналов, которые должны быть элементами контейнмента и отвечать всем требованиям к нему.

При проектировании ЯР ВВЭР-1500, призванных стать основой крупномасштабного наращивания мощностей АЭС, предусмотрено обязательное наличие ловушки. Предложенная французской фирмой EdF ловушка имеет увеличенную поверхность теплосъема за счет системы продольных щелей, внутрь которых может вылиться расплав кориума (рис. 4.6 [35]). В стенках щелей размещены трубы для охлаждающей воды, подаваемой при тяжелой аварии. Площадь теплосъема превышает 350 м^2 , а объем для приема кориума составляет 54 м^3 .

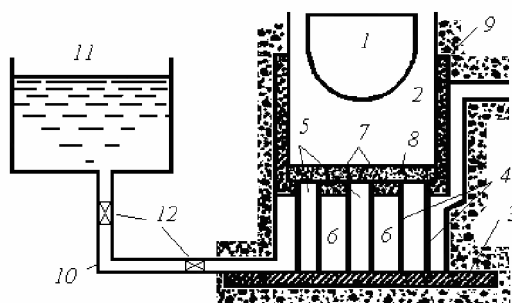
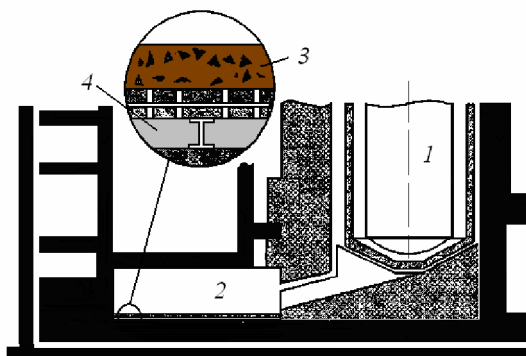


Рис. 4.6. Конструкция ловушки EdF: 1 - корпус ЯР; 2 - шахта; 3 - фундамент; 4 - стенки щелевых каналов; 5 - полости для кориума; 6 - объемы, залитые водой; 7 - жаростойкие пробки; 8 - перекрытие; 9 - боковая теплозащита; 10 - канал подвода воды; 11 - бак; 12 - клапаны.

Основным недостатком такой ловушки является необходимость и техническая сложность быстрого охлаждения расплава, гарантирующего отсутствие образования больших количеств водорода и потери герметичности щелевых полостей для кориума, что может чревато паровым взрывом.

На рис. 4.7 приведен вариант ловушки фирмы Siemens, предложенный для ЯР EPR, с площадью для приема расплава кориума порядка 170 м^2 . Здесь бетонный улавливатель перекрыт стальной перфорированной плитой, отверстия в которой служат для подачи воды в случае аварии под действием статического давления из емкости, находящейся под плитой.

В этой конструкции над устройством охлаждения, покрытым слоем керамики, находится слой жертвенного бетона из боросиликатного стекла. Применение этого материала способствует достижению таких положительных эффектов, как улучшение текучести расплава за счет снижения его вязкости; понижение температуры кориума ниже $2000 \text{ }^{\circ}\text{C}$; долговременное свя-



зывание продуктов распада; окисление возможно присутствующего в кориуме металлического циркония для предотвращения его агрессивного химического воздействия на элементы конструкции.

Рис. 4.7. Схема ловушки EPR: 1 – ЯР; 2 – ловушка; 3 – расплав; 4 – охлаждающая вода.

Однако закономерности растекания расплава кориума изучены крайне недостаточно. Нет оснований утверждать, что расплав равномерно покрывает всю площадь ловушки. При экспериментах, проведенных в Швеции, было установлено, что беспрепятственное растекание модельного расплава по неохлаждаемой подложке происходит достаточно легко и с относительно высокой скоростью. Однако в месте, где охлаждение расплава снижает его энтропию примерно вдвое, поток останавливается.

Концепция ловушки фирмы Siemens предусматривает устройство непосредственно в шахте ЯР т.н. предловушки, для относительно недолгого удержания кориума с целью выравнивания температуры расплава и обогащения его состава относительно легким керамическим жертвенным материалом подложки. В результате урансодержащий слой тяжелых оксидов должен «всплыть» над слоем металлического расплава, что позволит орошать расплав без опасности водородного взрыва.

За последние 10 – 15 лет на установках большого масштаба выполнен широкий комплекс работ по исследованию горения и детонации водородно-паровоздушной смеси. В результате этого плодотворного международного сотрудничества были разработаны критерии режимов распространения пламени и созданы газодинамические компьютерные коды для расчетов турбулентного горения и детонации газовых смесей, а также разработаны соответствующие системы водородной безопасности.

Значительные знания и опыт, полученные в результате вышеупомянутых работ, облегчают разработку технических решений, способствующих повышению безопасности АЭС.

Моделирование гидродинамических и теплообменных процессов в многофазных многокомпонентных системах. За период, минувший после аварии на ЧАЭС, выполнено значительное количество теоретических и экспериментальных исследований, посвященных моделированию высокотемпературного теплообмена сложных многокомпонентных многофазных потоков применительно к условиям тяжелых аварий на АЭС [37, 38, 48 – 50, 83, 96 – 100, 113 – 115]. Целью этих работ было обоснование параметров пассивных систем безопасности на основе моделирования ТПП, происходящих при взаимодействии расплава с водой и конструкциями.

Моделировались различные гипотетические сценарии тяжелых аварий на АЭС. Так, например, в Королевском технологическом институте (Стокгольм) на основании проведенных экспериментов теоретически обосновано взаимодействие расплава кориума с водой, подаваемой в слой снизу. С этой целью в экспериментах использованы моделирующие жидкости с различными свойствами. Исследовалось влияние свойств смешивающихся сред на закономерности их перемешивания, гидродинамику и теплообмен. Достигнута удовлетворительная эффективность перемешивания расплава с охладителем и желаемое образование пористой структуры при застывании расплава в бассейне. Кинограммы характерных картин смешения низкотемпературных сред расплава и охладителя представлены на рис. 4.8 [35].

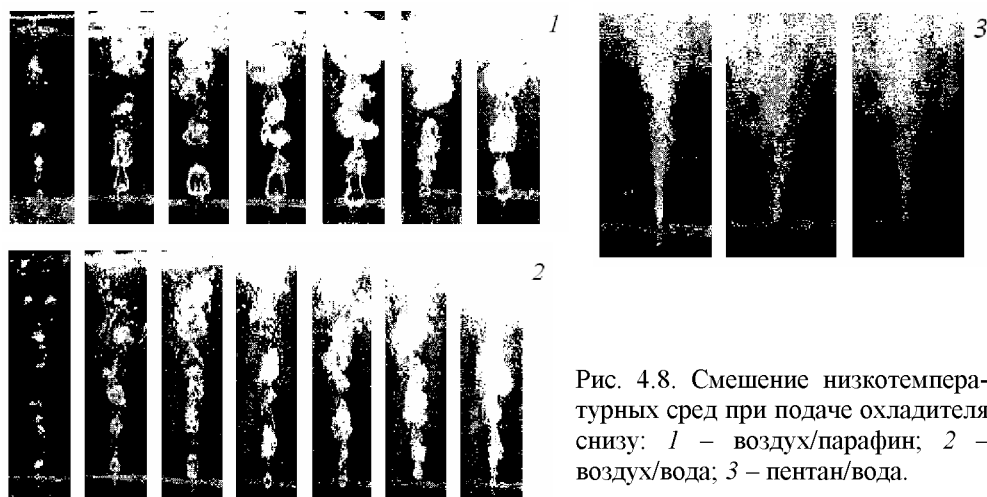
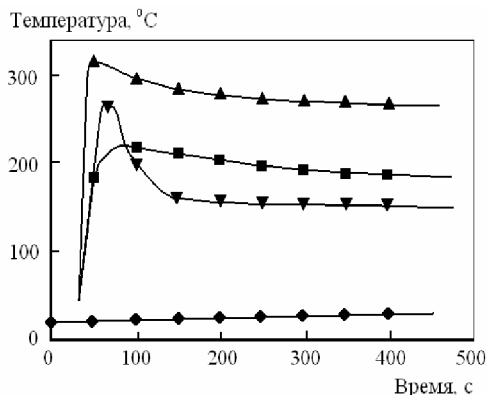


Рис. 4.8. Смешение низкотемпературных сред при подаче охладителя снизу: 1 – воздух/парафин; 2 – воздух/вода; 3 – пентан/вода.

Кроме того, была проведена серия экспериментов с подачей воздуха в качестве охладителя в бассейн неэвтектического расплава соли 80 % NaNO_3 - 20% KNO_3 , в результате чего при застывании соли образовывалась весьма неоднородная пористая структура. Характерное распределение температуры



в динамике охлаждения бассейна показано на рис. 4.9, из которого видно, что в местах бассейна, где из-за появления застойных зон контакт расплава с охладителем прекращается, температура длительное время остается высокой.

Рис. 4.9. Распределение температуры в бассейне. Нижняя кривая соответствует температуре застывшей соли вблизи сопла.

В аналогичных опытах с расплавом свинца была получена еще более неоднородная структура с низкой пористостью. В результате широкой серии экспериментов выполнены обобщения относительно влияния на свойства получаемого материала ряда характеристик расплава и охладителя.

Что же касается общего математического описания этого сложного физического процесса, то полная замкнутая система уравнений для его моделирования пока отсутствует.

Ряд работ, выполненных в Королевском технологическом институте в Стокгольме, посвящен также теоретическим и экспериментальным исследованиям процесса охлаждения полученной пористой структуры, состоящей из мелких частиц, при фильтрации сквозь нее воды и пара. При компьютерном моделировании с помощью предложенной модели, учитывающей такие существенно нелинейные факторы, как гетерогенность системы и зависимость физических свойств материалов от температуры, в этих работах была выявлена возможность возникновения в слое локальных аномальных очагов разогрева вследствие действия внутренних источников тепла, подтвержденная экспериментально.

Вышеуказанные модели получили дальнейшее развитие в рассматриваемой работе [35] при математическом моделировании одной из наиболее актуальных аварийных ситуаций, имеющей определяющее значение при создании систем пассивной защиты АЭС с наличием бассейна воды в подреакторном пространстве. Для обеспечения удержания расплава кориума в таком бассейне необходимо достаточно надежное математическое описание процессов, происходящих при истечении в него расплава кориума из отверстий в поврежденном корпусе ЯР. Ввиду принципиальных различий поведения таких струй от соотношения их основных геометрических размеров (длины и диаметра) были рассмотрены два крайних случая истечения расплава кориума в бассейн - тонкая струя из малого отверстия разрушенного корпуса и толстая струя из большого. Оценка этих случаев позволяет определить предельные параметры системы. Разработанные для этих двух случаев математические модели приведены ниже.

4.2. Характерные особенности динамики кориума в различных фазах развития тяжелых аварий

Как известно, контейнмент является последним барьером безопасности при тяжелых авариях на АЭС. Пассивные системы безопасности с расположением под ЯР ловушки расплава кориума в виде бассейна с водой уже применены на некоторых скандинавских АЭС. Однако особенности поведения струй расплава кориума, проникающих в бассейн с водой, исследованы все еще недостаточно. Такие струи отличаются своей массивностью, высокой температурой, многокомпонентностью и многофазностью. Наличие внутренних источников теплоты и переменные условия истечения, высокая интен-

сивность тепломассообмена между струей и водой в бассейне существенно осложняют достоверный прогноз основных параметров процесса.

И в упрощенном случае пренебрежения влиянием тепломассообменных процессов задача о распространении и дроблении струй расплава в бассейне с водой остается сложной. Это обусловлено неопределенностью свойств кориума и необходимостью учета влияния таких важных факторов, как увлечение воздуха в слой смешения, потеря части энергии струи при ее соударении с поверхностью воды в бассейне, неустойчивость границ струи и ее распад, дальнейшее поведение капель и т.д. Кроме того, за счет интенсивного испарения воды, происходящего в том числе от излучения струи, в начальный момент входа в бассейн образуется паровой мешок, препятствующий непосредственному контакту струи с водой обуславливающий заметное влияние архимедовых сил.

Несмотря на наличие современных эффективных программных комплексов для математического моделирования многокомпонентных многофазных систем, полное описание всей совокупности явлений в их динамическом взаимодействии, как указывалось выше, пока не представляется возможным. Поэтому в работе [35] основное внимание уделено прониканию струй в бассейн и их фрагментации вследствие развития неустойчивости. С целью обеспечения возможности управления тяжелой аварией путем поддержания пористого слоя затвердевшего расплава в контролируемом охлаждаемом состоянии рассмотрены два предельных случая - тонких (порядка 1 см в диаметре) и толстых (порядка 10 см в диаметре) струй. Для каждого из этих крайних случаев определены изложенные ниже основные особенности проникания таких струй в бассейн с водой, в том числе установлена глубина проникания в бассейн неразрушенной (сплошной) части струи, которая при всех условиях не должна достигать дна бассейна.

Особенности проникания тонких струй в бассейн с водой. При разрушении корпуса ЯР во время тяжелой аварии с расплавлением АкЗ работа пассивной системы защиты контейнмента зависит от сценария выхода расплава из корпуса ЯР. Принято полагать, что на начальной стадии разрушения корпуса разрыв в виде щели или отверстия имеет небольшие размеры (1 - 2 см) и струя расплава может считаться тонкой. Под этим обычно понимают возможность проявления неустойчивых изгибных возмущений оси струи при ее контакте с поверхностью воды, рост амплитуды которых приводит к фрагментированию струи. В этом случае важно оценить размеры фрагментов и глубину проникания неразрушенной части струи в бассейн. Тем самым может быть определена динамика остывания расплава и его дальнейшего охлаждения при взаимодействии с водой.

При отсутствии вышеописанных ловушек предполагается, что струя расплава кориума под высоким давлением выходит прямо в подреакторное пространство, где давление близко к атмосферному. При этом истекающая струя расширяется и разбрызгивает топливо, как показано на рис. 4.10. Если же струя входит в бассейн с водой, ее распространение обусловлено режимом

движения в бассейне с одновременным интенсивным охлаждением за счет дробления и испарения воды (рис. 4.11).

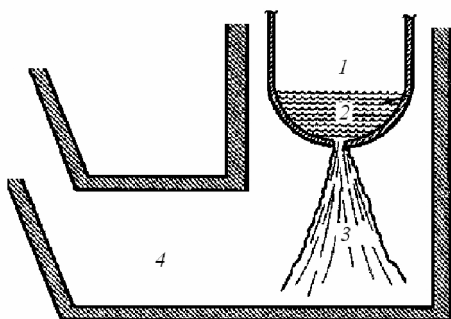


Рис. 4.10. Истечение расплава в подреакторное пространство: 1 – копус ЯР; 2 – расплав кориума; 3 – струя расплава; 4 – подреакторное пространство.

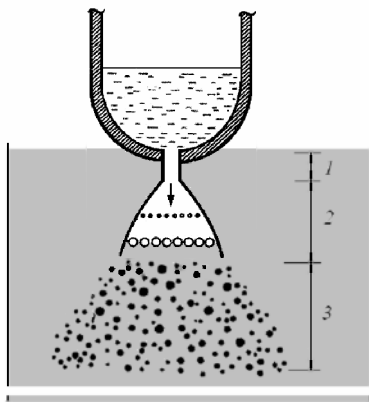


Рис. 4.11. Схема истечения струи расплава в бассейн с водой: 1 – зона появления ядер кипения (расплавы из разрыва); 2 – зона расширения струи (расплавы в струе); 3 – зона распада и фрагментации струи (капли расплава + газ).

Физико-математическая модель внедрения тонкой струи в воду с учетом изгибной неустойчивости. При рассмотрении изгибных возмущений тонких струй, внедряющихся в бассейн с водой, использованы две системы координат – подвижная (z, y, s), связанная с осью струи, и неподвижная (ζ, η, ξ), в которой отслеживаются изменения оси струи (рис. 4.12).

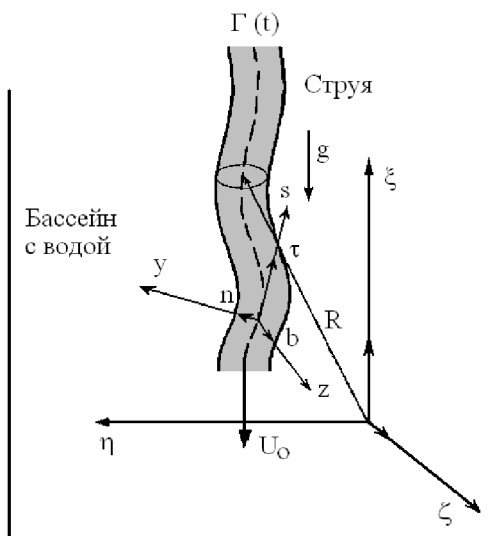


Рис. 4.12. Схема внедрения тонкой струи в бассейн с водой.

В указанных моделях основное внимание сосредоточено на исследовании изгибных возмущений струй при их внедрении в бассейн и на установлении определяющих параметров, влияющих на глубину проникания струи в

бассейн, а также на размеры фрагментов, образующихся при распаде струй вследствие их изгибной неустойчивости. Уравнения таких изгибных волн в струях, предложенные в работах [116, 117], имеют следующий вид:

$$\begin{aligned}\rho_1 f_0 \partial V_n / \partial t &= \partial Q_n / \partial s - \kappa Q_b + q_n + (\rho_1 - \rho_2) g_n, \\ \rho_1 f_0 \partial V_b / \partial t &= \partial Q_b / \partial s - \kappa Q_n + q_b + (\rho_1 - \rho_2) g_b, \\ \rho_1 I \partial / \partial t (\partial V_b / \partial s + \kappa V_n) &= -\partial M_n / \partial s + \kappa M_b + Q_b + k(\rho_2 - \rho_1) g_n I, \\ \rho_1 I \partial / \partial t (\partial V_n / \partial s + \kappa V_b) &= -\partial M_b / \partial s + \kappa M_n + Q_n + k(\rho_2 - \rho_1) g_b I,\end{aligned}\quad (4.1)$$

где индексами n и b обозначены, соответственно, проекции величин на нормаль и бинормаль, t - время. В соответствии с рекомендациями авторов гидродинамические силы q и архимедовы силы g определяются по выражениям

$$\begin{aligned}q_n &= -\rho_2 U_0^2 f_0 \chi^2 / a_0^2 \exp(\gamma t) [A^2 \cos^2(\chi s / a_0) + B^2 \sin^2(\chi s / a_0)]^{0.5}, \\ g_n &= f_0 g \chi / a_0 \exp(\gamma t) [A^2 \sin^2(\chi s / a_0) + B^2 \cos^2(\chi s / a_0)]^{0.5}, \\ g_b &= q_b = 0, \quad \chi = 2\pi a_0 / l.\end{aligned}\quad (4.2)$$

Здесь a_0 и U_0 - соответственно начальный радиус и скорость струи: $f_0 = \pi a_0^2$ - площадь поперечного сечения струи; $I = 1/4 \pi a_0^4$ - момент инерции струи. Очевидно, одним из параметров, определяющих закономерности процесса, является соотношение плотностей жидкости в бассейне и струи

$$\rho_{21} = \rho_2 / \rho_1.$$

Изгибные возмущения оси струи рассматриваются в виде

$$\eta = H(s, t), \quad \zeta = Z(s, t), \quad (4.3)$$

где H , Z - отклонения оси струи в направлениях соответственно $O_1 \eta$ и $O_1 \zeta$ при $\xi = s$. Они задаются в виде

$$H = A \exp(\gamma t) \cos(\chi s / a_0), \quad Z = B \exp(\gamma t) \sin(\chi s / a_0), \quad (4.4)$$

где A и B - константы, характеризующие начальный уровень возмущений, χ - длина волны возмущений. Переменные Q и M задают касательные силы и момент сдвига в поперечном сечении струи. Необычность этих уравнений состоит в том, что они описывают изгиб и кручение оси струи, а не только движение жидкости, как в уравнениях Навье - Стокса.

В приведенных уравнениях k - это кривизна оси струи, κ - закрутка, γ - уровень роста возмущений (инкремент нарастания). Положение любой точки струи определяется тремя параметрами y , z , s , служащими координатами в подвижной криволинейной ортогональной системе координат (неортогональной при наличии закрутки струи, когда $\kappa \neq 0$):

$$k = \chi^2 / a_0^2 \exp(\gamma) [A^2 \cos^2(\chi s / a_0) + B^2 \sin^2(\chi s / a_0)]^{0.5},$$

$$\kappa = \chi / a_0 AB [A^2 \cos^2(\chi s / a_0) + B^2 \sin^2(\chi s / a_0)]^{0.5}. \quad (4.5)$$

В упрощенных уравнениях (4.1) присутствуют только проекции сил и моментов на нормальную и бинормальную оси, что соответствует случаю изгибных возмущений струи. Эти уравнения описывают малые изгибные возмущения струи постоянной толщины, проникающей в бассейн с другой жидкостью.

Проекция уравнений (4.1) на касательную плоскость к оси описывает рост малых осесимметричных возмущений струи.

Изгибное возмущение струи записывается в виде $\sqrt{H^2 + Z^2}$, а момент, действующий на ось, равен

$$M_b = I[\rho_2 U_0^2 k + (\rho_2 - \rho_1) g \sqrt{H_s^2 + Z_s^2}], \quad (4.6)$$

где

$$H_s = -A\chi / a_0 \exp(\gamma) \sin(\chi s / a_0), \quad Z_s = B\chi / a_0 \exp(\gamma) \cos(\chi s / a_0). \quad (4.7)$$

Соответствующие выражения для скорости по нормали и бинормали к оси струи можно получить, дифференцируя уравнение (4.4) по времени:

$$V_n = \sqrt{H_t^2 + Z_t^2} = -\gamma \exp(\gamma) [A^2 \cos^2(\chi s / a_0) + B^2 \sin^2(\chi s / a_0)]^{0.5},$$

$$V_b = 0. \quad (4.8)$$

Подставляя уравнения (4.2) - (4.8) в формулу (4.1), можно получить следующую систему уравнений для малых изгибных возмущений оси струи:

$$Q_n = \rho_1 I \partial^2 V_n / \partial s \partial t - \partial M_b / \partial s, \quad Q_b = \rho_1 I \partial(\kappa V_n) / \partial t - \kappa V_b,$$

$$\partial Q_b / \partial s = -\kappa Q_n, \quad \rho_1 f_0 \partial V_n / \partial t = \partial Q_n / \partial s - \kappa Q_b + q_n + g_n(\rho_1 - \rho_2). \quad (4.9)$$

Здесь момент M_n по нормали к оси струи считается пренебрежимо малым. Подстановка нормальных и бинормальных сил Q_n и Q_b из первых двух уравнений системы (4.9) в третье и четвертое уравнения, показывает, что третье уравнение обращается в тождество, а четвертое приводит к одному дифференциальному уравнению для расчета изгибных колебаний струи:

$$\rho_1 I \partial^2(\kappa V_n) / \partial s \partial t - \partial(\kappa M_b) / \partial s + \rho_1 \kappa I \partial^2 V_n / \partial s \partial t - \kappa \partial M_b / \partial s = 0. \quad (4.10)$$

Уравнение (4.10) составляет основу для исследований изгибной неустойчивости тонких струй расплава кориума, проникающих в бассейн с водой.

Тонкая высокоскоростная струя испытывает дополнительные изгибные возмущения оси под действием интенсивного и неравномерного встречного потока пара из бассейна. Им обуславливается различие мод изгибных колебаний. Если среди возможных мод (длин изгибных волн) имеются нарастаю-

щие во времени, принято считать, что струя относительно таких мод возмущений неустойчива. При этом размеры фрагментов, на которые распадается струя, соответствуют длине наиболее быстро растущих изгибных волн.

Нелинейная модель проникания толстой струи расплава в бассейн с водой. Далее рассмотрено поведение струй большого диаметра, соответствующих дальнейшему разрушению корпуса ЯР при развитии аварии. Малый разрыв корпуса может достаточно быстро увеличиться в размерах, поскольку он подвергается воздействию давления, высокой температуры и химической агрессивности струи расплава кориума. Для относительно толстых струй наиболее существенными факторами, определяющие их поведение, являются напор струи, сопротивление жидкости в бассейне внедрению струи и гравитационные силы.

Поэтому создаваемая математическая модель поведения толстой струи расплава кориума может быть пригодна для описания внедрения в бассейн не только жидкой струи, но и цилиндрических твердых тел, которым можно уподобить застывшие фрагменты струи. Отличие для жидкой струи будет заключаться только лишь в необходимости учета изменения радиуса по мере внедрения в бассейн вследствие потерь импульса.

Предложенная в работе [35] модель проникания в бассейн с охладителем толстой струи является одномерной, однако она получена с учетом нелинейности изменения массы струи, восполняемой из разрушенного ЯР. При создании модели использованы известные данные исследований подобных процессов применительно к ряду других приложений. Результаты видеорегистрации процесса проникания струи в бассейн приведена на рис. 4.13 [118].



Рис. 4.13. Результаты видеорегистрации процесса внедрения струи в бассейн.

На рис 4.14 представлена модельная схема проникания струи в бассейн, на которой изображены две последовательные фазы внедрения струи расплава в воду. Слева струя изображена в момент подхода к воде, а справа - в момент начала ее входа в воду. Очевидно, что по мере продвижения струи в воду все большая ее часть будет подвержена воздействию архимедовых сил.

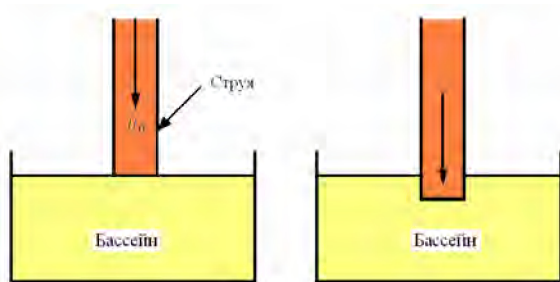


Рис. 4.14. Расчетная модель процесса внедрения толстой струи расплава в бассейн с водой.

При разработке модели приняты допущения о незначительности эффектов от вовлечения окружающего воздуха при входе струи в воду и о постоянстве радиуса струи на ее малых участках, где потеря скорости незначительна. Расчет всей струи предложено вести путем смены таких квазистационарных состояний во времени.

Уравнение движения струи переменной массы записано в виде

$$\rho_1 \frac{d(hv_1)}{dt} = h(\rho_1 - \rho_2)g - \beta_c \rho_2 v_1^2, \quad (4.11)$$

где h – текущее значение глубины проникания струи в воду, ρ_1 , ρ_2 – плотности жидкости в струе и воды; v_1 – скорость струи, $v_1 = dh/dt$. Для толстых струй поверхностные силы пренебрежимо малы по сравнению с силами сопротивления и инерции. Сила сопротивления приближенно приравнена полному напору воды, набегавшей на фронт струи со скоростью внедрения струи в неподвижную воду с множителем β_c , используемое далее максимальное значение которого 0,5 соответствует случаю, когда весь скоростной напор струи расходуется на преодоление сопротивления воды.

Сделанные упрощения задачи целесообразны и достаточны, поскольку доминирующее влияние на процесс принадлежит физическим свойствам расплава кориума, в значениях которых имеется существенная неопределенность. При таких допущениях появляется возможность оценки явления проникания струи. Уравнение (4.11) решено и проанализировано в безразмерном виде

$$h \frac{d^2 h}{dt^2} + (1 + \beta_c \rho_{2/1}) \left(\frac{dh}{dt} \right)^2 + \frac{\rho_{2/1} - 1}{Fr} h = 0, \quad (4.12)$$

где в качестве масштабов длины, скорости и времени выбраны соответственно радиус струи r_0 , скорость u_0 , r_0/u_0 , $Fr = u_0^2/(gr_0)$ – число Фруда, определяющее отношение инерционных и гравитационных сил, и g – ускорение свободного падения.

Уравнение (4.12) показывает, что процесс внедрения струи в воду определяется числом Фруда и отношением плотностей воды и струи. Оно является точным для случая внедрения в воду твердого стержня (например, застывшего фрагмента топлива). Для моделирования внедрения струи жидкого расплава оно может быть применено методом последовательных приближе-

ний, при которых значение изменяющегося радиуса струи постоянно уточняется согласно уравнению сохранения массы. С этой целью начальные данные должны постоянно корректироваться от нулевого момента времени при $h = 0$ с последующим контролем и уточнением роста радиуса расширяющейся при торможении струи по уравнению сохранения массы.

В соответствии с предложенной математической моделью для расчета внедрения струи расплава в воду бассейна выбирается шаг конечно-разностной сетки по времени. На каждом следующем шаге скорость контролируется путем подстановки полученных значений глубины h и скорости $v = dh/dt$ в уравнение сохранения массы ($\rho_1 v \pi r_0^2 = \rho_1 v_1 \pi r_1^2$, где v , r_0 и v_1 , r_1 - соответственно скорость и радиус струи в нулевой и первый моменты), с помощью которого вычисляется новое значение радиуса струи. Расчет ведется получения близкого к нулю значения скорости (остановки) струи, а полученные на всех шагах значения h суммируются

Использование уравнений (4.11) или (4.12) без таких итераций приводит к некоторому завышению расчетного значения глубины проникания струи в воду, что позволяет оценить требующуюся глубину бассейна с запасом. Завышенные значения могут быть также полезны для оценки системы пассивной защиты от тяжелых аварий, поскольку они дают требуемые значения системы с запасом. Степень получаемой погрешности оценена ниже.

Совершенствование физико-математических моделей проникания струй расплава в бассейн с водой. Известен ряд работ, посвященных исследованиям проникания струй в бассейн с другой жидкостью для разных приложений [119 - 126]. Для пассивных систем защиты АЭС с бассейном в работе [124] предложен компьютерный код SIPHRA, данные расчетов по которому применительно к модельному расплаву иллюстрируются рис. 4.15.

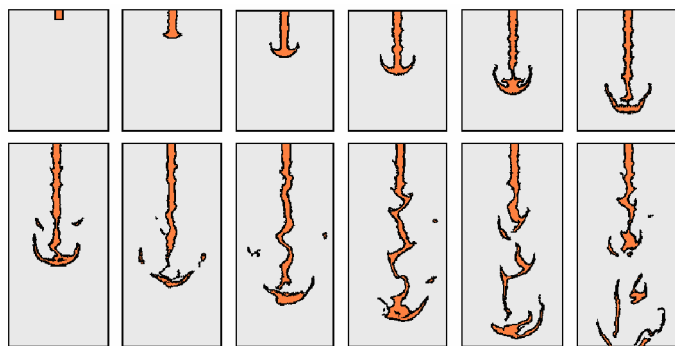


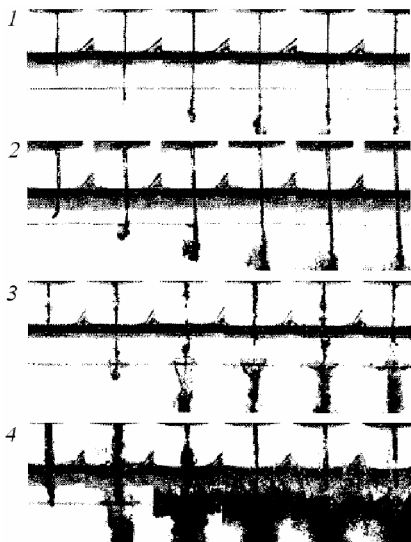
Рис. 4.15. Видеорегистрация процесса внедрения струи в бассейн с водой и ее распада под действием изгибных возмущений.

Из рисунка видно, что в начальный момент в результате удара струи о неподвижную поверхность

воды формируется ее грибовидная головная часть, создающая значительное сопротивление, обуславливающее ускоренное торможение струи. На этом этапе характерны, в основном, осесимметричные возмущения струи. После отделения головной части струя испытывает, в основном, изгибные возмущения оси, ведущие к распаду струи на фрагменты. В зависимости от

изменения параметров струи и соотношения плотностей струи и воды в бассейне возможны различные комбинации осесимметричных и изгибных возмущений.

Цикл подобных экспериментов в широком диапазоне пар модельных жидкостей описан в работе [126]. На фоне незначительного влияния на глубину проникновения прочих варьируемых параметров (особенно вязкости обеих жидкостей) авторами установлено преобладающее влияние отношения плотностей жидкостей, причем при превышении этой величиной значения 2,4 разрушения головной части струи не наблюдалось.



Характерным результатом этой работы следует также считать эксперимент по распаду струи, проведенный с целью исключения фактора испарения, для чего в качестве материала струи был выбран сплав Вуда, плотность которого близка к плотности расплава ядерного топлива, а температура плавления (затвердевания) при атмосферном давлении ниже температуры кипения воды. Эти данные приведены на рис. 4.16.

Рис. 4.16. Видеорегистрация процесса внедрения струи сплава Вуда в бассейн с водой: 1 – диаметр струи $D = 10$ мм, скорость внедрения $u_0 = 2,2$ м/с; 2 - $D = 20$ мм, $u_0 = 2,3$ м/с; 3 - $D = 10$ мм, $u_0 = 5,4$ м/с; 4 - $D = 20$ мм, $u_0 = 5,5$ м/с.

Как видно из рисунка, при высоком в данном случае отношении плотностей струи и воды (около 10) внедряющаяся в бассейн струя вначале практически не меняет свой радиус (скорость), а затем скачкообразно тормозится и расширяется. Очевидно, вначале лобовое сопротивление воды движению струи компенсируется преобладающей гравитационной силой. Струя вовлекает в слой смешения все большую массу воды и наступает момент расширения этого слоя с резким ростом интенсивности смешения и потерей энергии в нем.

При экспериментах [126] режим движения струи был турбулентным, вследствие чего диапазон размеров фрагментов (капель), на которые распадалась струя, оказался весьма широким, что привело к получению весьма неоднородного слоя застывших фрагментов струи на дне бассейна. Это обстоятельство может существенно затруднить дальнейшее охлаждение получаемого слоя и не исключает появления очагов повторного разогрева.

Задание начальных условий. В результате задания для уравнения (4.11) начальных условий в виде

$$t = 0, \quad h = 0, \quad dh/dt = u_0, \quad (4.13)$$

можно получить задачу Коши, решение которой позволило бы оценить степень проникания струи расплава в воду бассейна. Отметим, что начальное условие в виде (4.13) не учитывает явление удара струи о поверхность воды, при котором эта скорость может заметно снизиться.

Для упрощения предложено заменить начальные условия (4.13) приближенными начальными условиями

$$t = 0, \quad h = h_0, \quad dh/dt = u_p, \quad (4.14)$$

где h_0 и u_p - начальные глубина и скорость внедрения струи в воду после первого ударного контакта струи с водой. На основании данных [121, 122] эти величины можно рассчитать по нижеприведенным выражениям.

$$u_p = \frac{\lambda}{1 + \lambda} u_0, \quad (4.15)$$

где $\lambda = \sqrt{\rho_{1/2}}$, $\rho_{1/2} = \rho_1/\rho_2$;

$$v_1 = u_p (h_0 / h)^{3/2}. \quad (4.16)$$

Значения параметров h_0 и u_p определяются на основании баланса движущего напора и уравнения Бернулли, записанных в виде

$$\begin{aligned} \rho_1 H u_0 &= \rho_1 H u_p + \rho_2 h_0 u_p, \\ 0,5 \rho_1 u_0^2 &= 0,5 \rho_1 u_p^2 + (\rho_1 - \rho_2) g h_0 / u_0^2 - 0,5 \rho_2 u_p^2, \end{aligned} \quad (4.17)$$

где H - начальная длина струи. Решение уравнений (4.17) может быть записано в безразмерном виде

$$h_0 = \frac{H}{\rho_{2/1}} \left(\frac{\sqrt{1 + \rho_{2/1}}}{\sqrt{1 + 2(1 - \rho_{2/1}) h_0 / Fr}} - 1 \right), \quad u_p = \sqrt{\frac{1 + 2h_0(1 - \rho_{2/1}) / Fr}{1 + \rho_{2/1}}}, \quad (4.18)$$

откуда для малого отношения плотностей или малой начальной длины проникания струи, когда $h_0(1 - \rho_{2/1}) \ll Fr$, получается упрощенное решение:

$$h_0 = \frac{H}{\sqrt{1 + \rho_{2/1}}}, \quad u_p = \frac{1}{\sqrt{1 + \rho_{2/1}}}, \quad (4.19)$$

хорошо согласующееся с известным выражением (4.15) для высокоскоростных струй.

Таким образом, при моделировании проникания толстых струй в бассейн должно решаться нелинейное обыкновенное дифференциальное уравнение второго порядка (4.12) с начальными условиями (4.14). При этом следует учитывать полученные выражения (4.18) для начальных параметров входа струи в воду или в упрощенном приближенном виде (4.19). С целью учета

реального изменения радиуса струи задачу Коши следует решать на каждом из последовательных временных интервалов, для которых допущение о постоянстве радиуса струи можно считать справедливым. Общее решение строится из полученных приближенных решений всех интервалов расчетной области, причем каждое последующее приближение решается с учетом начальных условий, полученных на предыдущем интервале.

Методика расчета внедрения тонких струй расплава в подреакторный бассейн с водой. Возможность оценки эффективности системы пассивной защиты ЯР от тяжелых аварий, включающей расположенный в подреакторном пространстве бассейн с водой, получена в работе [35]. В результате моделирования процесса внедрения тонких струй расплавленного кориума в воду и соответствующих вычислительных экспериментов изучены основные закономерности и характерные особенности этого процесса.

Изгибание оси тонких струй. Дифференциальное уравнение в частных производных второго порядка (4.10) описывает изгибные возмущения струи. Это одномерное уравнение нестационарного процесса распространения изгибных волн по оси струи, внедряющейся в бассейн. Начальные возмущения струи могут возникать в результате взаимодействия струи с поверхностью воды, вызывающего отклонения оси, а также встречного движения пара, образующегося еще до контакта струи с водой за счет радиационного теплообмена.

В данном случае основной интерес представляет устойчивость струи относительно изгибных возмущений. Поэтому необходимость постановки полной краевой задачи отсутствует. Для получения уравнения, с помощью которого определяются параметры рассматриваемых изгибных колебаний, достаточно в уравнение (4.10) подставить выражения (4.3) и (4.4), задающие вид возмущений, и при этом учесть зависимости (4.5) - (4.8).

Аналогичный подход, избавляющий от необходимости расчета характеристик всей системы и позволяющий исследовать нарастание или убывание возмущений в системе при изменении внешних условий, достаточно широко применяется при расчетах по теории устойчивости. Тем самым значительно упрощаются постановка и решение краевых задач.

В случае неустойчивых колебаний начальные возмущения нарастают со временем, и потеря устойчивости струи происходит при превышении амплитудой возмущений критического значения. Поэтому в рассматриваемом случае достаточно определить характеристики наиболее быстро растущих возмущений, поскольку именно они разрушают струю. Зная длину волны таких возмущений, а также инкремент их нарастания, можно вычислить длину нераспавшейся части струи и оценить размеры фрагментов, получаемых при распаде струи вследствие нарастания неустойчивых возмущений во времени.

В результате подстановки выражений (4.3) - (4.8) в дифференциальное уравнение в частных производных (4.10) получено следующее уравнение для определения волнового числа изгибных возмущений χ (величины, обратной длине волны) и инкремента их нарастания во времени γ :

$$\begin{aligned}
& \gamma^2 \left\{ 1 + 0,25 \chi^2 A^2 B^2 \left(A^2 \cos^2 \frac{\chi S}{a_0} + B^2 \sin^2 \frac{\chi S}{a_0} \right) + \frac{A^2 - B^2}{8} \chi^2 \times \right. \\
& \left. \times \left(A^2 \cos^2 \frac{\chi S}{a_0} + B^2 \sin^2 \frac{\chi S}{a_0} \right)^{-1} \left[2 \cos^2 \frac{\chi S}{a_0} + \frac{A^2 - B^2}{2} \sin^2 2 \frac{\chi S}{a_0} \times \right. \right. \\
& \left. \left. \times \left(A^2 \cos^2 \frac{\chi S}{a_0} + B^2 \sin^2 \frac{\chi S}{a_0} \right)^{-1} \right] \right\} = \\
& = \frac{B^2 - A^2}{8} \chi^2 \left\{ \left[\begin{aligned} & \rho_{2/1} U_0^2 \frac{\chi}{a_0} \left(A^2 \cos^2 \frac{\chi S}{a_0} + B^2 \sin^2 \frac{\chi S}{a_0} \right)^{-1} + \\ & 2 \frac{\chi}{a_0} \cos 2 \frac{\chi S}{a_0} + (1 - \rho_{2/1}) g \left(A^2 \sin^2 \frac{\chi S}{a_0} + B^2 \cos^2 \frac{\chi S}{a_0} \right)^{-1/2} \times + \\ & \times \left(A^2 \cos^2 \frac{\chi S}{a_0} + B^2 \sin^2 \frac{\chi S}{a_0} \right)^{-1/2} \end{aligned} \right] + \right. \\
& \left. + \frac{A^2 - B^2}{2} \sin^2 2 \frac{\chi S}{a_0} \left(\frac{\chi}{a_0} \right) + (\rho_{2/1} - 1) g \left(A^2 \sin^2 \frac{\chi S}{a_0} + B^2 \cos^2 \frac{\chi S}{a_0} \right)^{-3/2} \times \right. \\
& \left. \times \left(A^2 \cos^2 \frac{\chi S}{a_0} + B^2 \sin^2 \frac{\chi S}{a_0} \right)^{-1/2} \right] \left. \right\} - \\
& - \frac{a_0^4}{4} \left(\frac{\chi}{a_0} \right)^3 (AB)^2 \left(A^2 \cos^2 \frac{\chi S}{a_0} + B^2 \sin^2 \frac{\chi S}{a_0} \right)^{-5/2} \left\{ \left(A^2 \cos^2 \frac{\chi S}{a_0} + B^2 \sin^2 \frac{\chi S}{a_0} \right)^{-1/2} \times + \right. \\
& \left. \times \left(A^2 \sin^2 \frac{\chi S}{a_0} + B^2 \cos^2 \frac{\chi S}{a_0} \right)^{1/2} \right\} + \\
& + \rho_{2/1} U_0^2 \left(\frac{\chi}{a_0} \right)^2 + (\rho_{2/1} - 1) g \frac{\chi}{a_0} \left(A^2 \sin^2 \frac{\chi S}{a_0} + B^2 \cos^2 \frac{\chi S}{a_0} \right)^{1/2} \left(A^2 \cos^2 \frac{\chi S}{a_0} + B^2 \sin^2 \frac{\chi S}{a_0} \right)^{-1/2}.
\end{aligned} \tag{4.20}$$

Полученное уравнение (4.20) позволяет определить инкремент нарастания возмущений струи и далее исследовать устойчивость струи относительно изгибных возмущений ее оси. Попытки получить из уравнения (4.20) зависимость инкремента изгибных возмущений от длины волны в виде $\gamma = f(\chi)$ приводят к выражениям, неприемлемым в силу их громоздкости, однако необходимые значения γ достаточно легко рассчитываются по уравнению (4.20) для любого заданного значения χ .

Фрагментация тонких струй. Решение может быть получено либо в первом приближении для малых амплитуд с удержанием только членов первого порядка, либо во втором приближении с удержанием членов и второго порядка.

В результате рассмотрения в линейном приближении длинноволновых возмущений с удержанием в уравнениях (4.1) только членов, линейных по возмущениям, в работе [35] получено решение задачи в виде

$$\gamma = \pm \sqrt{(\rho_{2/1} - 1)g(\chi/a_0)(B/A)}. \quad (4.21)$$

С учетом формулы (4.4) уравнение (4.21) свидетельствует о возможности возникновения неустойчивости и распада струи под действием изгибных возмущений только в случае $\rho_{2/1} > 1$ (превышения плотностью воды плотности струи расплава кориума). Несмотря на то что плотность расплава значительно выше плотности воды, это описание применимо, поскольку высокотемпературная струя движется в паровом «мешке». И изгибные возмущения такой составной струи с паровой прослойкой подобны таковым у струи пара, внедряющейся в бассейн с водой. Иначе говоря, условие $\rho_{2/1} \gg 1$ выполняется. При равенстве плотностей струи и воды имеют место нейтральные колебания ($\gamma = 0$), а при превышении плотностью струи плотности воды следует рассматривать устойчивость чисто колебательного во времени характера, поскольку в данном случае $\gamma^2 < 0$, т.е. инкремент является мнимой величиной.

Из допущения о равенстве длины волны нескольким диаметрам струи в момент ее разрыва ($\sqrt{Z^2 + H^2} = \Delta a_0$, где Δ - коэффициент пропорциональности) следует соотношение $\cos(\chi s/a_0) \approx 1$, что приводит к выражениям

$$\gamma_* t_* = \ln(\Delta a_0/A), \quad t_* = 1/\gamma_* \ln(\Delta a_0/A), \quad (4.22)$$

где γ_* , t_* - параметры, соответствующие длине волны наиболее быстро растущих возмущений, определяемые из формулы (4.21) путем исследования инкремента на максимум. Для определения глубины проникновения в воду нераспавшейся части струи, приведенной к a_0 , предложено выражение

$$L_*/a_0 = U_0 t_* = \ln\left(\frac{\Delta a_0}{A}\right) \frac{U_0}{a_0 \sqrt{(B/A)(\rho_{2/1})g(\chi_*/a_0)}}. \quad (4.23)$$

В результате ввода в формулу (4.23) числа Фруда $Fr = U_0^2/(ga_0)$, константы, определяемой начальным видом возмущений $\delta_1 = \ln(\Delta a_0/A)$, а также константы $\delta_2 = \chi_* B/A$, связанной с длиной волны и начальным уровнем возмущений по координатам в плоскости, перпендикулярной криволинейной оси струи, выражение (4.23) приводится к упрощенному виду

$$L_*/a_0 = \delta_1 \sqrt{Fr} / \sqrt{\delta_2 (\rho_{2/1} - 1)}. \quad (4.24)$$

Решение задачи во втором приближении. При удержании в уравнении (4.20) членов до второго порядка по возмущениям, инкремент γ выражается как

$$\gamma = \pm \frac{4U_0\chi}{a_0\sqrt{4+\chi^2}} \sqrt{\rho_{2/1} + \frac{B}{A} \frac{\rho_{2/1}-1}{\chi Fr}}, \quad (4.25)$$

где положительные значения инкремента γ соответствуют длинам волн неустойчивых изгибных колебаний струи (с экспоненциальным нарастанием волн во времени), а отрицательные значения инкремента соответствуют модам устойчивых изгибных колебаний.

Согласно формуле (4.25), функция $\gamma = f(\chi)$ имеет максимум при экстремальном значении χ , определяемом по выражению

$$\chi_* = 4 \left[\frac{Fr}{1-\rho_{1/2}} \frac{B}{A} + \sqrt{\left(\frac{Fr}{1-\rho_{1/2}} \right)^2 \left(\frac{A}{B} \right)^2 + \frac{1}{4}} \right], \quad (4.26)$$

где $\rho_{1/2} = 1/\rho_{2/1}$, а χ_* - волновое число наиболее неустойчивой изгибной волны струи. Выражение (4.26) получено при следующих предположениях:

$$U_0 \neq 0, \quad \chi_* \neq 0, \quad \rho_{2/1} + \frac{\rho_{2/1}-1}{\chi_* Fr} \frac{B}{A} \neq 0.$$

Исследование выражений (4.25) и (4.26) показывает, что при длинноволновых возмущениях изгибная неустойчивость и фрагментирование струи возможны во всех случаях при $\rho_{2/1} > 1$. При $\rho_{2/1} < 1$ такая неустойчивость струи возможна только в случае

$$\chi > \frac{\rho_{2/1}-1}{\chi_* Fr} \frac{B}{A}.$$

В остальных случаях могут иметь место лишь осцилляции во времени.

Во втором приближении для определения приведенной длины неразрушенной части струи получено выражение

$$\frac{L_*}{a_0} = \frac{\delta_1}{2\sqrt{\chi}} \frac{\sqrt{Fr}}{\sqrt{\rho_{2/1}\chi Fr + (\rho_{2/1}-1)B/A}}. \quad (4.27)$$

Для оценки применимости полученных выражений (4.26) и (4.27) в работе [35] рассмотрены предельные случаи для разных отношений плотностей и чисел Фруда. Для малых чисел Фруда ($Fr \ll 1$), соответствующих малым скоростям струи или большим диаметрам струи (этот случай невозможен при тяжелой аварии) согласно зависимости (4.26), волновое число наиболее бы-

стро растущих волн χ_* близко к 2 (а длина волны $L_* \approx 2\pi/2 = \pi \approx 3,14$). При этом соответствующее выражение для определения длины неразрушенной части струи (глубины проникания) приобретает вид

$$\frac{L_*}{a_0} = \frac{\delta_1}{2} \frac{\sqrt{Fr}}{\sqrt{(\rho_{2/1} - 1)B/A + 2\rho_{2/1}Fr}}, \quad (4.28)$$

откуда при $\rho_{2/1} \gg 1$ следует: $L_*/a_0 = \delta_2 \sqrt{\rho_{2/1}Fr}$, где $\delta_2 = \frac{\delta_1}{2} \sqrt{\frac{A}{B}}$.

Для другого предельного случая, при котором $(\rho_{2/1} - 1) \sim 1$, получено

$$L_*/a_0 = \delta_2 \sqrt{Fr/(\rho_{2/1} - 1)}.$$

Сравнение полученных результатов с известными теоретическими и экспериментальными данными. Из полученной зависимости (4.28) следует, что при заданном соотношении плотностей жидкостей длина нераспавшейся части струи, в основном, определяется корнем квадратным из числа Фруда. К похожему результату пришли авторы экспериментальных работ [127] и [128], в которых исследовался близкий процесс - проникание струй в псевдооживленный слой. Эмпирическая зависимость для определения длины нераспавшейся части струи в этом случае имеет вид

$$\frac{L_*}{2a_0} = 6,5 \sqrt{\frac{\rho_1}{\rho_2 - \rho_1}} \sqrt{\frac{U_0^2}{2ga_0}} \quad \text{или} \quad \frac{L_*}{a_0} \approx 9,16 \sqrt{\frac{Fr}{1 - \rho_{2/1}}} = \frac{9,16}{\sqrt{Ri}}, \quad (4.29)$$

где $Ri = \frac{1 - \rho_{2/1}}{Fr}$ - число Ричардсона, являющееся величиной, обратной числу Фруда, и умноженной на $(\rho_{2/1} - 1)$.

Поскольку в эмпирической формуле (4.29) результат расчета зависит только от одного параметра - числа Ричардсона, произвольные постоянные в теоретическом решении (4.28) могут быть определены путем сравнения результатов расчетов по обоим выражениям при равенстве исходных данных.

Сопоставление результатов расчетов по предложенной модели во втором приближении с экспериментальными данными приведено на рис. 4.17 и 4.18, из которых следует, что согласование теоретических и экспериментальных результатов может быть признано вполне удовлетворительным.

Представляют также интерес данные теоретических и экспериментальных исследований максимальной высоты внедрения струи холодной воды, подаваемой снизу вертикально в однородно нагреваемый неподвижный слой воды. Установлена следующая обратно пропорциональная зависимость этой величины от корня квадратного из числа Ричардсона на выходе из сопла:

$$L_*/a_0 = 3,4\sqrt{Ri}.$$

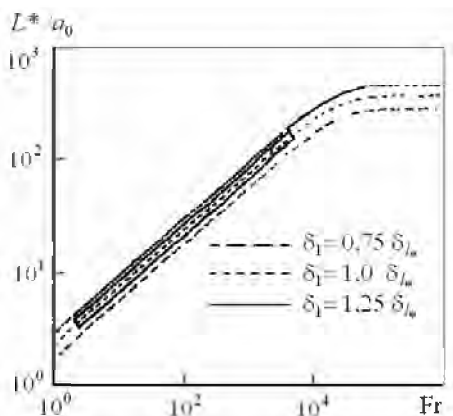


Рис. 4.17. Сравнение результатов расчетов по зависимости (4.28) с экспериментальными данными [127].

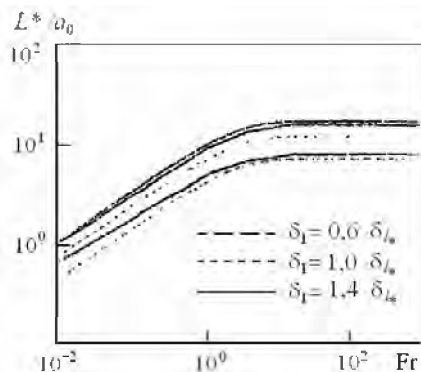


Рис. 4.18. Сравнение результатов расчетов по зависимости (4.28) с экспериментальными данными [128].

В установившемся режиме под встречным воздействием опускающихся потоков охлажденной воды максимальная высота подъема струи холодной воды в слое уменьшается примерно на 22 % по сравнению с начальной высотой подъема: $L_* / a_0 = 2,65\sqrt{Ri}$.

Аналогичные зависимости были получены также в других работах для близких физических ситуаций.

Анализ предельных случаев применения модели. При больших числах Фруда ($Fr \gg 1$), что соответствует высокой скорости струи или малому ее диаметру, значения χ_* для наиболее неустойчивых изгибных возмущений могут быть малыми только в случае, если первый член в уравнении (4.26) отрицателен. Это возможно при $\rho_{1/2} > 1$, т.е. когда плотность воды в бассейне ниже плотности струи.

Тогда возможна аппроксимация $\chi_* = \frac{\rho_{1/2} - 1}{2Fr} \frac{B}{A} \ll 1$, а из уравнения (4.25) следует

$$\gamma_* = \frac{\rho_{2/1} - 1}{Fr} \sqrt{\rho_{2/1}} \frac{B}{A} i = i \sqrt{\rho_{2/1}} \frac{B}{A} Ri.$$

В этом случае колебательный процесс происходит без роста амплитуды. Струя не распадается, а лишь становится тоньше под действием гравитационных сил.

При $\rho_{2/1} > 1$ длинные изгибные возмущения возможны в случае малых значений параметра A/B , что отвечает плоским изгибным колебаниям струи. Тогда в результате решения (4.26) можно получить два значения с разными знаками, при суммировании которых определяется значение волнового числа

для максимально растущего возмущения $\chi_* \approx 2$, что полностью соответствует полученному решению (4.28).

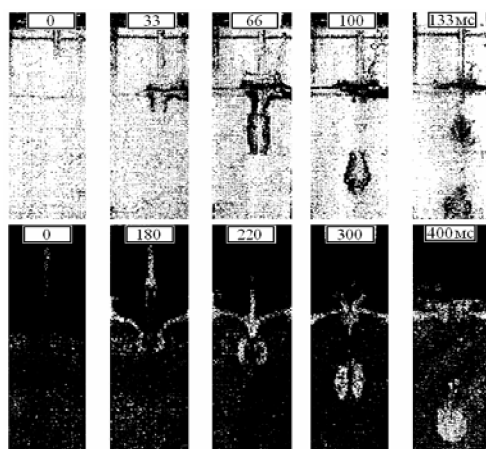
При близких значениях плотности струи и воды ($\rho_{1/2} \sim 1$) решение приводит к выражению $L_* / a_0 = \delta_3 \sqrt{\rho_{1/2}}$, где $\delta_3 = \delta_1 / (2\sqrt{2})$.

Помимо изгибных возмущений процесс проникания относительно тонкой струи одной жидкости в неподвижный слой другой жидкости может сопровождаться неустойчивостью другого рода. В частности, в струе жидкости с высоким значением коэффициента поверхностного натяжения при входе в другую жидкость (с низким значением коэффициента поверхностного натяжения) сохраняется форма и преобладают рассматриваемые выраженные изгибные возмущения, приводящие к дроблению струи на фрагменты и капли. В струе с низким коэффициентом поверхностного натяжения изгибные возмущения могут быть малозаметны либо вообще не проявиться. Вместо изгибных волн в таких струях может развиваться неустойчивость Кельвина - Гельмгольца, размывающая поверхность струи.

Методика расчета внедрения толстых струй расплава в подреакторный бассейн с водой. Как свидетельствуют данные многочисленных исследований (например, [119 - 126]), поведение в рассматриваемых условиях относительно толстых струй имеет значительные отличия от рассмотренных выше механизмов и определяется преобладанием сил инерции, гравитации и сопротивления воды в бассейне.

Ввиду значительного потенциального диапазона возможных сочетаний значений физических характеристик и параметров расплава кориума при тяжелой аварии на АЭС прогноз поведения струи расплава существенно затруднен. Кроме того, на динамику изменения размеров и вида отверстия в корпусе ЯР, из которого происходит истечение, оказывают влияние многие непредсказуемые факторы. В этой связи необходимо рассмотреть возможные предельные случаи истечения относительно толстых струй расплава кориума в бассейн с водой. Ниже приведены основные результаты такого исследования, выполненного в работе [35] в развитие вышеприведенной математической модели.

Постановка и численное решение задачи Коши для нелинейного уравнения движения толстой струи. При описании проникания относительно толстых струй расплава в неподвижный слой воды, помимо испарения воды необходимо учитывать ряд явлений и факторов, заметно осложняющих процесс. При ударе струи о поверхность воды теряется значительная часть ее импульса. Кроме того, экспериментальные данные работ [129, 130], иллюстрируемые рис. 4.19 - 4.21, свидетельствуют, что значительное количество окружающего воздуха вовлекается в слой свободно падающей струей. В упомянутых экспериментах плотности жидкостей были равны, а скорость струи u_0 на входе в воду изменялась в пределах от 0,9 до 3 м/с (см. рис 4.19). Во втором случае (см. рис. 4.20) $u_0 = 4$ м/с. Данные экспериментов (верхний ряд)



сопоставлены с данными численного моделирования с помощью компьютерного кода CASPER (нижний ряд) [130] в рамках трехжидкостной модели.

Рис. 4.19. Видеорегистрация процесса проникания струи в жидкость с равной плотностью.

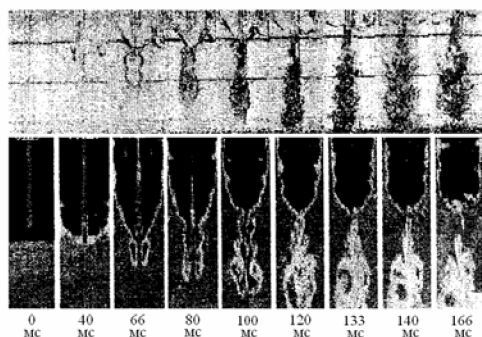


Рис. 4.20. Видеорегистрация процесса проникания струи со скоростью 4 м/с в неподвижный слой.

Как следует из рисунков, количество вовлекаемого в слой воздуха может быть довольно значительным.

Более полное представление о последовательных фазах процесса внедрения струи в слой от момента подхода струи к поверхности слоя до момента захлопывания каверны с вовлекаемым воздухом можно составить на основании рис. 4.21, отражающего результаты расчетов по коду CASPER для моделирования плавления и испарения веществ, нагреваемых лучом лазера, в котором используется численная схема кубической интерполяции [131].

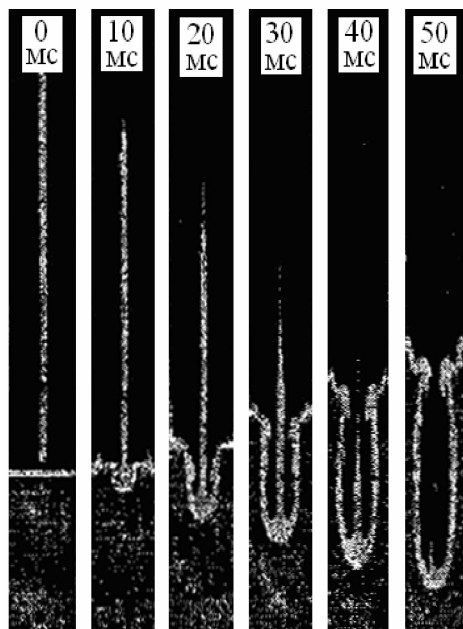


Рис. 4.21. Результаты расчета динамик проникания струи в слой с использованием компьютерного кода CASPER.

Для решения рассматриваемой задачи внедрения толстой струи в неподвижный слой жидкости код CASPER был модифицирован. Используемые при этом уравнения процесса в декартовой системе координат имеют следующий вид:

$$\begin{aligned}\frac{\partial \rho}{\partial t} + (\vec{u} \cdot \nabla) \rho &= -\rho \nabla \cdot \vec{u}, \quad \rho = \sum_i \rho_i \varphi_i, \quad \sum_i \varphi_i = 1, \\ \frac{\partial \vec{u}}{\partial t} + (\vec{u} \cdot \nabla) \vec{u} &= -\frac{\nabla \rho}{\rho} + \nu \nabla \cdot \vec{u} + F_s + F_e + \vec{g}, \\ \frac{\partial \rho_i \varphi_i}{\partial t} + (\vec{u} \cdot \nabla) \rho_i \varphi_i &= -\rho_i \varphi_i \nabla \cdot \vec{u}; \quad \frac{\partial \varphi_i}{\partial t} + (\vec{u} \cdot \nabla) \varphi_i = 0,\end{aligned}\quad (4.30)$$

где F_s , F_e , ρ , φ_i и ν - поверхностная сила, упругое напряжение, давление, объемное содержание i -й компоненты и коэффициент кинематической вязкости соответственно.

Рассматриваемая система дифференциальных уравнений (4.30) в частных производных включает уравнение сохранения массы (первая строка), уравнение количества движения смеси (вторая строка) и уравнения распределения объемных содержаний фаз (третья строка).

Алгоритм численного решения основан на процедуре разделения системы уравнений (4.30) для двух фаз - воды в бассейне и струи. Для струи дифференциальные уравнения в частных производных решались по явной разностной схеме с использованием кубической полиномиальной интерполяции. Для воды в бассейне использовалась неявная разностная схема. Скалярные величины определялись в центре каждой ячейки, а скорости - на поверхности ячеек. С целью текущего контроля поверхности раздела в фазах значение плотности ρ_i использовалось аналогично методу VOF.

Предложенная выше нелинейная модель позволяет получить аналитическое решение и провести обобщающий анализ процесса внедрения толстой струи в подреакторный бассейн с водой. С этой целью в работе [35] решалась задача Коши для нелинейного обыкновенного дифференциального уравнения второго порядка (4.12) с начальными условиями уравнение (4.14). При этом применены одновременные преобразования как зависимой, так и независимой переменных, приводящие к виду

$$h = \left(\frac{2A+1}{2} \right)^{\frac{2}{2A+1}} X^{\frac{2}{2A+1}}, \quad dt = \left(\frac{1}{2A+1} \right)^{\frac{1}{2A+1}} X^{\frac{1}{2A+1}} d\tau, \quad (4.31)$$

где $\rho_{2/1} = \rho_2/\rho_1$, $A = 1 + \rho_{2/1}/2$. В результате подстановки формулы (4.31) в формулу (4.12) после ряда преобразований было получено линейное дифференциальное уравнение в новых переменных

$$\frac{d^2 y}{d\tau^2} + \frac{\rho_{2/1}^2 - 1}{2Fr^2} = 0, \quad (4.32)$$

где $y = \ln X$. Решение уравнения (4.32) известно и имеет вид

$$y = c_1 e^{k\tau} + c_2 e^{-k\tau}, \quad (4.33)$$

где c_1, c_2 - константы, подлежащие определению из подстановки найденного решения (4.33) в начальные условия (4.14), а собственные значения k имеют вид

$$k = \sqrt{\frac{(1 - \rho_{2/1})}{Fr} \left(1 + \frac{1 + \rho_{2/1}}{2} \right)}. \quad (4.34)$$

Таким образом, решение нелинейного уравнения (4.12) представляется в виде уравнения (4.31), где искомая функция h (безразмерная глубина проникновения струи в бассейн) и независимая переменная t (безразмерное время) выражены через функцию $X = y$. В свою очередь функция y определяется выражением (4.33), а входящие в нее волновые числа - формулой (4.34).

Остается определить постоянные интегрирования, подставив полученное решение задачи в начальные условия уравнение (4.14). При $\rho_{2/1} > 1$ (вода в бассейне плотнее струи) решение (4.33) преобразуется к виду

$$c'_1 \cos k\tau + c'_2 \sin k\tau, \quad (4.35)$$

где k - волновое число, определяющее длину волны.

Задача Коши могла быть решена численно одним из известных способов или современных компьютерных пакетов. Однако в данном случае для обеспечения возможности получения общей картины явления и ее анализа получено аналитическое решение.

Путем подстановки полученных выражений для X в зависимости (4.31) параметрическое решение искомой задачи было получено в явном виде. В частности, безразмерное время t определяется через переменную τ как

$$\text{при } \rho_{2/1} > 1 \quad t = \left(\frac{1}{3 + \rho_{2/1}} \right)^{\frac{1}{3 + \rho_{2/1}}} \int e^{\frac{c'_1 \cos k\tau + c'_2 \sin k\tau}{\rho_{2/1} + 3}} d\tau + c_3; \quad (4.36)$$

$$\text{при } \rho_{2/1} < 1 \quad t = \left(\frac{1}{3 + \rho_{2/1}} \right)^{\frac{1}{3 + \rho_{2/1}}} \int e^{\frac{c'_1 \cos k\tau + c'_2 \sin k\tau}{\rho_{2/1} + 3}} d\tau + c_3, \quad (4.37)$$

где константа c_3 подлежит определению. Однако при $\tau \ll 1$ справедливы также приближенные соотношения

$$e^{k\tau} \approx 1 + k\tau, \quad e^{-k\tau} \approx 1 - k\tau, \quad \cos k\tau \approx 1, \quad \sin k\tau \approx k\tau,$$

откуда в линейном приближении по переменной kt выражения (4.36) и (4.37) преобразуются к виду:

$$\text{при } \rho_{2/1} < 1 \quad t = \left(\frac{1}{3 + \rho_{2/1}} \right)^{\frac{1}{3 + \rho_{2/1}}} \frac{3 + \rho_{2/1}}{k(c_1 - c_2)} e^{\frac{1}{3 + \rho_{2/1}}[(c_1 + c_2) + k(c_1 - c_2)t]} + c_3, \quad (4.38)$$

$$\text{при } \rho_{2/1} > 1 \quad t = \left(\frac{1}{3 + \rho_{2/1}} \right)^{\frac{1}{3 + \rho_{2/1}}} \frac{3 + \rho_{2/1}}{c'_{2k}} e^{\frac{c'_1 + c'_2 k \tau}{3 + \rho_{2/1}}} + c_3. \quad (4.39)$$

А далее, в предположении $t = 0$ и $\tau = 0$, вычисляется соответствующая константа c_3 . Окончательно имеем

$$\text{при } \rho_{2/1} < 1 \quad t = \left(\frac{1}{3 + \rho_{2/1}} \right)^{\frac{1}{3 + \rho_{2/1}}} \frac{3 + \rho_{2/1}}{k(c_1 - c_2)} \left(e^{\frac{c_1 e^{k\tau} + c_2 e^{-k\tau}}{3 + \rho_{2/1}}} - e^{\frac{c_1 + c_2}{3 + \rho_{2/1}}} \right), \quad (4.40)$$

для $\rho_{2/1} > 1$ - аналогично.

В случае равноплотных жидкостей при $\rho_{2/1} \sim 1$ и $Fr \gg 1$ значение множителя при τ в формуле (4.36) мало, что позволяет использовать полученную приближенную зависимость (4.40), а также зависимости (4.37) и (4.39) в более широком диапазоне параметров. Следует отметить, что данное приближение справедливо и при достаточно больших значениях τ , поскольку параметр kt удовлетворяет условию $kt \ll 1$.

Для случая $\rho_{2/1} < 1$ (струя плотнее воды в бассейне) получен следующий вид констант интегрирования:

$$c_1 = \frac{1}{2} \left[\ln \left(\frac{2}{3 + \rho_{2/1}} h_0^{\frac{3 + \rho_{2/1}}{2}} \right) + \frac{u_p}{\sqrt{h_0}} \sqrt{\frac{Fr}{1 - \rho_{2/1}}} \left(\frac{2}{3 + \rho_{2/1}} \right)^{\frac{1}{3 + \rho_{2/1}} \frac{1}{2}} (3 + \rho_{2/1})^{-\frac{1}{3 + \rho_{2/1}}} \right],$$

$$c_2 = \frac{1}{2} \left[\ln \left(\frac{2}{3 + \rho_{2/1}} h_0^{\frac{3 + \rho_{2/1}}{2}} \right) - \frac{u_p}{\sqrt{h_0}} \sqrt{\frac{Fr}{1 - \rho_{2/1}}} \left(\frac{2}{3 + \rho_{2/1}} \right)^{\frac{1}{3 + \rho_{2/1}} \frac{1}{2}} (3 + \rho_{2/1})^{-\frac{1}{3 + \rho_{2/1}}} \right].$$

Аналогично для случая $\rho_{2/1} > 1$:

$$c'_1 = \ln \left(\frac{2}{3 + \rho_{2/1}} h_0^{\frac{3 + \rho_{2/1}}{2}} \right),$$

$$c'_2 = \frac{u_p}{\sqrt{h_0}} \sqrt{\frac{Fr}{1 - \rho_{2/1}}} \left(\frac{2}{3 + \rho_{2/1}} \right)^{\frac{1}{3 + \rho_{2/1}} \frac{1}{2}} (3 + \rho_{2/1})^{-\frac{1}{3 + \rho_{2/1}}}.$$

Аналитическое решение нелинейной задачи Коши. Учитывая полученные выражения и тождество $e^{c_1 e^{k\tau} + c_2 e^{-k\tau}} = e^{c_1 e^{k\tau}} e^{c_2 e^{-k\tau}}$, решение (4.31) можно преобразовать к следующему явному виду:

$$h = \left(\frac{3 + \rho_{2/1}}{2} \right)^{\frac{3 + \rho_{2/1}}{2}(1 - chk\tau)} h_0^{chk\tau} e^{\frac{2}{\alpha} shk\tau}, \quad (4.41)$$

где

$$\alpha = \frac{\sqrt{1 - \rho_{2/1}}}{u_p} \sqrt{\frac{h_0}{Fr}} \left(\frac{2}{3 + \rho_{2/1}} \right)^{\frac{\rho_{2/1} + 1}{2(3 + \rho_{2/1})}} (3 + \rho_{2/1})^{\frac{1}{3 + \rho_{2/1}} + 1}.$$

Поскольку скорость внедрения струи в слой воды определяется как производная от глубины по времени, можно записать $v_1 = dh/dt = (dh/d\tau)d\tau/dt$, откуда для случаев $\rho_{2/1} < 1$ и $\rho_{2/1} > 1$ соответственно следуют выражения

$$\frac{dh}{dt} = \left(\frac{3 + \rho_{2/1}}{2} \right)^{\frac{2}{3 + \rho_{2/1}} - 1} (3 + \rho_{2/1})^{\frac{1}{3 + \rho_{2/1}}} k (c_1 e^{k\tau} - c_2 e^{-k\tau}) e^{\frac{c_1 e^{k\tau} + c_2 e^{-k\tau}}{3 + \rho_{2/1}}}, \quad (4.42)$$

$$\frac{dh}{dt} = \left(\frac{3 + \rho_{2/1}}{2} \right)^{\frac{2}{3 + \rho_{2/1}} - 1} (3 + \rho_{2/1})^{\frac{1}{3 + \rho_{2/1}}} k (c'_2 \cos k\tau - c'_1 \sin k\tau) e^{\frac{c'_1 \cos k\tau + c'_2 \sin k\tau}{3 + \rho_{2/1}}}. \quad (4.43)$$

На основе полученных зависимостей (4.42) и (4.43), можно проанализировать изменение такого важного параметра пассивной системы защиты АЭС от тяжелой аварии, как глубина проникания струи в слой.

При приравнивании скорости dh/dt нулю для случаев $\rho_{2/1} < 1$ и $\rho_{2/1} > 1$ выражения для предельной глубины соответственно приобретают вид

$$h_* = \left(\frac{3 + \rho_{2/1}}{2} \right)^{\frac{2}{3 + \rho_{2/1}}} e^{\frac{4}{3 + \rho_{2/1}} \sqrt{c_1 c_2}}, \quad (4.44)$$

$$h_* = \left(\frac{3 + \rho_{2/1}}{2} \right)^{\frac{2}{3 + \rho_{2/1}}} e^{\frac{2}{3 + \rho_{2/1}} \frac{c'_1 + (c'_2)^2 / c'_1}{3 + \rho_{2/1}}}. \quad (4.45)$$

С учетом начальных параметров струи, задаваемых формулами (4.15), (4.16), (4.18), из выражений (4.44) и (4.45) можно определить параметры проникания струи в слой в явном виде. Так, из формулы (4.44) следует

$$h \approx \left(\frac{3}{2}\right)^{\frac{2}{3}} \left[\left(\frac{2}{3}\right)^{\frac{2}{3}} \frac{\rho_{2/1}}{2} Fr \right]^{chk\tau} e^{\frac{1}{\sqrt{\rho_{2/1}}} shk\tau}, \quad (4.46)$$

$$\frac{dh}{dt} \approx \frac{2h}{\sqrt{\rho_{2/1}} Fr} \left(\frac{t}{\rho_{2/1} Fr} + 1 \right)^{-1} \left\{ \ln \left[\left(\frac{2}{3}\right)^{\frac{2}{3}} \frac{\rho_{2/1}}{2} Fr \right] shk\tau + \frac{chk\tau}{\sqrt{\rho_{2/1}}} \right\}. \quad (4.47)$$

Далее на основании полученного решения (4.41), а также выражений (4.44) - (4.47) для случаев проникания в слой неподвижной жидкости струй конечной длины и непрерывных (длинных) струй получены зависимости для определения максимальной глубины проникания струй в слой. Для непрерывной струи

$$h_* = A^{\frac{1}{A}} \exp \left\{ \frac{1}{A} \sqrt{\ln^2 \left[\frac{1}{A} \left(\frac{Fr}{1 + \sqrt{\rho_{2/1}}} \right)^A \right]} + \frac{2A(1 + \sqrt{\rho_{2/1}})}{\rho_{2/1}(\rho_{2/1} - 1)} \left(\frac{\sqrt{2}}{2A} \right)^{\frac{2}{A}} \right\}; \quad (4.48)$$

для струи конечной длины H^* ($h^* \ll H^*$):

$$h_* = A^{\frac{1}{A}} \exp \left\{ \frac{1}{A} \sqrt{\ln^2 \left[\frac{H^*(A)^{\frac{1}{A}}}{1 + \sqrt{\rho_{2/1}} + 1} \right]} + \frac{2Fr(1 + \sqrt{\rho_{2/1}})}{H^*(\rho_{2/1}^2 - 1)} \left(\frac{\sqrt{2}}{2A} \right)^{\frac{2}{A}} \right\}. \quad (4.49)$$

Оценка адекватности полученных результатов. Полученное при ряде упрощающих допущений (в частности, без учета потери импульса при ударе струи о поверхность воды в бассейне) в работе [35] аналитическое решение было подвергнуто сопоставлению с экспериментальными данными работы [132]. При расчетах не производился пошаговый пересчет радиуса струи, расширяющейся при внедрении в слой воды. Такое сопоставление, результаты которого для непрерывной струи и для струи конечной длины представлены соответственно на рис. 4.22 и 4.23, выполнено с целью проверки работоспособности и точности полученного аналитического решения. При сопоставлении учтено, что данные работы [132] отнесены к диаметру струи, результаты расчетов величины h представлены с множителем 0,5. Заштрихованные области характеризуют разброс известных экспериментальных данных, достаточно хорошо апробированных в практике различных прикладных задач.

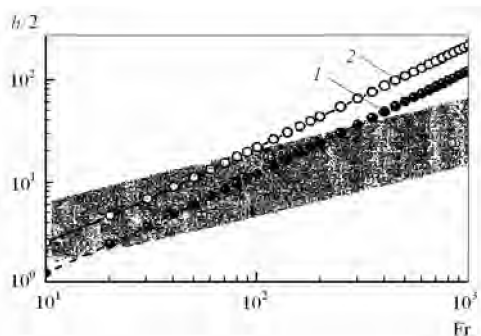


Рис. 4.22. Аналитическая зависимость глубины проникания непрерывной струи от числа Фруда для разных значений отношения плотностей струи и воды: 1 - $\rho_{2/1} = 9,4$; 2 - $\rho_{2/1} = 1,9$; затемненная зона – данные экспериментов.

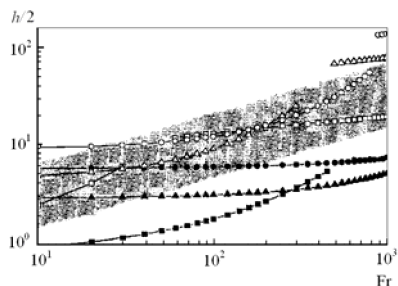


Рис. 4.23. Аналитическая зависимость глубины проникания струи конечной длины от числа Фруда: $\blacksquare, \square$ - $H = 5$; $\blacktriangle, \triangle$ - $H = 25$; $\bullet, \circ$ - $H = 50$; $\blacksquare, \blacktriangle, \bullet$ - $\rho_{2/1} = 9,4$; $\square, \triangle, \circ$ - $\rho_{2/1} = 1,9$; затемненная зона – данные экспериментов.

Анализ представленных данных показывает, что при отношении плотностей 9,4 глубина проникания струи конечной длины (см. рис. 4.23) почти не меняется примерно до значений числа Фруда порядка 200 и далее медленно растет с увеличением числа Фруда. Поведение коротких струй ($H = 5$) резко отличается; глубина проникания в слой коротких струй интенсивно нарастает при увеличении от числа Фруда. При отношении плотностей 9,4 результаты расчетов глубины проникания струи конечной длины находятся в затемненной зоне (область достоверности) до чисел Фруда выше 100. С уменьшением длины диапазон чисел Фруда, в котором наблюдается удовлетворительное согласование, сокращается, а для фрагмента струи ($H = 5$) результаты расчетов вообще не попадают в область достоверности, что свидетельствует о существенном отличии закономерностей процесса для фрагментов струй. Однако при понижении отношения плотностей это явление ослабляется, и уже при $\rho_{2/1} = 1,9$ (вода примерно вдвое плотнее струи) результаты расчетов по предложенным формулам практически полностью находятся в зоне доверия.

Аналогичные данные для непрерывной струи (см. рис. 4.22) показывают, что в обоих случаях ($\rho_{2/1} = 1,9$ и $\rho_{2/1} = 9,4$) результаты находятся в зоне доверия до чисел Фруда, равных соответственно 100 и 500, после чего расчетные значения все больше превышают экспериментальные данные. Очевидно, с повышением чисел Фруда, что соответствует повышению влияния инерционных сил по сравнению с гравитационными силами, принятые допущения существенно снижают точность расчетов. Следует полагать, что при увеличении скорости струи ее расширение оказывает все большее влияние на глубину проникания в слой. И чем плотнее струя (меньше значение $\rho_{2/1}$), тем быстрее это влияние сказывается.

В целом для простейших упрощенных предельных случаев аналитического решения соответствие результатов расчетов с известными эксперимен-

тальными данными можно считать удовлетворительным. Это свидетельствует о достоверности предложенного аналитического решения и возможности его использования для оценки глубины проникания струи расплава кориума в бассейн с водой в подреакторном пространстве в системе пассивной защиты АЭС от тяжелых аварий. Для повышения точности полученного решения необходимо последовательно пошагово учитывать изменение радиуса струи по мере ее внедрения в слой.

Предельные случаи нелинейного решения. Для ряда предельных случаев в работе [35] выполнен углубленный анализ полученного аналитического решения нелинейной задачи.

Так, например, для случая $\rho_{2/1} \ll 1$, $(1 - \rho_{2/1})h_0 \ll Fr$, из формулы (4.41) получено достаточно простое для анализа выражение

$$h_0 \approx \frac{H}{2}, \quad t_0 \approx H, \quad \alpha \approx 2,85 \sqrt{\frac{H}{Fr}}, \quad e^{k\tau} \approx \left(\frac{t}{H} + 1 \right)^\alpha, \quad (4.50)$$

применимое во многих практически важных случаях, соответствующих большим значениям числа Фруда.

Кроме того, на основании выражений (4.46) и (4.47) предложено следующее приближенное решение для определения глубины проникания струи в слой, ее скорости и ускорения в слое

$$h = \left(\frac{3}{2} \right)^{\frac{2}{3}(1-chk\tau)} \left(\frac{H}{2} \right)^{chk\tau} e^{\frac{1}{1,43} \sqrt{\frac{Fr}{H}} shk\tau},$$

$$v_1 = \frac{dh}{dt} = 2,85 \frac{h}{H} \sqrt{\frac{H}{Fr}} \left(\frac{t}{H} + 1 \right)^{-1} \left\{ \ln \left[\frac{H}{2} \left(\frac{2}{3} \right)^{\frac{2}{3}} \right] shk\tau + \frac{1}{1,43} \sqrt{\frac{Fr}{H}} chk\tau \right\},$$

$$\alpha_1 = \frac{d^2h}{dt^2} = 2,85 \frac{1}{H} \sqrt{\frac{H}{Fr}} \left(\frac{t}{H} + 1 \right)^{-1} \left(\left\{ \ln \left[\frac{H}{2} \left(\frac{2}{3} \right)^{\frac{2}{3}} \right] shk\tau + \frac{1}{1,43} \sqrt{\frac{Fr}{H}} chk\tau \right\} \times \right. \right. \\ \left. \times \left[\frac{dh}{dt} - \frac{h}{H} \left(\frac{t}{H} + 1 \right)^{-1} \right] + \right. \\ \left. + 2,85 \frac{h}{H} \sqrt{\frac{H}{Fr}} \left(\frac{t}{H} + 1 \right)^{-1} \times \right. \\ \left. \times \left\{ \ln \left[\frac{H}{2} \left(\frac{2}{3} \right)^{\frac{2}{3}} \right] chk\tau + \frac{1}{1,43} \sqrt{\frac{Fr}{H}} shk\tau \right\} \right), \quad (4.51)$$

откуда можно получить

$$v_1 = \left(\frac{3}{2}\right)^{\frac{2}{3}} \left[\frac{H}{2} \left(\frac{2}{3}\right)^{\frac{2}{3}} \right]^{chk\tau} e^{\frac{1}{1,43} \sqrt{\frac{Fr}{H}} shk\tau} \frac{2,85}{H} \sqrt{\frac{H}{Fr}} \left(\frac{t}{H} + 1\right)^{-1} \times$$

$$\times \left\{ \ln \left[\frac{H}{2} \left(\frac{2}{3}\right)^{\frac{2}{3}} \right] shk\tau + \frac{1}{1,43} \sqrt{\frac{Fr}{H}} chk\tau \right\}, \quad (4.52)$$

где

$$chk\tau \approx \frac{1}{2} \left[\left(\frac{t}{H} + 1\right)^{2,85 \sqrt{\frac{H}{Fr}}} + \left(\frac{t}{H} + 1\right)^{-2,85 \sqrt{\frac{H}{Fr}}} \right],$$

$$shk\tau \approx \frac{1}{2} \left[\left(\frac{t}{H} + 1\right)^{2,85 \sqrt{\frac{H}{Fr}}} - \left(\frac{t}{H} + 1\right)^{-2,85 \sqrt{\frac{H}{Fr}}} \right]. \quad (4.53)$$

Результат расчета по выражениям (4.51) - (4.53) зависит от значений параметров $\sqrt{H/Fr}$, t/H .

Для струй конечной длины (фрагментов) проникание в слой определяется числом Фруда и начальной длиной, например для $H/Fr \ll 1$

$$\left(\frac{t}{H} + 1\right)^{2,85 \sqrt{\frac{H}{Fr}}} \approx 1 + 2,85 \sqrt{\frac{H}{Fr}} \ln \left(\frac{t}{H} + 1\right),$$

$$shk\tau \approx 2,85 \sqrt{\frac{H}{Fr}} \ln \left(\frac{t}{H} + 1\right), \quad chk\tau \approx 1,$$

вплоть до значений $t/H \sim 1$ и выше. Поскольку $10^{0,1} \approx 1,23$, а $1000^{0,1} \approx 2$, использованные приближения удовлетворяются в широком диапазоне варьируемых параметров задачи. При сделанных допущениях линеаризация выражений (4.51) по малому параметру H/Fr приводит к соотношениям

$$h_0 \approx \frac{H}{2} \left(\frac{t}{H} + 1\right)^2,$$

$$\frac{dh}{dt} \approx \left\{ 4,06 \frac{H}{Fr} \ln \left[\frac{H}{2} \left(\frac{2}{3}\right)^{\frac{2}{3}} \right] \ln \left(\frac{t}{H} + 1\right) + 1 \right\} \left(\frac{t}{H} + 1\right),$$

$$\frac{d^2h}{dt^2} \approx 2 \left\{ \frac{1}{H} \left[\left(\frac{t}{H} + 1 \right)^{-1} \frac{dh}{dt} - \frac{1}{2} \right] + \frac{1}{Fr} \ln \left[\frac{H}{2} \left(\frac{2}{3} \right)^{\frac{2}{3}} \left(\frac{t}{H} + 1 \right)^2 \right] \right\}. \quad (4.54)$$

С учетом того, что порядок члена $\ln[H/2(2/3)^{2/3}] \times \ln(t/H + 1)$ ограничен единицей, дальнейшие упрощения приводят к выражениям

$$\frac{dh}{dt} \approx \frac{t}{H} + 1, \quad \frac{d^2h}{dt^2} \approx \frac{1}{H} + \frac{2}{Fr} \ln \left[\frac{H}{2} \left(\frac{2}{3} \right)^{\frac{2}{3}} \left(\frac{t}{H} + 1 \right)^2 \right] \approx \frac{1}{H}. \quad (4.55)$$

Вышеприведенные выражения справедливы в предположении, что $H \sim 1$ или $H \gg 1$. Случай $H \ll 1$ не рассматривается, так как по определению длина струи должна быть значительно больше ее диаметра.

Далее рассмотрены случаи струи конечной длины и неограниченной струи. В имеющем наибольшую практическую значимость случае $H \gg 1$ (длинный фрагмент струи или непрерывная струя из сопла) из уравнений (4.18) следует

$$\left(\frac{h_0 \rho_{2/1}}{H} + 1 \right)^2 = \frac{1}{u_p^2}, \quad (1 + \rho_{2/1}) u_p^2 = 1 + \frac{2h_0}{Fr} (1 - \rho_{2/1}), \quad (4.56)$$

где $u_p \approx 1$.

Затем из уравнения (4.56) можно приближенно вычислить значение глубины проникания струи в слой

$$h_0 = \frac{\rho_{2/1}}{2(1 - \rho_{2/1})} Fr. \quad (4.57)$$

Анализ уравнений (4.56) свидетельствует, что формула (4.57) справедлива только в случаях, когда $\rho_{2/1} h_0 \ll 1$. В этой связи для ее практического использования необходимо выполнение условия $H \gg \rho_{2/1}^2 Fr/2$. Так, например, при $\rho_{2/1} = 0,1$ и $Fr = 10^2$ требуется выполнение неравенства $H \gg 0,5$. Это приводит к реальному результату $h_0 \approx 5$, $u_p \approx 1$. В том же случае при $Fr = 10^4$ $H \gg 50$, $h \sim 500$.

Формула (4.57) позволяет определять начальное значение глубины проникания струи в слой h_0 (не зависящее от H) через два параметра - отношение плотностей и число Фруда. Это условное значение глубины проникновения струи в слой, на котором после удара струи о неподвижную поверхность слоя скорости струи и жидкости в слое уравниваются. Подстановка формулы (4.57) в (4.12) и в другие ранее полученные выражения, для случая $\rho_{2/1} \ll 1$ (струя значительно плотнее жидкости в слое) приводит к зависимостям

$$h \approx \left(\frac{3}{2}\right)^{\frac{2}{3}} \left[\left(\frac{2}{3}\right)^{\frac{2}{3}} \frac{\rho_{2/1}}{2} Fr \right]^{chk\tau} e^{\frac{1}{\sqrt{\rho_{2/1}}} shk\tau},$$

$$\frac{dh}{dt} \approx \frac{2h}{\sqrt{\rho_{2/1}} Fr} \left(\frac{t}{\rho_{2/1} Fr} + 1 \right)^{-1} \left\{ \ln \left[\left(\frac{2}{3}\right)^{\frac{2}{3}} \frac{\rho_{2/1}}{2} Fr \right] shk\tau + \frac{chk\tau}{\sqrt{\rho_{2/1}}} \right\},$$

$$\frac{d^2h}{dt^2} \approx \frac{4h}{\rho_{2/1} Fr^2} \left(\frac{t}{\rho_{2/1} Fr} + 1 \right)^{-2} \left\{ \ln \left[\left(\frac{2}{3}\right)^{\frac{2}{3}} \frac{\rho_{2/1}}{2} Fr \right] shk\tau + \frac{chk\tau}{\sqrt{\rho_{2/1}}} \right\}^2 + \ln \left[\left(\frac{2}{3}\right)^{\frac{2}{3}} \frac{\rho_{2/1}}{2} Fr \right] chk\tau + \frac{shk\tau}{\sqrt{\rho_{2/1}}} - \frac{1}{2\sqrt{\rho_{2/1}}} \times \left[\ln \left[\left(\frac{2}{3}\right)^{\frac{2}{3}} \frac{\rho_{2/1}}{2} Fr \right] shk\tau + \frac{chk\tau}{\sqrt{\rho_{2/1}}} \right] \right\}, \quad (4.58)$$

где

$$t_0 = 2h_0 = \rho_{2/1} Fr, \quad h_0 \approx \frac{\rho_{2/1}}{2} Fr, \quad e^{k\tau} \approx \left(\frac{t}{\rho_{2/1} Fr} + 1 \right)^{2\sqrt{\rho_{2/1}}}. \quad (4.59)$$

Для случая $t \ll \rho_{2/1} Fr$ из уравнения (4.59) получены следующие аппроксимации: $shk\tau \approx \frac{2t}{\rho_{2/1}^{3/2} / Fr^2}$, $chk\tau \approx 1$, что позволяет привести зависимость (4.58) к упрощенному виду

$$h \approx h_0 + \frac{t}{\rho_{2/1} Fr}, \quad v_1 \approx \frac{1}{\rho_{2/1} Fr}. \quad (4.60)$$

Таким образом, на начальном участке проникания струи в слой неподвижной жидкости (воды в подреактронном бассейне-ловушке, как части пассивной системы защиты АЭС от тяжелых аварий) глубина проникания линейно зависит от времени, а скорость проникания обратно пропорциональна отношению плотностей и числу Фруда.

Приближенное решение для большого промежутка времени. Для длительного промежутка времени $t \gg \rho_{2/1} Fr$ аналогичная аппроксимация позволяет получить выражение вида

$$h \approx \left(\frac{3}{2}\right)^{\frac{2}{3}} \left[\left(\frac{2}{3}\right)^{\frac{2}{3}} \frac{\rho_{2/1}}{2} Fr \right]^{\frac{1}{2} \left(\frac{t}{\rho_{2/1} Fr} \right)^{2\sqrt{\rho_{2/1}}}} e^{\frac{1}{\sqrt{\rho_{2/1}}} \left(\frac{t}{\rho_{2/1} Fr} \right)^{2\sqrt{\rho_{2/1}}}}, \quad (4.61)$$

где глубина проникания струи в слой растет со временем.

Из решения (4.58) следует характерный вывод о том, что скорость струи может убывать только при условии

$$\ln \left[\left(\frac{2}{3}\right)^{\frac{2}{3}} \frac{\rho_{2/1}}{2} Fr \right] < 0, \Rightarrow Fr < \frac{2}{\rho_{2/1}} \left(\frac{3}{2}\right)^{\frac{2}{3}} \approx \frac{2,62}{\rho_{2/1}}. \quad (4.62)$$

Для определения области параметров процесса, при которых струя в слое замедляется (т.е. ускорение отрицательно) выполнение условия (4.62) необходимо, но недостаточно. С целью определения глубины проникания струи в слой можно приравнять ее скорость нулю и получить выражение

$$shk \tau_0 \ln \left[\left(\frac{2}{3}\right)^{\frac{2}{3}} \frac{\rho_{2/1}}{2} Fr \right] = \frac{chk \tau_0}{\sqrt{\rho_{2/1}}},$$

где τ_0 - время проникания струи до остановки.

Соответствующее выражение для определения значения глубины проникания струи в слой до остановки h_0 получено в результате решения уравнения (4.58)

$$h_0 = \left(\frac{3}{2}\right)^{\frac{2}{3}} \left[\left(\frac{2}{3}\right)^{\frac{2}{3}} \frac{\rho_{2/1}}{2} Fr \right]^{\frac{chk \tau_0}{\rho_{2/1} \ln \left[\left(\frac{2}{3}\right)^{\frac{2}{3}} \frac{\rho_{2/1}}{2} Fr \right]}}, \quad (4.63)$$

$$\gamma = -\sqrt{\rho_{2/1}} \ln^{-1} \left[\left(\frac{2}{3}\right)^{\frac{2}{3}} \frac{\rho_{2/1}}{2} Fr \right],$$

$$\left(\frac{t_0}{\rho_{2/1} Fr} + 1 \right)^{2\sqrt{\rho_{2/1}}} - \left(\frac{t_0}{\rho_{2/1} Fr} + 1 \right)^{-2\sqrt{\rho_{2/1}}} = \gamma \left[\left(\frac{t_0}{\rho_{2/1} Fr} + 1 \right)^{2\sqrt{\rho_{2/1}}} + \left(\frac{t_0}{\rho_{2/1} Fr} + 1 \right)^{-2\sqrt{\rho_{2/1}}} \right].$$

Далее для определения значения полного времени проникания струи до ее остановки в слое получено следующее выражение

$$chk\tau_0 = \frac{1}{2} \left\{ \left[\frac{\sqrt{\rho_{2/1}} \ln \left[\left(\frac{2}{3} \right)^{\frac{2}{3}} \frac{\rho_{2/1} Fr}{2} \right] - 1}{\sqrt{\rho_{2/1}} \ln \left[\left(\frac{2}{3} \right)^{\frac{2}{3}} \frac{\rho_{2/1} Fr}{2} \right] + 1} \right]^{0,5} + \left[\frac{\sqrt{\rho_{2/1}} \ln \left[\left(\frac{2}{3} \right)^{\frac{2}{3}} \frac{\rho_{2/1} Fr}{2} \right] - 1}{\sqrt{\rho_{2/1}} \ln \left[\left(\frac{2}{3} \right)^{\frac{2}{3}} \frac{\rho_{2/1} Fr}{2} \right] + 1} \right]^{-0,5} \right\},$$

$$t_0 = \left[\left(\frac{1+\gamma}{1-\gamma} \right)^{\frac{0,25}{\sqrt{\rho_{2/1}}}} - 1 \right] \rho_{2/1} Fr, \quad \left(\frac{t_0}{\rho_{2/1} Fr} + 1 \right)^{2\sqrt{\rho_{2/1}}} = \left(\frac{1+\gamma}{1-\gamma} \right)^{\frac{1}{2}}. \quad (4.64)$$

Если соблюдается условие

$$\left(\frac{2}{3} \right)^{\frac{2}{3}} \frac{\rho_{2/1} Fr}{2} \ll 1 \Rightarrow -\ln \left[\left(\frac{2}{3} \right)^{\frac{2}{3}} \frac{\rho_{2/1} Fr}{2} \right] \gg 1, \quad chk\tau_0 \approx 1,$$

то из решения (4.63) следует

$$h_0 \approx \frac{\rho_{2/1}}{2} Fr \times e^{\frac{\rho_{1/2}}{\ln \left[\left(\frac{2}{3} \right)^{\frac{2}{3}} \frac{\rho_{2/1} Fr}{2} \right]}}. \quad (4.65)$$

Анализ особенностей поведения толстых струй. Из уравнения (4.58) в работе [35] для значительного промежутка времени ($t \gg \rho_{2/1} Fr$) получено условие положительности ускорения (роста скорости) струи, $a_1 > 0$.

Поскольку $chk\tau \approx shk\tau \approx 0,5e^{k\tau}$, это условие приобретает вид

$$\ln^2 \beta + \left(1 + \frac{1,5}{\sqrt{\rho_{2/1}}} \right) \ln \beta + \frac{1}{\sqrt{\rho_{2/1}}} \left(1 + \frac{0,5}{\sqrt{\rho_{2/1}}} \right) < 0, \quad (4.66)$$

где $\beta = \left(\frac{2}{3} \right)^{\frac{2}{3}} \frac{\rho_{2/1} Fr}{2}$. Решением уравнения (4.66) является

$$-1 - \frac{0,5}{\sqrt{\rho_{2/1}}} < \ln \beta < \frac{-1}{\sqrt{\rho_{2/1}}} \Rightarrow 2 \frac{\left(\frac{3}{2} \right)^{\frac{2}{3}}}{\rho_{2/1} e^{-1 - \frac{1}{\sqrt{\rho_{2/1}}}}} < Fr < 2 \frac{\left(\frac{3}{2} \right)^{\frac{2}{3}}}{\rho_{2/1} e^{-1 - \frac{1}{\sqrt{\rho_{2/1}}}}}. \quad (4.67)$$

В соответствующем рассматриваемой технической ситуации случае отношения плотностей $\rho_{2/1} = 0,1$ из неравенств (4.67) можно получить приближение: $Fr \in (1.07; 1.95)$. Иначе говоря, для значительного промежутка време-

ни $t \gg \rho_{2/1} Fr$ имеется весьма узкий диапазон чисел Фруда, при котором скорость струи может снижаться. При других значениях числа Фруда в такой ситуации скорость струи растет во времени, поскольку гравитационные силы превышают силы сопротивления слоя. В общем случае условие убывания скорости струи получено из уравнений (4.58):

$$A^2(\tau) - \left(2 - \frac{1}{\sqrt{\rho_{2/1}}}\right) e^{k\tau} A(\tau) - 4 \left(\frac{1}{\sqrt{\rho_{2/1}}} - \ln \beta \right) e^{k\tau} < 0, \quad (4.68)$$

$$A(\tau) = \left(\ln \beta + \frac{1}{\sqrt{\rho_{2/1}}} \right) e^{2k\tau} + \left(2 - \frac{1}{\sqrt{\rho_{2/1}}} \right) e^{k\tau} + \frac{1}{\sqrt{\rho_{2/1}}} - \ln \beta. \quad (4.69)$$

Решение квадратичного неравенства (4.68) относительно функции $A(\tau)$ находится в области

$$A_1(\tau) < A(\tau) < A_2(\tau), \quad (4.70)$$

пределы которой определяются из выражения

$$A_{1,2} = \left(1 - \frac{0,5}{\sqrt{\rho_{2/1}}} \right) e^{k\tau} \pm \sqrt{\left(1 - \frac{0,5}{\sqrt{\rho_{2/1}}} \right)^2 + 4 \left(\frac{0,5}{\sqrt{\rho_{2/1}}} - \ln \beta \right) e^{k\tau}}. \quad (4.71)$$

В результате учета только действительных частей функций $A_{1,2}(\tau)$ (без мнимых частей), а также выражений (4.71) и (4.67) условие для определения диапазона чисел Фруда, при которых струя тормозится, получено в виде

$$Fr \leq 2 \left(\frac{3}{2} \right)^{\frac{2}{3}} e^{0,25 \left(1 + \frac{3}{\sqrt{\rho_{2/1}}} + \frac{0,25}{\rho_{2/1}} \right)} / \rho_{2/1}. \quad (4.72)$$

Для наиболее вероятного случая $\rho_{2/1} = 0.1$ из условия (4.72) получено ограничение $Fr \leq 785$. Далее путем подстановки решения (4.69) и (4.71) в неравенство (4.70) получены условия вида

$$\begin{aligned} \left(\ln \beta + \frac{1}{\sqrt{\rho_{2/1}}} \right) e^{2k\tau} + (\gamma_1 + \gamma_2) e^{k\tau} + \frac{1}{\sqrt{\rho_{2/1}}} - \ln \beta &\geq 0, \\ \left(\ln \beta + \frac{1}{\sqrt{\rho_{2/1}}} \right) e^{2k\tau} + (\gamma_1 - \gamma_2) e^{k\tau} + \frac{1}{\sqrt{\rho_{2/1}}} - \ln \beta &\leq 0, \end{aligned} \quad (4.73)$$

где

$$\gamma_1 = 1 - \frac{0,5}{\sqrt{\rho_{2/1}}}, \quad \gamma_2 = \sqrt{\left(1 - \frac{0,5}{\sqrt{\rho_{2/1}}} \right)^2 + 4 \left(\frac{0,5}{\sqrt{\rho_{2/1}}} - \ln \beta \right)}. \quad (4.74)$$

При этом оба условия (4.73) должны выполняться одновременно. Первое условие в случае

$$\ln \beta + \frac{1}{\sqrt{\rho_{2/1}}} > 0, \quad (4.75)$$

соответствующем левой части неравенства (4.67), обуславливает следующие два решения:

$$e^{k\tau} \leq B_1, \quad e^{k\tau} \geq B_2, \\ B_{1,2} = \frac{-(\gamma_1 + \gamma_2) \pm \sqrt{(\gamma_1 + \gamma_2)^2 + 4(\ln^2 \beta - \rho_{1/2})}}{2(\ln \beta + \sqrt{\rho_{1/2}})}, \quad (4.76)$$

из которых действительно только второе, поскольку в формуле (4.76) $B_1 < 0$.

Второе неравенство (4.73) имеет следующее решение:

$$D_1 \leq e^{k\tau} \leq D_2, \quad D_{1,2} = \frac{(\gamma_2 - \gamma_1) \pm \sqrt{(\gamma_2 - \gamma_1)^2 + 4(\ln^2 \beta - \rho_{1/2})}}{2(\ln \beta + \sqrt{\rho_{1/2}})}. \quad (4.77)$$

При $|\ln \beta| > \sqrt{\rho_{1/2}}$ величины $B_{1,2}$ и $D_{1,2}$ действительные. Это условие является достаточным, но не необходимым и справедливым как при малых, так и при больших значениях числа Фруда:

$$Fr > 2 \left(\frac{3}{2} \right)^{\frac{2}{3}} e^{\frac{1}{\sqrt{\rho_{2/1}}}} / \rho_{2/1} \quad \text{или} \quad Fr < 2 \left(\frac{3}{2} \right)^{\frac{2}{3}} e^{\frac{-1}{\sqrt{\rho_{2/1}}}} / \rho_{2/1}. \quad (4.78)$$

Поскольку в случае $\rho_{2/1} \ll 1$ величина $\gamma_1 < 0$, справедливо полагать, что $(\gamma_1 + \gamma_2)^2 < (\gamma_2 - \gamma_1)^2$.

Кроме того, в случае, если D_2 действительное число, то и B_2 всегда является действительным. Это позволяет записать следующее условие, более простое, чем (4.78): $(\gamma_1 + \gamma_2)^2 + 4(\ln^2 \beta - \rho_{1/2}) \geq 0$. В результате можно получить неравенство, аналогичное (4.78)

$$2(\ln^2 \beta - \ln \beta + 0,5\sqrt{\rho_{1/2}} - 0,875\rho_{1/2} + 0,5) \geq \\ \geq (0,5\sqrt{\rho_{1/2}} - 1)\sqrt{(1 - 0,5\sqrt{\rho_{1/2}})^2 + 4(\sqrt{\rho_{1/2}} - \ln \beta)},$$

где в случае $\rho_{1/2} \geq 4$ правая часть положительна. Левая часть положительна в случае $\ln^2 \beta - \ln \beta + 0,5\sqrt{\rho_{1/2}} - 0,875\rho_{1/2} + 0,5 \geq 0$, при этом справедливы следующие выражения: $\ln \beta < (\ln \beta)_1$ или $\ln \beta > (\ln \beta)_2$, а также $(\ln \beta)_{1,2} = 0,5 \pm \sqrt{0,875\rho_{1/2} - 0,5\sqrt{\rho_{1/2}} - 0,25}$. С учетом принятого ранее условия $\ln \beta > -\sqrt{\rho_{1/2}}$ далее получены дополнительные условия вида

$\ln \beta < 0,5 - \sqrt{0,875\rho_{1/2} - 0,5\sqrt{\rho_{1/2} - 0,25}}$ и $\ln \beta > 0,5 + \sqrt{0,875\rho_{1/2} - 0,5\sqrt{\rho_{1/2} - 0,25}}$,
из которых следует

$$(7/36)^2 \approx 0,04 \leq \rho_{2/1} \leq 0,25,$$

$$Fr < 2\rho_{1/2} \left(\frac{3}{2}\right)^{\frac{2}{3}} e^{0,5 - \sqrt{0,875\rho_{1/2} - 0,5\sqrt{\rho_{1/2} - 0,25}}},$$

или

$$Fr > 2\rho_{1/2} \left(\frac{3}{2}\right)^{\frac{2}{3}} e^{0,5 + \sqrt{0,875\rho_{1/2} - 0,5\sqrt{\rho_{1/2} - 0,25}}}. \quad (4.79)$$

Для рассматриваемого реального случая ($\rho_{2/1} = 0,1$) выражение (4.79) приводит к следующим ограничениям диапазона, в котором скорость струи в слое падает: число Фруда должно быть либо меньше $\sim 3,12$, либо больше ~ 600 . С учетом ограничения (4.72) по действительности значений $A_{1,2}$ в работе [35] получены следующие границы диапазона чисел Фруда, при которых струя тормозится со временем: $600 < Fr < 785$.

Случай, при котором условие (4.79) не удовлетворяется, практического интереса не представляет, поскольку при $\rho_{2/1} = 0,1$ числа Фруда должны быть слишком малы ($Fr < 1$).

Поскольку $D_1 < 0$, решение (4.78) изменяется на следующее: $0 < e^{k\tau} \leq D_2$, где левая часть всегда удовлетворяется. Следовательно, общее решение (4.74) может быть записано в виде $B_2 \leq e^{k\tau} \leq D_2$, где, с учетом формул (4.75) - (4.78) и корреляции (4.59), можно рассчитать временной интервал $t_1 < t < t_2$, отвечающий случаю, когда скорость струи в бассейне падает ($a_1 < 0$):

$$t_1 = \rho_{2/1} Fr \left\{ \left[\frac{(\gamma_2 - \gamma_1) + \sqrt{(\gamma_2 - \gamma_1)^2 + 4(\ln^2 \beta - \rho_{1/2})}}{2(\ln \beta + \sqrt{\rho_{1/2}})} \right]^{\frac{\sqrt{\rho_{1/2}}}{2}} - 1 \right\},$$

$$t_2 = \rho_{2/1} Fr \left\{ \left[\frac{-(\gamma_2 + \gamma_1) + \sqrt{(\gamma_2 + \gamma_1)^2 + 4(\ln^2 \beta - \rho_{1/2})}}{2(\ln \beta + \sqrt{\rho_{1/2}})} \right]^{\frac{\sqrt{\rho_{1/2}}}{2}} - 1 \right\}. \quad (4.80)$$

Далее с целью оценки степени расширения струи уравнение сохранения ее массы и первый интеграл уравнений движения представлены в форме уравнения Бернулли

$$S_1 [(\rho_1 - \rho_2)hg + 0,5\rho_1 v_1^2] = 0,5\rho_1 u_0^2 S_0, \quad v_1 S_1 = u_0 S_0, \quad (4.81)$$

где S - площадь поперечного сечения струи. Индексы 0 и 1 относятся к начальному и текущему состояниям струи соответственно. В безразмерном виде при тех же обозначениях

$$S_1 \left[\frac{2h(1 - \rho_{2/1})}{Fr} + v_1^2 \right] = 1, \quad S_1 v_1 = 1. \quad (4.82)$$

Система (4.82) имеет следующее решение:

$$S_1 = \frac{Fr}{4h(1 - \rho_{2/1})} \left[1 \pm \sqrt{1 - \frac{8h(1 - \rho_{2/1})}{Fr}} \right], \quad v_1 = \frac{1}{S_1}. \quad (4.83)$$

Особенность решения (4.83) состоит в том, что после точки бифуркации, характеризуемой значением $h = \frac{Fr}{4(1 - \rho_{2/1})}$, радиус струи может принимать два различных значения. Кроме того, далее, после точки бифуркации решение в действительных числах не существует.

В точке $h_1 = \frac{Fr}{8(1 - \rho_{2/1})} = \frac{1}{8Ri}$, когда дальнейшее существование двух значений радиусов струи становится невозможным, струя может перейти от состояния с площадью поперечного сечения $S_1 = 1$ к состоянию со значением $S_1 = 2$.

Подстановка $S_1 = 2$ в выражение (4.82) приводит к $v_1 = 0,5$. То есть, при движении струи от глубины начального проникания $h = h_0$ до $h_1 = \frac{1}{8Ri}$ радиус струи возрастает от 1 до $r_1 = \sqrt{2}$. При отношении плотностей 0,1 общая глубина проникания струи к этому момент составит $h_0 + h_1 \approx 5,5 + 13,9 \approx 19,4$.

Площадь сечения струи при $h = h_0$ определяется из формулы (4.83) как

$$S_1 = 0,5\rho_{1/2} \left(1 \pm \sqrt{1 - 4\rho_{2/1}} \right), \quad (4.84)$$

откуда для отношения плотностей 0,1 следует:

$$S_1 \approx 1,15, \quad r_1 \approx 1,07, \quad v_1 \approx 0,87, \quad \text{или} \quad S_1 \approx 8,87, \quad r_1 \approx 2,98, \quad v_1 \approx 0,11. \quad (4.85)$$

В выражении (4.85) первый набор параметров близок к сделанным допущениям, тогда как второй набор параметров - решение, которое может реализоваться как резкое изменение параметров струи в точке бифуркации $h = h_1$ вследствие потери устойчивости. При этом выше в выражении (4.83) было показано, что далее точки бифуркации решение не существует.

Нелинейное решение о проникании в слой толстой струи приводит к следующей картине процесса. Сначала струя проникает в слой на глубину h_0 , определяемую для струи конечной длины ее начальной длиной, а также для

всех струй числом Фруда и отношением плотностей. Затем до точки бифуркации h_1 струя постепенно расширяется по мере потери скорости. Далее струя расширяется скачкообразно и движется, сохраняя примерно постоянный радиус. Таким образом, применяя к каждому участку полученное в работе [35] аналитическое решение задачи автономно, можно получить полное решение о проникании струи в неподвижный слой воды.

Экспериментальное подтверждение справедливости вышеизложенного механизма процесса, помимо рис. 4.22 и 4.23, иллюстрируется рис. 4.24, на котором данные работ [133, 134] сопоставлены с аналитическим решением. Здесь безразмерная глубина проникания (отнесенная к ее радиусу струи) h выражена как функция числа Ri : $h = C/Ri^b$, где C, b - константы. При корреляции в виде $h = C\sqrt{Ri}$ значение $C = 4$ соответствует совпадению с данными [133].

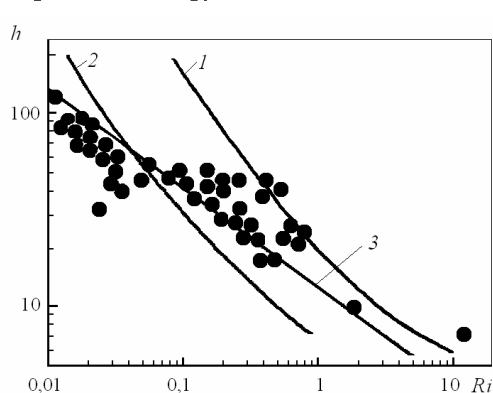


Рис. 4.24. Сопоставление результатов расчетного определения глубины проникания струи h (1, 2) с экспериментальными данными [133, 134]: 1 - при $\rho_{2/1} = 9,4$; 2 - при $\rho_{2/1} = 1,9$; 3 - $h = 4Ri^{-0,6}$.

Аналитическое решение 1 наилучшим образом совпадает с данными работ [133] и [134] в диапазоне $Ri \approx 0,03 - 1,0$. В области $Ri < 0,03$ аналитическое решение практически не совпадает с экспериментальными данными.

Решение 2 хорошо совпадает с экспериментальными данными как [133], так и [134] только в узком диапазоне $Ri \approx 0,004$. При меньших значениях Ri решение превышает экспериментальные данные, а аналогичное отличие в диапазоне $Ri = 0,004 - 0,01$ не превышает 30 %.

Очевидно, что предложенное в работе [35] математическое описание применимо в достаточно узком диапазоне варьируемых параметров процесса. Для расширения этого диапазона необходимы дальнейшие исследования.

Г л а в а 5

Физико-математические модели аварийных процессов в реакторах на быстрых нейтронах с жидкометаллическим и газовым охлаждением

На ЯРБН, как на ЯР других типов, предусматривается система АЗ, предназначенная для быстрой и безопасной остановки ЯР в случае аварии. Основной задачей системы является защита населения, персонала и оборудования АЭС от вредного воздействия, вызванного аварией.

Причиной возникновения аварий, как правило, служит нарушение нормального соотношения между выделяемой и отводимой тепловой мощностью. Следовательно, система АЗ должна препятствовать недопустимому увеличению тепловой мощности ЯР или ухудшению условий теплоотвода. Систему защиты можно условно разделить на две: систему аварийной остановки ЯР (с использованием стержней из поглощающего материала) и систему аварийного расхолаживания АкЗ.

Кроме основной системы АЗ, в проекте АЭС могут предусматриваться дополнительные защитные устройства, необходимые, например, для герметизации защитной оболочки ЯР, удаления радиоактивных продуктов деления, выброшенных из первого контура, или отвода остаточного тепловыделения разрушенной АкЗ. Эти устройства включаются в работу лишь в случае отказа основной системы АЗ ЯР.

Наличие надежной системы АЗ, эффективно выполняющей свои функции, обеспечивает безопасность ЯРБН на достаточно высоком уровне. Это во многом определяется такими факторами, как сравнительно низкое рабочее давление натриевых контуров, большая теплоемкость натрия, а также значительный недогрев теплоносителя до точки кипения.

Наиболее опасная аварийная ситуация может возникнуть в том случае, если произойдет отказ в системе АЗ. В связи с этим надежность системы АЗ АЭС должна отвечать самым высоким требованиям.

5.1. Аварийные процессы в реакторах с жидкометаллическим охлаждением

Ниже рассмотрены аварийные процессы, происходящие в нескольких смежных ТВС или в объеме всей АкЗ, а также краткий анализ возможных аварий основном оборудовании АЭС с ЯРБН с жидкометаллическим охлаждением.

5.1.1. Система аварийной защиты АЭС

Разработка эффективной системы защиты предполагает наличие перечня аварийных режимов, которые должны контролироваться этой системой.

Поскольку возможности любой защитной системы ограничены, необходимо их четко определить и доказать, что все аварийные ситуации, выходящие за пределы этих возможностей, чрезвычайно маловероятны. Следующим шагом должно быть установление предельно допустимых значений параметров ТВЭЛ (температуры топлива и оболочки, напряжения в оболочке), превышение которых приводит к опасным последствиям, нейтрализующим действие системы АЗ. На основе этих данных определяются требования к системе АЗ.

Параметры аварийных процессов. Основным исходным событием аварийных процессов в АкЗ является нарушение нормального отношения выделяемого и отводимого количества тепловой энергии. Пока это отношение не нарушено, основные защитные барьеры, предотвращающие выход радиоактивных веществ (топливная матрица, оболочка ТВЭЛ), сохраняют свою работоспособность. Когда температура ТВЭЛ превышает допустимое значение, целостность защитных барьеров может быть нарушена. Таким образом, при разработке системы АЗ прежде всего должны рассматриваться такие отказы оборудования, которые приводят к недопустимому увеличению мощности ЯР (за счет ввода положительной реактивности) или к ухудшению условий теплоотвода.

Различные механизмы ввода реактивности. Особое внимание при исследовании аварийного ввода реактивности должно уделяться оценке возможных перемещений материалов, обладающих большой ценностью по реактивности: материала регулирующих стержней, топлива и натрия. Увеличение реактивности в условиях нормальной эксплуатации ЯР осуществляется за счет выведения регулирующих стержней АкЗ. Важным вопросом является поведение ЯР в случаях, когда выведение регулирующих стержней будет слишком быстрым или чрезмерно большим. В системе АЗ предусматриваются блокировки, запрещающие одновременное удаление из АкЗ более одного регулирующего стержня; кроме того, существует ограничение скорости удаления стержней. Благодаря целому ряду основных и дополнительных защитных барьеров вероятность ввода избыточной реактивности при извлечении регулирующих стержней практически исключается. Оценки показывают, что даже в случае наиболее неблагоприятного совпадения нескольких отказов, приводящего к ускорению извлечения регулирующих стержней, максимальная скорость ввода реактивности будет значительно ниже 1 долл/с.

Возможные механизмы ввода реактивности

Механизмы ввода реактивности	Возможный эффект
Неконтролируемое извлечение из АкЗ регулирующих стержней	
Расплавление регулирующей сборки	Скорость ввода реактивности ≤ 1 долл/с
Расплавление ТВС	Максимальное значение введенной реактивности - до нескольких долларов
Всплытие ТВС в потоке теплоносителя	

Радиальное смещение ТВС	Ступенчатое повышение реактивности
Образование пустот внутри натриевого объема ТВС	значительно меньше 1 долл
Понижение температуры натрия на входе в АкЗ	

Как видно из приведенных данных, существуют и другие причины, которые могут привести к росту реактивности. В результате расплавления регулирующего стержня или ТВС скорость ввода реактивности может достичь 1 долл/с, однако только в том случае, если процесс расплавления развивается наиболее неблагоприятным образом. Одной из причин ввода реактивности может быть нарушение баланса гидродинамических усилий, действующих на ТВС: в стационарном режиме работы ЯР некоторые сборки могут быть взвешены в потоке натрия и находиться выше своего нормального положения, а при каком-то внешнем механическом воздействии (например, в случае землетрясения) - упасть в АкЗ. В связи с этим в АкЗ должны предусматриваться специальные устройства, предотвращающие всплытие ТВС. Термические расширения элементов конструкции АкЗ в переходных режимах служат причиной радиального смещения ТВС. При этом возможно прижатие соседних ТВС друг к другу. Кроме того, тесное сближение сборок может происходить после установки в АкЗ свежих ТВС и стягивания их бандажом.

Вызывает опасения возможность внешнего ударного воздействия на ЯР, в результате которого может произойти радиальное перемещение ТВС, приводящее к росту реактивности. Однако испытания, проводимые на модельных сборках, показали, что реактивность, возникающая в результате радиального смещения ТВС АкЗ, значительно меньше 1 долл.

Образование пустот в натрии внутри ТВС приводит к увеличению реактивности за счет положительного натриевого пустотного коэффициента, однако максимальное значение положительной реактивности для одной ТВС, как правило, не превышает нескольких центов. При поступлении в АкЗ холодного натрия (например, в случае увеличения теплоотвода в промежуточном теплообменнике) рост реактивности может произойти в том случае, когда натриевый пустотный коэффициент АкЗ имеет отрицательное значение.

Авария в системе теплоотвода. Наиболее опасной аварией, связанной с теплоотводящими контуром, является остановка циркуляции теплоносителя через ЯР. Вместе с тем нежелателен любой режим, приводящий к повышению температуры на входе в АкЗ.

В табл. 5.1 перечислены некоторые аварии в теплоотводящих контурах, которые должны контролироваться системой АЗ.

Отключение внешних источников электроснабжения является одной из вероятных аварийных ситуаций, которая при разработке системы защиты должна рассматриваться в первую очередь. Если резервный источник электроснабжения не включается в работу, система защиты должна обеспечить безопасную и надежную остановку ЯР. При постепенном уменьшении расхода

теплоносителя через ЯР, вызванном отказом системы регулирования, происходит более значительное повышение температуры оболочек ТВЭЛ, чем при отключении электропитания насоса, так как в первом случае ЯР останавливается только по сигналу превышения номинальной температуры натрия в АкЗ.

Таблица 5.1. Аварии, приводящие к ухудшению условий теплоотвода в ЯРБН с жидкометаллическим охлаждением

первый контур
Отключение внешних источников электроснабжения Отключение внешних источников электроснабжения и отказ резервной дизель-генераторной установки Прекращение электроснабжения одного насоса первого контура Постепенное уменьшение расхода теплоносителя через ЯР вследствие выхода из строя системы регулирования Механическое повреждение одного насоса первого контура
второй контур
Прекращение электроснабжения одного насоса второго контура Механическое повреждение одного насоса второго контура Отказ системы регулирования насоса второго контура
пароводяной контур
Ложное открытие сбросного клапана на выходном трубопроводе ПГ Ложное открытие сбросного клапана на линии подвода питательной воды в ПГ Разрыв паропровода Разрыв трубопровода питательной воды Авария питательного насоса

Требует исследования режим остановки одного из циркуляционных насосов по причине отключения электроснабжения или вследствие механического повреждения вращающихся частей, поскольку такая авария приводит к разбалансу расхода теплоносителя в параллельных ветвях.

Аварии, происходящие во втором и третьем контурах, менее опасны, так как их воздействие на ЯР ослабляется за счет тепловой инерции контуров. Тем не менее необходим анализ всех вероятных аварий, чтобы доказать невозможность их опасного развития.

Существуют аварийные режимы, приводящие к тяжелым последствиям даже в случае нормального срабатывания системы защиты. К ним относятся разрыв полным сечением основного трубопровода на наиболее опасном участке контура петлевого ЯР, а также прекращение отвода тепла во внешнем контуре. Первая из упомянутых аварийных ситуаций может быть отнесена к категории гипотетических (благодаря крайне малой вероятности разрыва трубопровода в системе низкого давления). Для предотвращения второй ситуации должны быть предусмотрены резервные системы теплоотвода.

Некоторые параметры, характеризующие состояние ЯР в аварийных режимах. Во всех аварийных режимах, рассмотренных выше, система защиты должна предохранять от повреждения основное оборудование АЭС. В связи с этим необходимо определить максимально допустимые значения основных параметров, характеризующих состояние АкЗ и оборудования теплоотводящих систем.

Достижение предельных значений параметров связано с переходом оборудования в аварийный режим, который принято характеризовать, во-первых, вероятностью возникновения, а во-вторых, возможными последствиям. В практике разработки ЯРБН используется концепция, связывающая эти две характеристики аварийных режимов, однако существуют различные варианты разделения аварий на категории по уровню возможных последствий. В качестве оценки предельных значений параметров при проектировании ЯР FFTF принималось, что в случае, если относительная деформация оболочки ТВЭЛ превышает 0,7 % или происходит расплавление более 50 % топлива в центральной плоскости АкЗ, возникает реальная возможность разрушения оболочки.

Предельно допустимые значения параметров АкЗ. При определении максимально допустимых значений параметров, характеризующих состояние элементов АкЗ, в первую очередь должны рассматриваться оболочки тепловыделяющих и поглощающих элементов, от состояния которых во многом зависит развитие аварийного процесса. Предельно допустимые значения параметров устанавливаются на основе реальных экспериментальных данных по поведению материала оболочки в стационарных и переходных режимах. Следует заметить, что длительные испытания могут выявить критерии, более соответствующие требованиям для перспективных ЯР. Вероятно, с помощью правила линейных составляющих времени жизни можно более определенно классифицировать степень опасности аварий, однако применение этого правила к оценке параметров переходных процессов приводит к значительным погрешностям.

Плавление топлива. В качестве одного из важнейших параметров, характеризующих работоспособность ТВЭЛ, при проектировании ЯР FFTF рассматривалась допустимая степень расплавления топлива. Предельное значение этого параметра для различных аварий определялось на основе данных экспериментальных исследований ТВЭЛ со смешанным оксидным топливом, а также результатов расчетного анализа взаимодействия топлива с оболочкой в режимах резкого увеличения тепловой мощности. Позднее в качестве критерия опасности аварии вместо плавления топлива стали использовать комплексное повреждение ТВЭЛ.

Температура оболочки ТВЭЛ. Критерий опасности аварии, основанный на оценке плавления топлива, может применяться только при достаточно быстром увеличении мощности, когда температура оболочки повышается незначительно. Если происходит медленное увеличение мощности или умень-

шение расхода теплоносителя через ЯР вследствие отключения насосов, основным параметром, характеризующим целостность ТВЭЛ, будет температура оболочки. Разрушение оболочки начинается, когда напряжения в материале превышают предел прочности, определяемый в зависимости от температуры. Для нормальных и переходных эксплуатационных режимов ЯР характерны меньшие значения деформаций, соответствующие более низким температурам.

Значения температур, используемые в качестве критериев аварий, должны определяться для конкретных условий эксплуатации данного ЯР. Значение температуры, предельно допустимое для ТВЭЛ одного ЯР, может быть завышенным применительно к другому ЯР даже при использовании одного материала оболочки. Это объясняется различными условиями эксплуатации, проектным ресурсом работы, параметрами стационарных и переходных режимов.

Деформация оболочки. В качестве критерия, не зависящего от предшествующих режимов работы ЯР, в проекте FFTF принято максимально допустимое значение деформации оболочек ТВЭЛ.

Установлено, что при достижении относительной деформации оболочки 0,7 % происходит разгерметизация ТВЭЛ. Этот критерий был получен путем экстраполяции немногочисленных данных экспериментальных исследований оболочек из нержавеющей стали. В режиме нормальной эксплуатации допускается относительная деформация оболочки, равная 0,2 %, а при проектных авариях и в переходных эксплуатационных режимах 0,3 %. Принято, что в случае одной маловероятной аварии в конце ресурса работы ТВЭЛ деформация оболочки может увеличиться дополнительно на 0,4 %.

Надежность конструкции ТВЭЛ, разработанных для ЯР FFTF, была обоснована сравнением расчетного ресурса, предполагающего стационарные условия работы, с данными, полученными при облучении в ЯР EBR-2 почти 600 прототипов ТВЭЛ с оболочкой из 20 %-ной холодно-деформированной нержавеющей стали 316, а также при испытаниях около 50 ТВЭЛ в переходных режимах на ЯР TREAT [135].

Предельно допустимые значения параметров оборудования теплоотводящих контуров. Система теплоотвода предназначена для охлаждения ЯР во всех режимах работы без нарушения требований безопасности. Необходимыми условиями для нормального функционирования теплоотводящих контуров являются хорошие прочностные характеристики конструкционных материалов и условия эксплуатации, которые должны исключать возможность возникновения опасных аварий.

Все элементы оборудования, работающие под давлением, проектируются и испытываются в соответствии с нормативными документами, которые требуют, чтобы оборудование сохраняло работоспособность при обычных и аварийных нагрузках (увеличение внутреннего давления, сейсмические воздействия, МПА).

В свою очередь, каждое состояние оборудования характеризуется деленными значениями механических напряжений и деформаций элементов.

5.1.2. Вопросы надежности

Основные требования надежности. Основными характеристиками надежности системы АЗ АЭС являются следующие: работоспособность; наличие резерва; разнообразие систем защиты; независимость систем защиты; исключение возможности ложных срабатываний.

Работоспособность. Под этим термином подразумевается способность системы АЗ выполнять свои функции в соответствии с требованиями проекта. Это означает, что система АЗ должна компенсировать ввод положительной реактивности, обусловленный той или иной причиной (см. табл. 5.1), достаточно эффективно и быстро.

Обычно система компенсации положительной реактивности проектируется с расчетом на возможное несрабатывание наиболее эффективной регулирующей сборки. Как показывают исследования, компенсация реактивности для всех предполагаемых случаев, представленных в табл. 5.1, является реально осуществимой. В промышленном ЯР большой мощности реактивность регулирующей сборки обычно составляет несколько долларов, а время введения стержня СУЗ в АкЗ - около 1 с, что является вполне приемлемым для эффективного срабатывания системы АЗ. Введение стержней АЗ в АкЗ ЯРБН обычно осуществляется с помощью пружинного привода, который необходим скорее как резервное устройство системы безопасности, а не приспособление для ускорения ввода стержней. Можно считать, что системы АЗ, применяемые в тепловых ЯР, могут в основном использоваться для ЯРБН.

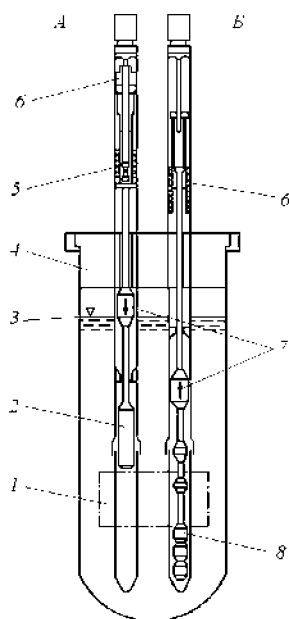
Резервирование. Для обеспечения надежной защиты АЭС необходимо предусматривать резервирование защитных систем, причем эффективность резервных и основных систем должна быть на одном уровне.

Разнообразие принципов действия элементов защитных систем. Использование защитных систем, построенных по различным принципам, имеет большое значение, так как уменьшает вероятность отказа всех систем по одной причине. Для увеличения надежности АЗ в отдельных системах целесообразно использовать различные элементы по всему тракту прохождения аварийного сигнала: от датчика до исполнительного механизма.

Независимость систем защиты подразумевает отсутствие влияния отказов одной системы на нормальное функционирование других. Очевидно, можно создать систему АЗ АЭС, которая при соответствующей степени резервирования, разнообразия и независимости элементов будет обладать достаточно высокой надежностью, т. е. включаться в работу при появлении сигнала аварии. Однако не менее важной задачей является *исключение возможности ложных срабатываний* системы защиты. С целью повышения характеристик надежности основная система аварийной остановки ЯР дублируется дополнительной, чем обеспечивается резервирование и независимость эле-

ментов, которые к тому же разнообразны по принципу действия. В тех узлах цепи прохождения сигнала на срабатывание защиты, в которых возможна потеря сигнала, предусматриваются специальные меры для сведения к минимуму вероятности отказов. Например, при превышении допустимого значения нейтронного потока сигнал формируется по показаниям двух датчиков из трех, а в случае отказа датчиков формируется второй аварийный сигнал. Срабатывание двух датчиков из трех приводит к тому, что сигнал все-таки поступает в необходимую точку цепи. Принцип резервирования соблюдается также на всех этапах прохождения сигнала. Контроль за состоянием ЯР ведется по нескольким параметрам, хотя их отклонение от нормальных значений может происходить не одновременно.

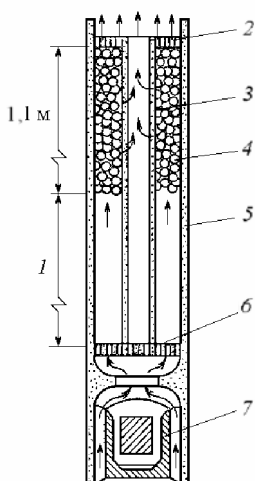
Очевидно, чтобы остановить развитие практически любого аварийного процесса, достаточно частичного срабатывания основной системы защиты. Полный отказ системы защиты ЯР может произойти только в случае абсолютной потери работоспособности основной и дополнительной систем. Исключение вероятности ложного срабатывания системы АЗ в данном случае обеспечивается за счет применения логической схемы формирования аварийного сигнала по принципу срабатывания двух датчиков из трех. В соответствии с такой схемой при ложном срабатывании одного датчика аварийный сигнал не поступает в систему.



Для ЯР SNR-300 разработана конструкция поглощающей сборки, состоящей из звеньев с шарнирными соединениями, которая при аварии втягивается в АкЗ снизу с помощью пружины. На рис. 5.1 показано устройство поглощающей сборки такого типа. Шарнирная конструкция позволяет вводить сборку в АкЗ при повреждении направляющей трубы.

Рис. 5.1. Конструкция поглощающей сборки, используемой в качестве резервной для ЯР SNR-300: А — основная система защиты (косвенное срабатывание); Б — дополнительная система защиты (прямое срабатывание); 1 — АкЗ; 2 — жесткая поглощающая сборка (пучок стержней) над АкЗ; 3 — уровень натрия; 4 — поворотная пробка; 5 — механическая защелка; 6 — магнит; 7 — амортизирующий поршень; 8 — расчлененная поглощающая сборка (состоящая из трех пучков стержней) ниже АкЗ.

В качестве другого варианта устройства аварийной остановки ЯР может рассматриваться кассета, заполненная шариками из поглощающего материала, взвешенными в потоке натрия. Как видно из рис. 5.2, в нормальном режиме работы ЯР шарики, выполненные из поглощающего материала, удерживаются в потоке натрия.



живаются над АкЗ за счет гидравлического напора, создаваемого потоком натрия. Если происходит аварийное уменьшение расхода натрия, шарики под действием веса опускаются в АкЗ, что приводит к остановке ЯР.

Рис. 5.2. Конструкция резервной поглощающей сборки с шариками из поглощающего материала, взвешенными в потоке теплоносителя: 1 - высота АкЗ; 2 - верхняя решетка; 3 - центральная труба обводного потока; 4 - шарики из поглощающего материала, удерживаемые потоком теплоносителя; 5 - шестигранник; 6 - нижняя решетка; 7 - устройство, перекрывающее поток теплоносителя (используется свойство материала изменять магнитные характеристики при определенной температуре - «точке Кюри»).

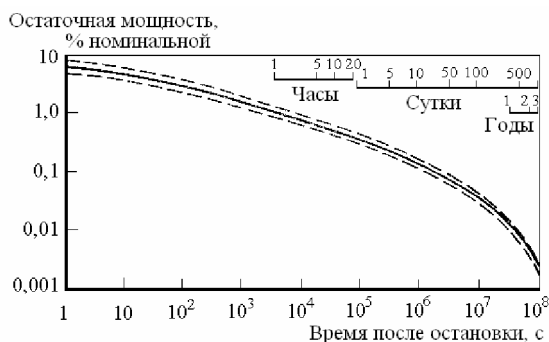
В представленном варианте поглощающей сборки используется магнитное устройство, расположенное в нижней части сборки и обеспечивающее остановку ЯР в случае аварийного повышения мощности АкЗ. Принцип действия устройства основан на том, что некоторые металлы теряют свои магнитные свойства при достижении определенной температуры («точки Кюри»). Такое устройство может быть использовано для автоматического ввода поглощающего материала в АкЗ при повышении температуры теплоносителя. В поглощающую сборку помещают определенное количество делящегося материала, тепловыделение которого увеличивается одновременно с повышением мощности ЯР. Благодаря увеличению температуры срабатывает магнитное устройство, закрывающее клапан в канале теплоносителя. Остановка потока натрия вызовет быстрое опускание шариков-поглотителей в АкЗ.

Возможна установка устройства, перекрывающего поток натрия, на выходном участке сборки. Применение в ЯР поглощающих сборок шарикового типа связано с определенными проблемами. Во-первых, в случае аварийного разрушения АкЗ с шариковыми поглотителями ее разборка потребует дополнительных защитных мер. Во-вторых, существует вероятность механического повреждения чехла сборки, что может привести к выносу шариков потоком теплоносителя.

Известен также вариант конструкции стержня АЗ ЯР, который объединяет достоинства упомянутых выше устройств. В этом варианте используется шарнирная конструкция поглощающего элемента, аналогичная предусмотренной для ЯР SNR-300. Кроме того, над АкЗ установлено магнитное устройство, о котором говорилось выше. Падение поглотителя в АкЗ происходит при отключении напряжения на обмотке удерживающего электромагнита или при повышении температуры теплоносителя до «точки Кюри».

Надежность системы аварийного расхолаживания ЯР. Одной из важнейших задач системы АЗ ЯР является обеспечение отвода остаточного теп-

ловыделения. После прекращения цепной реакции деления тепловая мощность ЯР уменьшается, как показано на рис. 5.3. Источниками остаточного тепловыделения служат осколки деления, а также β -излучение ^{239}U и ^{239}Np ,



радиоактивные материалы (натрий, сталь) и актиниды с большим атомным номером, например ^{242}Cm .

Рис. 5.3. Остаточное тепловыделение продуктов деления в ЯР FTFF. Штриховыми линиями обозначен вероятный разброс значений мощности.

Рассмотрим характеристики надежности системы аварийного расхолаживания ЯР CRBRP, схематически изображенной на рис. 5.4. Проектом предусмотрены три резервные системы, которые включаются в работу в случае отказа основной системы аварийного расхолаживания (пароводяного контура). Первая резервная система (б) предназначена для охлаждения парового барабана с помощью воздушных конденсаторов. Вторая система (в) осуществляет сброс пара в атмосферу за счет открытия сбросного клапана на линии подачи пара в турбину. Для подпитки ПГ предусмотрена резервная емкость химически очищенной воды. Подача воды осуществляется тремя резервными насосами, из которых два приводятся во вращение электродвигателями, а третий имеет турбопривод. В качестве третьей резервной системы (а) используется контур перелива натрия из ЯР с теплообменником «натрий - воздух».

Режим естественной циркуляции теплоносителя. Оборудование основных теплоотводящих контуров располагается таким образом, чтобы обеспечить режим естественной циркуляции натрия, необходимый для расхолаживания ЯР в случае аварийного отключения циркуляционных насосов. Переход с принудительной на естественную циркуляцию осуществляется после остановки ЯР при условии обеспечения охлаждения натрия. В соответствии с проектными характеристиками систем аварийного расхолаживания ЯР SNR-3001 и «Суперфеникс» режим естественной циркуляции в натриевых контурах и с воздушными теплообменниками обеспечивает безопасный уровень температур в АкЗ, не приводящий к ее повреждению. В этой связи важен достаточно быстрый переход на режим естественной циркуляции в случае отключения насосов. Результаты экспериментальных исследований режимов остановки ЯР PFR и «Суперфеникс», работающих на частичной нагрузке, и перехода на естественную циркуляцию теплоносителя позволяют считать, что переходный режим может быть успешно осуществлен и в случае работы ЯР на номинальной мощности. Опыт, проведенный на ЯР FTFF с отключением всех циркуляционных насосов (в том числе вентиляторов воздушных

теплообменников), продемонстрировал достаточную эффективность теплоотвода за счет естественной циркуляции теплоносителя.

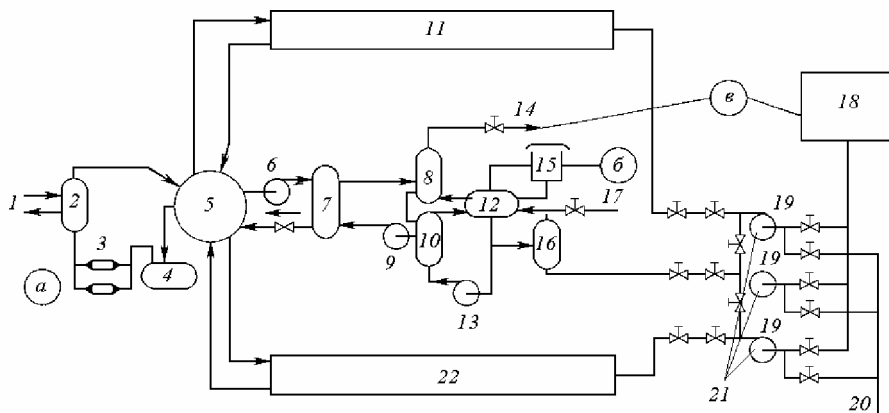


Рис. 5.4. Системы аварийного расхолаживания ЯР CRBRP: а - в - системы аварийного отвода тепла; 1 - к охлаждающей системе; 2 - теплообменник системы аварийного расхолаживания с помощью бака перелива теплоносителя; 3 - натриевые насосы системы перелива; 4 - бак перелива; 5 - ЯР; 6 - насос первого контура; 7 - промежуточный теплообменник; 8 - пароперегреватель; 9 - насос второго контура; 10 - испаритель (два модуля); 11 - вторая петля; 12 - паровой барабан; 13 - рециркуляционный насос; 14 - пар на турбину; 15 - конденсаторы с воздушным охлаждением; 16 - рециркуляционный нагреватель питательной воды; 17 - подача питательной воды; 18 - резервная водяная емкость; 19 - аварийные питательные насосы; 20 - подача воды из специальной линии; 21 - электродвигатели и турбины приводов насосов; 22 - третья петля.

Применение воздушного теплообменника наряду с водяными системами расхолаживания ЯР обеспечивает необходимое разнообразие систем защиты.

Система аварийного расхолаживания ЯР «Суперфеникс» включает в себя теплообменники «натрий - воздух», установленные на петлях второго контура, а также четыре резервные системы аварийного расхолаживания.

Каждая из этих систем представляет собой независимый натриевый контур, в который входят теплообменник «натрий - натрий», установленный в баке ЯР, и теплообменник «натрий - воздух», соединенные трубопроводами. Две аналогичные системы аварийного расхолаживания предусмотрены в проекте ЯР SNR-300.

Количественная оценка надежности системы защиты. Надежность системы АЗ ЯР определяется рядом факторов. Для обеспечения безопасности АЭС во всех реально возможных аварийных ситуациях вероятность полного отказа системы защиты должна быть ниже допустимого значения.

В качестве основы для количественной характеристики надежности системы защиты может быть использована вероятность несчастных случаев в повседневной жизни, принятая за допустимую. По известным данным, риск,

допускаемый для энергетических предприятий, составляет $20 \cdot 10^{-6}$ несчастных случаев со смертельным исходом, приходящихся в год на одного человека. С учетом этого принято допустимое значение риска для АЭС, равное 10^{-6} , что является социально приемлемым.

Заметим, что предложенный количественный показатель представляет собой вероятность гибели людей вследствие аварии ЯР. В работе [136] показано, что если значение 10^{-6} принять в качестве вероятности отказов систем АЗ, приходящихся в год на один ЯРБН, риск, связанный с ядерной энергетикой, будет значительно меньше. Предположим, что:

10^{-x} - вероятность выброса значительного количества радиоактивных веществ за пределы защитной оболочки при аварии ЯР;

10^{-y} - вероятность гибели людей вследствие облучения выброшенным радиоактивным веществом;

тогда $10^{-(6+x+y)}$ - вероятность гибели людей, вызванной аварией ЯР.

Это значение на несколько порядков меньше, чем 10^{-6} . Задача по его определению ставилась при разработке концепции «барьеров безопасности» в целях внесения в нормативные документы.

Хотя окончательно сформулированные требования к надежности система АЗ ЯРБН пока отсутствуют, в расчетах обычно используется значение вероятности отказа системы защиты одного ЯР в год, равное 10^{-6} , поскольку, как показано выше, это значение соответствует консервативной концепции безопасности ЯРБН, принятой в США [137].

5.1.3. Распространение локальных повреждений ТВЭЛ

Исследование вероятности распространения аварийного разрушения ТВЭЛ внутри АкЗ является одной из важных проблем, на решение которой разработчиками ЯРБН в различных странах в течение многих лет затрачиваются большие усилия [138]. Основной целью исследований является изучение влияния аварийного разрушения одного ТВЭЛ на соседние элементы, т. е. возможного увеличения масштабов и опасности аварии.

На первой стадии распространение аварии происходит от поврежденно-го ТВЭЛ к соседним (рис. 5.5).

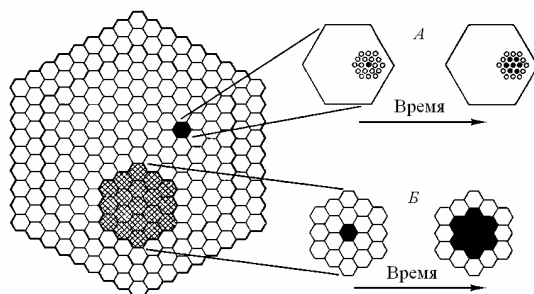


Рис. 5.5. Иллюстрация процесса распространения аварийных повреждений оболочек внутри АкЗ: А - распространение повреждений от одного ТВЭЛ к соседним в пределах ТВС; Б - распространение повреждений между ТВС.

Возможны два варианта дальнейшего развития процесса: либо распространение аварии приостанавливается, либо аварийное разрушение постепенно охватывает все ТВЭЛ данной ТВС. На следующем этапе повреждения распространяются от одной ТВС к другим, расположенным в соседних ячейках. Если развитие процесса будет достаточно быстрым, система АЗ не сможет воспрепятствовать разрушению АкЗ. В связи с этим проводились исследования вероятности распространения аварии внутри АкЗ, а также способов обнаружения аварии (например, с помощью индивидуального контроля параметров ТВС). Опыт показывает, что вероятность распространения аварии в АкЗ современного ЯРБН (с загрузкой ТВЭЛ, заполненных таблетками уран-плутониевого оксидного топлива и с оболочкой из нержавеющей стали) чрезвычайно мала.

Распространение повреждений ТВЭЛ в пределах ТВС. Распространение аварийного повреждения одного ТВЭЛ на соседние может произойти по трем основным причинам. Одной из причин является выход газообразных продуктов деления из ТВЭЛ через неплотности, вызванные некачественным изготовлением. В качестве другой возможной причины рассматривается забивание проходного сечения ТВС, приводящее к повышению температуры и закипанию теплоносителя. Наконец, местные неравномерности обогащения топлива в ТВЭЛ могут привести к расплавлению топлива и его выходу в междутвэльное пространство. Кроме перечисленных основных факторов, распространение аварии между ТВЭЛ может быть вызвано ухудшенными условиями теплосъема в ТВС, а также случайными разрушениями тепловыделяющих стержней.

Перед тем как перейти к подробному рассмотрению явлений, способствующих распространению аварий внутри АкЗ, целесообразно оценить возможность обнаружения повреждений ТВЭЛ.

Существует несколько методов контроля состояния ТВЭЛ. Во-первых, контроль может осуществляться путем измерения температуры натрия на выходе из ТВС. Однако заметное изменение температуры, связанное с нарушением поля скоростей натрия в ТВС, происходит только при разгерметизации значительного числа ТВЭЛ. Второй метод контроля основан на регистрации импульсов запаздывающих нейтронов, испускаемых осколками деления, попадающими в натрий из ТВЭЛ через неплотности в оболочке. В качестве третьего метода может использоваться контроль выхода продуктов деления из ТВЭЛ. Для определения аварийной ТВС или ТВЭЛ газообразные продукты деления могут «маркироваться» с помощью добавок смесей нуклидов фиксированного состава. Однако все перечисленные способы не дают возможности достаточно быстрого обнаружения разрушения одного ТВЭЛ. В связи с этим большое значение имеет предотвращение распространения повреждений ТВЭЛ внутри ТВС и в АкЗ.

В случае выхода из ТВЭЛ газообразных продуктов деления возникает опасность перегрева оболочки за счет вытеснения натрия из канала между

ТВЭЛ. Однако, как видно из рис. 5.6, для достижения температуры, при которой происходит разрушение оболочки ТВЭЛ, необходимо не менее 150 мс даже в случае адиабатического нагревания (при полном отсутствии натрия). Удаление газового пузыря, попавшего в пространство между ТВЭЛ, при значительном разрыве оболочки произойдет примерно через 100 мс. Если происходит медленная утечка газа из ТВЭЛ (в течение нескольких часов или суток), заметных нарушений потока теплоносителя не возникнет. Таким образом, вероятность разрушения ТВЭЛ за счет вытеснения теплоносителя газом незначительна.

Кроме того, если предположить, что струя газа, выброшенного из ТВЭЛ, приводит к разрушению оболочки соседнего ТВЭЛ, выходящий из него газ будет заполнять пространство между этими двумя ТВЭЛ, т. е. не возникает условий для дальнейшего распространения аварии.

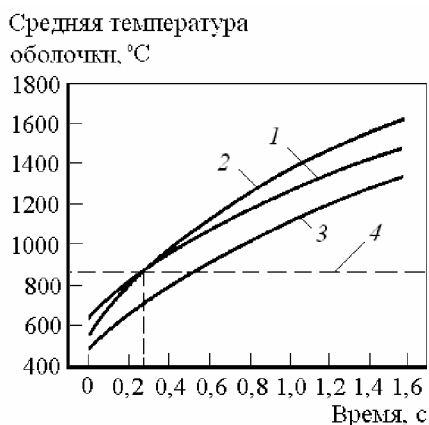


Рис. 5.6. Разогрев оболочки ТВЭЛ ЯРБН при полном отсутствии теплосъема (максимальная линейная тепловая нагрузка составляет 52 кВт/м) [138]: 1 - температура на выходе из АкЗ; 2 - температура в средней плоскости АкЗ; 3 - температура на входе в АкЗ; 4 - температура, при которой происходит разрушение оболочки ТВЭЛ.

Выход газообразных продуктов деления может привести к значительным механическим нагрузкам на соседние ТВЭЛ, однако скорость потока газа, как правило, мала, и опасность такого воздействия можно не учитывать.

Частичное перекрытие проходного сечения ТВС может произойти за счет твердых примесей в натрии. В целях исключения попадания в ТВС твердых частиц перед входом в АкЗ натрий пропускается через механические фильтры. Если при разгерметизации ТВЭЛ частицы топлива попадут в теплоноситель, система контроля герметичности оболочек быстро отреагирует на повышение содержания в газе продуктов деления. Другой причиной частичного закупоривания проходного сечения ТВС может быть увеличение объема ТВЭЛ за счет набухания конструкционных материалов, которое, однако, происходит довольно медленно.

Перекрытие около половины свободного сечения ТВС приводит к снижению расхода теплоносителя лишь на 5 %. Следовательно, только при значительном закупоривании сечения температура ТВЭЛ может достигнуть опасных значений. Кроме того, если образовавшаяся пробка состоит из отдельных частиц, возможен проток теплоносителя через поры.

Выход расплавленного топлива. В процессе изготовления ТВЭЛ необходим тщательный контроль равномерности обогащения топлива по объему,

чтобы исключить возможность местных перегревов топливного сердечника до температуры плавления. При этом основную опасность, связанную с выходом из ТВЭЛ расплавленного топлива, представляет его тепловое взаимодействие с натрием. Оксидное топливо взаимодействует с натрием менее интенсивно, чем другие виды топлива.

Таким образом, на основании изложенного можно сделать вывод, что вероятность распространения аварийных повреждений между ТВЭЛ чрезвычайно мала. Кроме того, если распространение повреждений все-таки начнется, скорость этого процесса невелика, что дает возможность своевременного его обнаружения.

Влияние поврежденной ТВС на соседние сборки. Распространение аварийного повреждения ТВС внутри АкЗ может происходить по таким причинам: повреждение всей ТВС в результате распространения аварии между ТВЭЛ; полное перекрытие сечения для прохода теплоносителя в ТВС; взаимодействие расплавленного топлива с теплоносителем, сопровождающееся ростом давления; увеличение реактивности, вызванное расплавлением ТВС.

Полное прекращение циркуляции теплоносителя через ТВС. Проблема предотвращения перекрытия сечения ТВС, а также способы контроля расхода теплоносителя в сборках должны рассматриваться на стадии проектирования ЯР. Использование специальных конструкторских решений (например, устройство нескольких входных отверстий), а также результаты экспериментального обоснования конструкции ТВС (например, продувки на газовых стендах) позволяют считать, что быстрое перекрытие ТВС по всему сечению маловероятно. Очевидно, образование пробки в сечении ТВС будет происходить достаточно медленно, что позволит системе контроля обнаружить отклонение значений параметров от номинальных. Согласно проведенным оценкам, для того чтобы на выходном участке ТВС ЯРБН началось кипение натрия, необходимо перекрыть около 90 % входного сечения. Исследования [139] показывают, что пробки внутри ТВС образуются лишь в результате значительного разрушения ТВЭЛ, которое может быть обнаружено на ранней стадии с помощью датчиков продуктов деления (твердых или газообразных) и запаздывающих нейтронов. Для обнаружения быстрого распространения аварийных повреждений наиболее эффективным средством являются акустические датчики, однако, как показывают исследования, скорости процессов распространения аварии в АкЗ умеренные, поэтому необходимости в применении акустических методов контроля нет.

Рост давления. Одним из опасных последствий, связанных с взаимодействием расплавленного топлива и натрия, является резкий рост давления, приводящий к значительной деформации конструктивных элементов АкЗ, что может нарушить нормальную работу органов СУЗ. Однако взрыв паров натрия маловероятен, поскольку образующийся при взаимодействии пар разделяет две жидкости и, таким образом, препятствует нагреванию натрия и росту давления. Экспериментальные исследования взаимодействия UO_2 с на-

трием показали отсутствие спонтанного парообразования, которое является необходимым условием взрыва паров.

Рост реактивности. Согласно расчетным оценкам для расплавления всех ТВС АкЗ будет достаточным увеличение реактивности, вызываемое аварийным расплавлением и уплотнением топлива из шести или семи сборок (при условии отказа системы АЗ ЯР). Однако опыт реакторных исследований показывает, что топливо после расплавления рассеивается, а не уплотняется. При этом создается отрицательный эффект реактивности. Хотя рассеивание натрия и стали в АкЗ сопровождается ростом реактивности, отрицательный эффект реактивности топлива доминирует, поэтому результирующим эффектом будет уменьшение реактивности.

Следует отметить, что распространение повреждений в направлении оси ТВС происходит более интенсивно, чем в радиальном направлении..

5.1.4. Переходные процессы в объеме активной зоны

При значительном уменьшении расхода теплоносителя через АкЗ или увеличении реактивности происходит изменение параметров всех ТВС. Выше говорилось о возможных исходных событиях, приводящих к распространению аварийного процесса на всю АкЗ.

На стадии проектирования ЯР обязательным является анализ безопасности АЭС в условиях аварийных режимов АкЗ при нормальном срабатывании системы АЗ.

Ниже рассматриваются три варианта переходных режимов АкЗ (один - при введении положительной реактивности и два - при ухудшении условий теплоотвода в ЯР), а также приводятся результаты расчетов, позволяющие судить об основных особенностях аварийных процессов.

Аварийные режимы, вызванные введением реактивности. В качестве примера рассмотрен аварийный режим ЯР, за исходное событие которого принят ввод реактивности со скоростью 3,4 цент/с на номинальном уровне мощности [140]. Такая скорость ввода реактивности соответствует нормальному режиму извлечения регулирующего стержня (0,25 м/мин); в расчете предполагалось, что извлечение стержня продолжается до момента срабатывания АЗ. Температура ТВЭЛ рассчитывалась с учетом факторов перегрева. Использовалась расчетная программа MELT-III.

На рис. 5.7 показано изменение максимальной температуры оболочки ТВЭЛ в случае срабатывания основной и дополнительной систем АЗ ЯР. Видно, что в обоих случаях температура оболочки ТВЭЛ не превышает предельного значения (870 °С). Таким образом, даже в случае отказа основной системы защиты обеспечивается достаточный запас по температуре оболочки ТВЭЛ.

Аварийные режимы, обусловленные ухудшением теплоотвода в ЯР. Аварийная остановка циркуляции теплоносителя в первом контуре. В качестве примера можно рассмотреть режим аварийного отключения резервных

внутристанционных и внешних источников электроснабжения на ЯР FFTF, работающем на номинальной мощности. Расчет проводился по программе IANUS с учетом факторов перегрева ТВЭЛ. Предполагалось прекращение принудительной циркуляции в основных натриевых контурах и в теплообменниках «натрий - воздух».

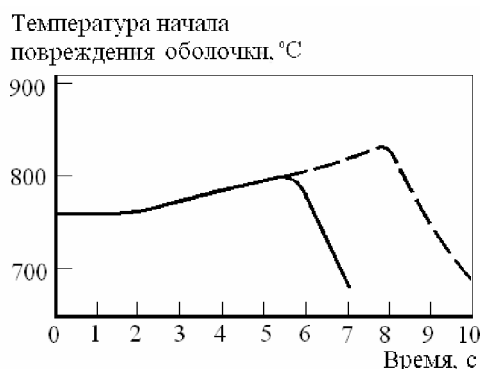


Рис. 5.7. Изменение максимальной температуры оболочки ТВЭЛ в контролируемом аварийном режиме ЯР FFTF (ввод реактивности со скоростью 3,4 цент/с на номинальной мощности; начальная температура натрия на входе в АкЗ 422 °C): — - изменение температуры при остановке ЯР основной системой защиты; - - - - изменение температуры при остановке ЯР дополнительной системой защиты.

Основные результаты расчета представлены на рис. 5.8. Показано изменение средней по АкЗ температуры внутренней поверхности оболочки ТВЭЛ, а также максимальной температуры оболочки в наиболее теплонапряженном канале. Поскольку выбег циркуляционных насосов за счет инерции вращающихся масс обеспечивает медленный спад расхода теплоносителя по сравнению с уменьшением мощности при срабатывании АЗ ЯР, в начале аварийного режима наблюдается резкое падение температуры оболочки ТВЭЛ. Через 50 с после начала процесса относительное значение мощности ЯР начинает превышать относительный расход теплоносителя в первом контуре, и температура оболочки ТВЭЛ становится больше номинального значения. Рост температуры продолжается до того момента, когда устанавливается режим естественной циркуляции теплоносителя, способствующий более эффективному расхолаживанию АкЗ. Несмотря на экстремальные условия аварийного процесса, максимальная температура оболочки в наиболее теплонапряженной ТВС лишь приближается к допустимому значению (870 °C). За счет уточнения значений факторов перегрева максимальная температура оболочки была снижена еще на 80 °C [141]. Таким образом, в рассмотренном маловероятном аварийном процессе целостность оболочек ТВЭЛ не нарушается.

Как показали результаты экспериментальных исследований (аварийное отключение электропитания и остановка ЯР, работающего на номинальной мощности, с переходом на режим естественной циркуляции теплоносителя), максимальная температура оболочек ТВЭЛ значительно ниже номинального значения. Большие значения температур, представленные на графике, обусловлены факторами перегрева оболочек, которые учитывались в расчетах. Таким образом, результаты экспериментов подтвердили наличие запасов по температуре оболочек ТВЭЛ в аварийных режимах.

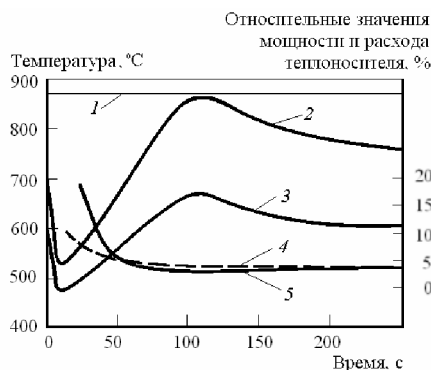


Рис. 5.8. Результаты расчета аварийного режима ЯР FFTFJ с полным отключением электропитания: 1 - температура, при которой возможны незначительные повреждения оболочек ТВЭЛ; 2 - температура внутренней поверхности оболочки ТВЭЛ наиболее напряженной ячейки; 3 - температура внутренней поверхности оболочки ТВЭЛ усредненной ячейки; 4 - мощность ЯР; 5 - расход теплоносителя.

Прекращение циркуляции теплоносителя в пароводяном контуре. В качестве второго примера аварийного процесса, связанного с ухудшением теплоотвода, рассмотрим режим прекращения циркуляции теплоносителя в третьем контуре ЯР CRBRP. Причиной аварии может быть разрыв парового трубопровода, соединяющего испаритель и пароперегреватель. При этом расход пара в перегревателе данной петли прекращается, и система АЗ останавливает ЯР. Поскольку теплоотвод отсутствует, температура всей теплопередающей поверхности перегревателя становится равной входной температуре натрия. В начале аварийного процесса происходит понижение температуры натрия на выходе из испарителя, вызванное увеличением расхода воды и снижением давления в паровом барабане до атмосферного. Когда вода в ПГ полностью испарится, температура натрия в испарителе станет равной температуре на входе в перегреватель. Затем горячая волна двинется по трубопроводам и оборудованию второго контура, достигнет промежуточного теплообменника и перейдет в первый контур. Позднее при срабатывании АЗ температура оборудования и трубопроводов петли будет понижаться.

Другие аварийные режимы. Кроме нарушения соответствия между мощностью ЯР и расходом теплоносителя могут быть другие причины, приводящие к возникновению аварийных режимов. К таким режимам относятся течи воды в натрий в ПГ, протечки натрия из контуров, аварии в системах перегрузки и хранения ТВС, а также опасные внешние воздействия на АЭС (в результате стихийных бедствий или человеческой деятельности). Ниже коротко анализируются эти аварии [142].

Аварии ПГ. Основной проблемой, связанной с ПГ ЯРБН, является возможность протечек воды в натриевый контур. При проектировании ПГ необходимо учитывать вероятность значительного повреждения трубок, приводящего к попаданию в натрий большого количества воды. Причиной такой аварии может быть появление малой течи в одной из трубок, которая не приводит к заметному изменению контролируемых параметров, в результате чего соседние трубки подвергаются разрушению, и количество вытекающей воды резко возрастает. Таким образом, главная задача разработчиков ПГ состоит в том, чтобы обеспечить надежное разделение натрия и воды.

Проектирование ПГ для ЯРБН ведется в соответствии со строгими требованиями нормативных документов, обязывающих проводить контроль качества всех сварных соединений теплопередающих трубок.

Система АЗ ПГ должна исключать серьезные повреждения элементов конструкции при появлении большой течи воды в натрий. Если в контуре установлено два или несколько ПГ, в случае аварии на одном из них необходимо предотвратить повреждение других ПГ. Кроме того, при взаимодействии воды с натрием в контуре возникает опасность разрыва трубок промежуточного теплообменника, что приведет к разгерметизации радиоактивного первого контура. В связи с этим необходима система аварийного сброса продуктов взаимодействия натрия с водой, которая должна рассчитываться на гипотетическую аварию ПГ, т. е. разрыв одной трубки полным сечением, сопровождающийся разрывом шести соседних трубок. При этом предполагается, что после разрыва первой трубки мгновенно устанавливается максимальный расход, воды, определяемый гидравлическим сопротивлением участка, а в шести соседних трубках расход воды достигает максимального значения приблизительно через 0,1 с после начала течи. Такая авария относится к категории чрезвычайно маловероятных. В соответствии с нормами эксплуатации АЭС в случае аварийного разрыва трубок необходима замена ПГ в контуре.

Течи натрия. Хотя утечка большого количества натрия из контура ЯРБН маловероятна, оценка таких аварий обычно проводится при проектировании АЭС. В проекте предусматриваются меры безопасности на случай утечек радиоактивного натрия: трубопроводы по возможности располагаются на верхних отметках (в целях уменьшения статического напора) и облицовываются термостойкой изоляцией; основное оборудование заключают в защитные кожухи; концентрация кислорода в атмосфере боксов первого контура поддерживается на уровне не более 1 % по объему. В целях безопасности боксы оборудования первого контура размещаются в нижней части реакторного здания. Внутренняя поверхность стен боксов облицовывается стальными листами, образующими герметичную оболочку, которая защищает атмосферу бокса от попадания кислорода и предотвращает взаимодействие бетона с натрием в случае разгерметизации контура. На участках наиболее вероятного вылива натрия необходимо обеспечивать компенсацию температурных расширений стальных листов и, кроме того, сброс давления паров воды из зазора между бетоном и облицовкой.

Оборудование второго контура располагается в боксах, заполненных воздухом, поскольку они доступны для обслуживающего персонала.

Для улавливания натрия в случае разгерметизации контура в боксах предусматриваются стальные поддоны.

При утечке большого количества натрия из контура ЯРБН, очевидно, возможно значительное увеличение температуры и давления в помещениях боксов. Необходимо оценить надежность конструкций боксов в условиях аварии.

Для расчетного анализа процессов горения при утечке натрия из контура используются математические программы SOFIRE, SPRAY и CACECO. Проводились экспериментальные исследования больших натриевых пожаров (масса натрия 300 - 1000 кг) в боксах со стальной облицовкой стен и поддонами. Испытывался метод гашения пожаров за счет подачи азота в помещения, заполненные воздухом.

5.1.5. Неконтролируемые аварийные режимы

Безопасность и надежность ЯРБН обеспечивается совокупностью нескольких факторов. Однако если в случае максимальной аварии ЯР произойдет отказ системы АЗ, такой режим может привести к чрезвычайно тяжелым последствиям. Под «неконтролируемым аварийным режимом» подразумевается авария, сопровождаемая отказом системы защиты. На АЭС предусматривается комплекс мер, обеспечивающих безопасность персонала и населения прилегающих районов в случае неконтролируемой аварии. Несмотря на то, что вероятность такой аварии крайне мала, исследования гипотетических неконтролируемых аварийных режимов ведутся в течение почти 50 лет, причем методики исследований постоянно совершенствуются. Расчетный анализ гипотетических аварий дает возможность оценить поведение ЯРБН в экстремальных условиях.

Неконтролируемые аварийные режимы подразделяются на два вида в соответствии с условиями их возникновения. В стационарном режиме мощность, выделяемая в ЯР, полностью отводится теплоносителем. Любое отклонение от этого режима - повышение мощности ЯР при неизменном расходе теплоносителя либо ухудшение условий теплоотвода при постоянной мощности - приведет к возникновению аварийной ситуации. В первом случае повышение мощности ЯР может быть вызвано введением реактивности в АкЗ из-за неисправности системы регулирования. Причиной аварии второго типа может послужить прекращение расхода теплоносителя (например, в случае отключения циркуляционных насосов) при неизменной мощности ЯР.

Развитие аварийного процесса в АкЗ. На рис. 5.9 – 5.12 показаны последовательные стадии аварийного процесса расплавления АкЗ.

Для усовершенствования методов расчета аварийных процессов требуется большое количество достоверных экспериментальных данных. При этом важное значение для точности расчетов имеет достоверность заданных характеристик материалов, которые зависят от таких параметров, как температура и давление. Кроме того, необходимы сведения по величинам самого разнообразного характера (нейтронные константы, параметры материалов для различных фазовых состояний, характеристики рассеяния радиоактивного излучения и т. д.).

Начальная стадия аварии. В начале аварийного процесса АкЗ сохраняет свою конфигурацию (см. рис. 5.9). Эта начальная стадия завершается либо срабатыванием АЗ и глушением ЯР, либо расплавлением АкЗ, которое может

привести к разрушению ее под действием внутреннего давления паров расплавленного топлива.

Для анализа начальной стадии аварийного процесса необходимо знать исходное состояние АкЗ (нейтронный поток, температуру и расход теплоносителя) и возможное поведение параметров в переходных режимах. На данном этапе аварии начинается кипение натрия в отдельных ТВС, происходит разгерметизация ТВЭЛ и деформация оболочек ТВЭЛ под действием давления газовых продуктов деления и паров натрия. Анализ изменения нейтронно-физических и теплогидравлических параметров ЯР и оценка возможных повреждений ТВЭЛ в отдельных ТВС требуют применения математических программ, моделирующих аварийный процесс во всем объеме АкЗ.

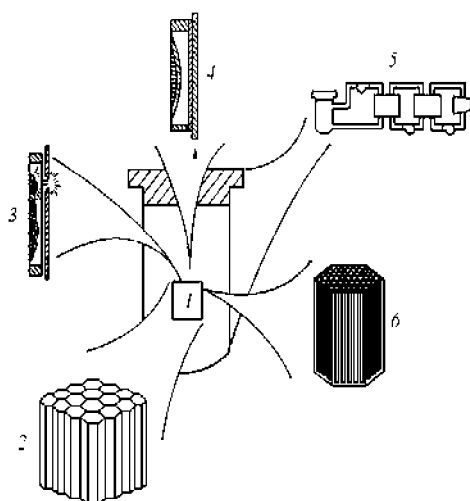


Рис. 5.9. Анализ начальной стадии аварийного процесса (конфигурация АкЗ не нарушена): 1 - АкЗ; 2 - расчет процессов, происходящих во всем объеме АкЗ (разделение общего количества ТВС на группы); 3 - оценка повреждений ТВЭЛ (расчет механических нагрузок на оболочки ТВЭЛ); 4 - математическое моделирование стационарного режима ТВЭЛ (измененная структура топлива, коэффициенты теплопередачи в зазоре между топливом и оболочкой, распределение газообразных продуктов деления); 5 - расчет проектных переходных режимов (анализ поведения теплоотводящих систем); 6 - расчет процессов внутри ТВС (разделение сечения сборки на каналы).

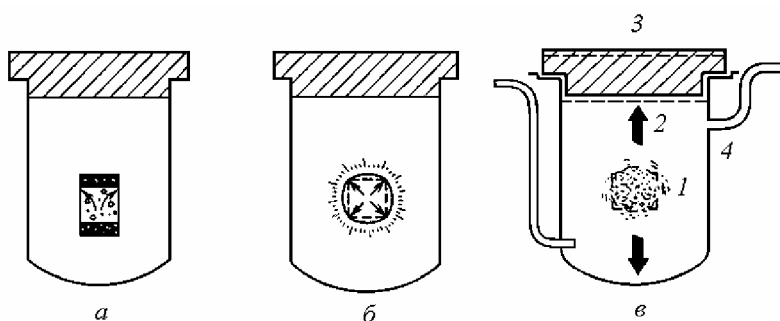


Рис. 5.10. Изменение конфигурации АкЗ и корпуса ЯР в аварийном режиме: а - переходная стадия; кипение топлива в объеме АкЗ; образование пробок в верхней и нижней частях; б - стадия разрушения: происходит полная деформация АкЗ; в - воздействие аварийного процесса на элементы конструкции ЯР; 1 - расширяющийся газовый объем; 2 - движение массы натрия над АкЗ; 3 - поднятие крышки бака; 4 - распространение волны давления по первому контуру.

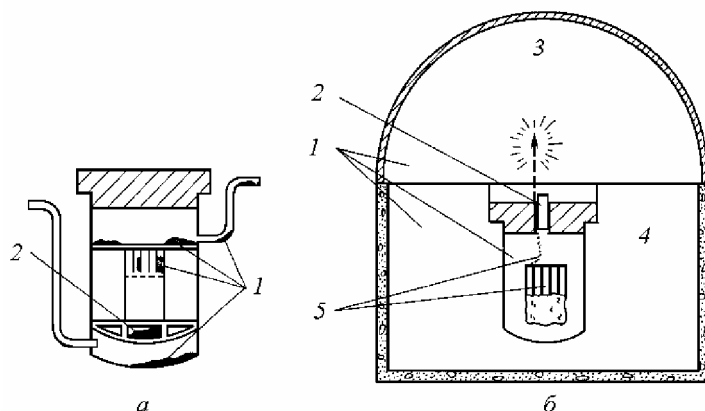


Рис. 5.11. Состояние ЯР после разрушения АкЗ: *а* - возможное размещение осколков топлива после разрушения АкЗ (проблема теплотвода); 1 - возможные места нахождения осколков АкЗ после разрушения; 2 - расплавление опорных конструкций в результате нагрева осколками топлива; *б* - процессы, происходящие в объеме, заключенном в защитную оболочку: 1 - вероятное возгорание натрия; 2 - возможный выброс радиоактивных веществ; 3 - изменение давления газа под оболочкой; 4 - изменение давления газа в боксах; 5 - конденсация паров топлива.

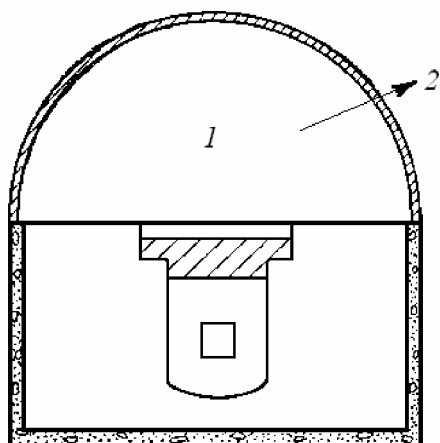


Рис. 5.12. Факторы, определяющие радиационную обстановку после разрушения АкЗ: 1 - агломерация частиц и осаждение в пределах ЗО; 2 - утечка радиоактивных веществ через ЗО.

Переходная стадия. Если на начальной стадии, когда конфигурация АкЗ остается неизменной, цепная реакция прекратится, развитие аварийного режима будет приостановлено. Однако прекращение реакции возможно лишь при наличии достаточно эффективной отрицательной обратной связи, в противном случае рост тепловыделения приведет к полному испарению натрия, начнется расплавление АкЗ, а затем - кипение расплавленной смеси топлива и металла оболочек. Этот этап аварии, характеризуемый постепенно усиливающимся кипением топлива, называется переходным, поскольку конфигурация АкЗ полностью нарушена, однако разрушение ее пока не произошло. Основным вопросом, относящимся к этому этапу, является оценка вероятности возникновения критических условий.

Разрушение АкЗ. В ранних исследованиях по безопасности ЯРБН предполагалось, что в процессе расплавления и оседания АкЗ происходит быстрый рост реактивности и под действием увеличивающегося внутреннего давления АкЗ разрушается. Количество энергии, выделяемой при этом, рассчитывалось по классическому методу [143] (в настоящее время для расчета аварийных процессов в АкЗ используются более совершенные и точные методы), и результаты расчетов по этим методам использовались при разработке ЗО ЯР.

Деформация элементов конструкции ЯР. Очевидно, в случае разрушения АкЗ высвобождающаяся механическая энергия будет передаваться внутренним конструкциям ЯР, стенкам бака и соединенным с баком трубопроводам. Эффект этого воздействия зависит от того, какое вещество является рабочим телом, преобразующим тепловую энергию в механическую: расплавленное топливо, сталь или натрий.

Деформация элементов конструкции происходит вплоть до окончания процесса расширения АкЗ.

Отвод остаточного тепловыделения. Поскольку после аварийного разрушения АкЗ некоторая часть топлива находится в расплавленном состоянии, возникает серьезная проблема отвода остаточного тепла в течение длительного времени.

Выход радиоактивных веществ из ЯР в пространство под ЗО. Для оценки эффективности защитной оболочки ЯР необходимо знать возможную концентрацию аэрозолей топлива и натрия, а также газообразных продуктов деления в пространстве, ограниченном оболочкой. Важно проанализировать вероятные пути проникновения под оболочку плутония и продуктов деления через слой натрия и стенки бака ЯР. Кроме того, необходимо оценить масштабы возможных натриевых пожаров, а также эффект взаимодействия натрия и топлива с конструкционными материалами, вызывающего повышение давления газа внутри оболочки.

Предотвращение выбросов радиоактивных веществ в окружающую среду. Завершающей стадией анализа аварийного процесса является определение необходимых мер по защите от облучения персонала АЭС и населения прилегающего района.

В качестве заградительного барьера обычно рассматривается ЗО. Для выбора конструкции оболочки необходимо задаться допустимым количеством радиоактивных веществ, которое может проникнуть наружу через неплотности в оболочке.

Уравнения сохранения. Аварийные процессы неконтролируемого увеличения мощности ЯР связаны со значительными перемещениями расплавленного кипящего вещества в АкЗ. Для расчета этих процессов используют уравнения сохранения и соответствующие уравнения состояния. Это дифференциальные уравнения, которые решаются компьютерно методом конечных разностей.

Поскольку уравнения сохранения широко используются в расчетах аварийных режимов ЯРБН, целесообразно привести эти уравнения в общем виде, прежде чем перейти к описанию процессов. Вывод уравнений известен по учебникам механики жидкостей (например, [29, 144]), поэтому здесь не приводится. При ознакомлении с расчетными методиками целесообразно сравнивать рабочие формулы с уравнениями в общем виде. Это даст возможность понять, какие допущения принимаются в данной расчетной программе.

В основу многих математических моделей переходных гидравлическим процессов положен метод координат Лагранжа, в соответствии с которым принимается, что движущаяся среда не переходит границ конечно-разностных элементов, т. е. элементы движутся вместе с потоком и соответствующий образом изменяют свою форму. В других расчетных программах используется метод координат Эйлера, который рассматривает поток среды, пересекающий границы элементов; при этом форма элементов остается неизменной. Первый метод удобен для решения уравнений, записанных в конечно-разностной форме, а также в тех случаях, когда движение среды ограничено и рассматривается в одномерной или двухмерной геометрии. Таким образом, метод координат Лагранжа целесообразно использовать при исследовании сравнительно малых перемещений вещества, характерных для стадии разрушения АкЗ. Метод Эйлера, напротив, лучше применять при анализе значительных перемещений среды, которые наблюдаются в переходной стадии или в стадии деформации конструкции ЯР. При моделировании этих этапов аварийного процесса ранее использовался метод Лагранжа благодаря его относительной простоте (расчетные программы VENUS и REXCO), однако позже были разработаны методики, основанные на системе координат Эйлера (программа SIMMER).

Структура уравнений, приведенных ниже, в основном соответствует той, которая используется в стандартных программах расчета аварийных режимов ЯРБН. Однако в отдельных случаях возникает необходимость ввести в уравнения дополнительные члены (например, если требуется учесть перенос количества движения за счет трения) - конвективный теплообмен жидкости со стенкой или фактор вязкости при расчете количества движения и энергии.

Кроме того, если в программу включены отдельные уравнения для каждого фазового состояния вещества, тогда для обозначения переноса массы, количества движения и энергии от одной фазы к другой в уравнения также вводятся дополнительные члены. Все вновь вводимые члены обозначаются X_1 , X_2 , X_3 .

Рассматриваются три основные уравнения сохранения, записанные в двух вариантах: по методу Эйлера и по методу Лагранжа. Уравнения Эйлера характеризуются наличием в левой части члена, учитывающего конвективный теплообмен. В уравнениях, записанных в координатах Лагранжа, этот член отсутствует, но вместо него вводится субстанциональная производная D/Dt .

Субстанциональная производная есть скорость изменения параметров, характеризующих движущуюся жидкость. В уравнениях Лагранжа, составленных в конечно-разностной форме, принято, что каждый рассматриваемый элемент движется вместе с потоком. Применительно к уравнению неразрывности потока и уравнению энергии субстанциональная производная представляет собой скорость изменения плотности и энергии массы внутри элемента. В уравнении момента - это ускорение самого элемента.

Напротив, в системе отсчета Эйлера элементы считаются неподвижными, а поток среды проходит сквозь них.

Уравнения неразрывности вначале приводятся в векторной форме, затем преобразуются для прямоугольных и цилиндрических координат. По аналогии с другими методиками расчета аварийных процессов ЯРБН в цилиндрических координатах предполагается наличие азимутальной симметрии. Ускорение свободного падения, обозначенное g , действует только в направлении оси z , поэтому $g = -g$.

Уравнения, записанные в эйлеровой системе координат. Независимые переменные, используемые в уравнениях Эйлера, это x, y, z, t в прямоугольных координатах и r, θ, z, t в цилиндрических координатах.

Уравнение неразрывности потока

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot \rho \mathbf{v} = X_1, \quad (5.1)$$

где X_1 - член, учитывающий массообмен между фазами, если для каждой фазы составляется отдельное уравнение; в противном случае $X_1 = 0$.

В прямоугольных координатах $\mathbf{v} = \hat{i}\hat{v}_x + \hat{j}\hat{v}_y + \hat{k}\hat{v}_z$.

В цилиндрических координатах $\mathbf{v} = \hat{i}_r\hat{v}_r + \hat{i}_\theta\hat{v}_\theta + \hat{i}_z\hat{v}_z$.

В прямоугольных координатах

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x}(\rho v_x) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho v_y) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho v_z) = X_1. \quad (5.1a)$$

В цилиндрических координатах (с азимутальной симметрией)

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(r \rho v_r) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho v_z) = X_1. \quad (5.1b)$$

Уравнение сохранения количества движения

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \mathbf{v}) + \nabla \rho \mathbf{v} \mathbf{v} = -\nabla p + \rho \mathbf{g} + X_2; \quad (5.2)$$

$X_2 = 0$ (уравнение Эйлера);

$X_2 = \mu \nabla^2 \mathbf{v}$ (уравнение Навье - Стокса);

$X_2 = \nabla \cdot \tau$ (основное уравнение для однофазной среды, где τ - тензор напряжений в соответствии с [144]).

Если уравнения составлены для каждой стадии процесса и поток среды многофазный, тогда X_2 соответствует переносу количества движения между фазами.

Члены, содержащиеся в левой части уравнения (5.2), можно преобразовать следующим образом:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho v) = \rho \frac{\partial v}{\partial t} + v \frac{\partial \rho}{\partial t};$$

$$\nabla \cdot \rho v v = \rho v \cdot \nabla v + v \nabla \cdot \rho v.$$

Заметим, что сумму двух членов ($v \partial \rho / \partial t + v \nabla \cdot \rho v$) можно выразить из уравнения неразрывности потока (5.1). Тогда уравнение (5.2) примет вид

$$\rho \frac{\partial v}{\partial t} + \rho v \cdot \nabla v + X_1 v = -\nabla p + \rho g + X_2; \quad (5.2a)$$

иначе в прямоугольных координатах (три уравнения в скалярных величинах)

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho v_x) + \frac{\partial}{\partial x}(\rho v_x v_x) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho v_x v_y) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho v_x v_z) = -\frac{\partial p}{\partial x} + X_{2x}; \quad (5.2б)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho v_y) + \frac{\partial}{\partial x}(\rho v_y v_x) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho v_y v_y) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho v_y v_z) = -\frac{\partial p}{\partial y} + X_{2y}; \quad (5.2в)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho v_z) + \frac{\partial}{\partial x}(\rho v_z v_x) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho v_z v_y) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho v_z v_z) = -\frac{\partial p}{\partial z} + \rho g_z + X_{2z}. \quad (5.2г)$$

Объединив эти уравнения с уравнением неразрывности потока при условии $X_1 = 0$ и $X_2 = 0$, получим более известную форму уравнения сохранения количества движения в системе отсчета Эйлера:

$$\rho \left(\frac{\partial v_x}{\partial t} + v_x \frac{\partial v_x}{\partial x} + v_y \frac{\partial v_x}{\partial y} + v_z \frac{\partial v_x}{\partial z} \right) = -\frac{\partial p}{\partial x}; \quad (5.2д)$$

$$\rho \left(\frac{\partial v_y}{\partial t} + v_x \frac{\partial v_y}{\partial x} + v_y \frac{\partial v_y}{\partial y} + v_z \frac{\partial v_y}{\partial z} \right) = -\frac{\partial p}{\partial y}; \quad (5.2е)$$

$$\rho \left(\frac{\partial v_z}{\partial t} + v_x \frac{\partial v_z}{\partial x} + v_y \frac{\partial v_z}{\partial y} + v_z \frac{\partial v_z}{\partial z} \right) = -\frac{\partial p}{\partial z} + \rho g_z. \quad (5.2ж)$$

В цилиндрических координатах (при наличии азимутальной симметрии)

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho v_r) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(r \rho v_r v_r) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho v_r v_z) = -\frac{\partial p}{\partial r} + X_{2r}; \quad (5.2з)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho v_z) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(r \rho v_z v_r) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho v_z v_z) = -\frac{\partial p}{\partial z} + \rho g_z + X_{2z} \quad (5.2u)$$

или после объединения с уравнением неразрывности потока при $X_1 = 0$ и $X_2 = 0$

$$\rho \left(\frac{\partial v_r}{\partial t} + v_r \frac{\partial v_r}{\partial r} + v_z \frac{\partial v_r}{\partial z} \right) = -\frac{\partial p}{\partial r}; \quad (5.2к)$$

$$\rho \left(\frac{\partial v_z}{\partial t} + v_r \frac{\partial v_z}{\partial r} + v_z \frac{\partial v_z}{\partial z} \right) = -\frac{\partial p}{\partial z} + \rho g_z. \quad (5.2л)$$

Уравнение энергии

$$\frac{\partial}{\partial t} \left[\rho \left(u + \frac{v^2}{2} \right) \right] + \nabla \cdot \rho v \left(u + \frac{v^2}{2} \right) = \nabla \cdot \rho v + \nabla \cdot k \nabla T + Q + \rho v \cdot g + X_3. \quad (5.3)$$

Член $\nabla \cdot \rho v$ определяет работу $p dV$ (т. е. работу потока в системе координат Эйлера), $\nabla \cdot k \nabla T$ - передачу тепла за счет теплопроводности, Q - объемное тепловыделение, а $\rho v \cdot g$ - потенциальную энергию.

Умножив и разделив $-\nabla \cdot \rho v$ на ρ и приняв значение энтальпии равным $h = (u + p/\rho)$, можно объединить член, определяющий работу потока, со вторым членом левой части уравнения (5.3) и привести уравнение энергии к следующему виду:

$$\frac{\partial}{\partial t} \left[\rho \left(u + \frac{v^2}{2} \right) \right] + \nabla \cdot \rho v \left(h + \frac{v^2}{2} \right) = \nabla \cdot k \nabla T + Q + \rho v \cdot g + X_3. \quad (5.3a)$$

В прямоугольных координатах

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} \left[\rho \left(u + \frac{v^2}{2} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial x} \left[\rho v_x \left(h + \frac{v^2}{2} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\rho v_y \left(h + \frac{v^2}{2} \right) \right] + \\ & + \frac{\partial}{\partial z} \left[\rho v_z \left(h + \frac{v^2}{2} \right) \right] = \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \\ & + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + Q + \rho v_z \cdot g_z + X_3, \end{aligned} \quad (5.3б)$$

где $v^2 = v_x^2 + v_y^2 + v_z^2$.

В цилиндрических координатах (при наличии азимутальной симметрии)

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} \left[\rho \left(u + \frac{v^2}{2} \right) \right] + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[r \rho v_r \left(h + \frac{v^2}{2} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\rho v_z \left(h + \frac{v^2}{2} \right) \right] = \\ & = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r k \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} k \frac{\partial T}{\partial z} + Q + \rho v_z g_z + X_3, \end{aligned} \quad (5.3\theta)$$

где $v^2 = v_r^2 + v_z^2$.

Метод координат Лагранжа. Если рассматривать задачу в координатной системе Лагранжа, независимыми переменными должны быть время t , а также начальные координаты каждого элемента массы вещества (или каждого конечно-разностного элемента). Текущие значения координат элементов массы вещества представляют собой зависимые переменные:

в прямоугольных координатах

$$\frac{dx}{dt} = v_x; \quad \frac{dy}{dt} = v_y; \quad \frac{dz}{dt} = v_z; \quad (5.4a)$$

в цилиндрических координатах

$$\frac{dr}{dt} = v_r; \quad r \frac{d\theta}{dt} = v_\theta; \quad \frac{dz}{dt} = v_z. \quad (5.4б)$$

Уравнение неразрывности потока

$$\frac{D\rho}{Dt} + \rho(\nabla \cdot v) = X_1 \quad (5.5)$$

(члены уравнений X_1 , X_2 и X_3 в системах отсчета Лагранжа и Эйлера имеют один и тот же смысл).

В прямоугольных координатах

$$\frac{D\rho}{Dt} + \rho \left(\frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y} + \frac{\partial v_z}{\partial z} \right) = X_1. \quad (5.5a)$$

В цилиндрических координатах

$$\frac{D\rho}{Dt} + \rho \left[\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r v_r) + \frac{\partial v_z}{\partial z} \right] = X_1. \quad (5.5б)$$

Уравнение количества движения

$$\rho \frac{Dv}{Dt} + X_1 v = -\nabla p + \rho g + X_2. \quad (5.6)$$

Три уравнения в скалярных величинах для прямоугольных координат следующие:

$$\rho \frac{Dv_x}{Dt} + X_1 v_x = -\frac{\partial p}{\partial x} + X_{2x}; \quad (5.6a)$$

$$\rho \frac{Dv_y}{Dt} + X_1 v_y = -\frac{\partial p}{\partial y} + X_{2y}; \quad (5.6b)$$

$$\rho \frac{Dv_z}{Dt} + X_1 v_z = -\frac{\partial p}{\partial z} + \rho g_z + X_{2z}. \quad (5.6c)$$

В цилиндрических координатах (при наличии азимутальной симметрии)

$$\rho \frac{Dv_r}{Dt} + X_1 v_r = -\frac{\partial p}{\partial r} + X_{2r}; \quad (5.6d)$$

$$\rho \frac{Dv_z}{Dt} + X_1 v_z = -\frac{\partial p}{\partial z} + \rho g_z + X_{2z}. \quad (5.6e)$$

Уравнение энергии

$$\rho \frac{D}{Dt} \left(u + \frac{v^2}{2} \right) + X_1 \left(u + \frac{v^2}{2} \right) = -\nabla \cdot \rho v + \nabla \cdot k \nabla T + Q + \rho v \cdot g + X_3. \quad (5.7)$$

В прямоугольных координатах

$$\begin{aligned} \rho \frac{D}{Dt} \left(u + \frac{v^2}{2} \right) + X_1 \left(u + \frac{v^2}{2} \right) = & - \left[\frac{\partial}{\partial x} (\rho v_x) + \frac{\partial}{\partial y} (\rho v_y) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho v_z) \right] + \\ & + \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + Q + \rho v_z \cdot g_z + X_3. \end{aligned} \quad (5.7a)$$

В цилиндрических координатах (при наличии азимутальной симметрии)

$$\begin{aligned} \rho \frac{D}{Dt} \left(u + \frac{v^2}{2} \right) + X_1 \left(u + \frac{v^2}{2} \right) = & - \left[\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \rho v_r) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho v_z) \right] + \\ & + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r k \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} k \frac{\partial T}{\partial z} + Q + \rho v_z g_z + X_3. \end{aligned} \quad (5.7b)$$

Следует заметить, что уравнения Лагранжа и Эйлера эквивалентны, поскольку производная по времени в системе Лагранжа связана с производной в системе Эйлера следующим выражением:

$$\frac{D}{Dt} = \frac{\partial}{\partial t} + \mathbf{v} \cdot \nabla.$$

Это означает, что каждое уравнение в системе Лагранжа может быть непосредственно получено из уравнения системы Эйлера с помощью уравнения неразрывности потока и вышеприведенного выражения для D/Dt .

Псевдовязкое давление. В заключение коснемся вопроса о расчетной оценке больших градиентов давления, возникающих в переходных гидродинамических процессах. Очевидно, аварийный процесс разрушения АкЗ ЯРБН (если такая авария вообще возможна) будет протекать достаточно медленно и не приведет к возникновению сильной ударной волны. Опасность разрушающего воздействия представляют, возможно, местные очаги взаимодействия расплавленного топлива с натрием, которые, однако, не играют решающей роли в общем ходе процесса. Однако вероятность возникновения больших градиентов давления в процессе аварии с разрушением АкЗ существует, и учет этих градиентов затрудняет решение уравнения момента в конечно-разностной форме.

Практически все программы расчета гидродинамики аварийных процессов в ЯРБН используют методику [145], согласно которой в уравнения вводится новый параметр - псевдовязкое давление q (этот параметр называется также искусственной вязкостью, хотя размерность его соответствует единицам давления). Это довольно сложное понятие, однако уравнения, включающие параметр q , относительно просты. Следует иметь в виду, что, если в рассматриваемом процессе происходит сжатие жидкости, в уравнениях энергии и количества движения к действительному значению давления p добавляется q . В результате градиент давления распространяется на несколько элементов жидкости, что значительно облегчает расчет по методу конечных разностей. Сравнение результатов расчетов, проведенных по этой методике, с данными уточненного анализа распространения ударной волны показало, что применение метода [145] к расчетам аварий ЯРБН является вполне обоснованным.

5.1.6. Аварийные режимы с повышением мощности ядерного реактора

Аварийные процессы с повышением мощности ЯРБН могут быть вызваны увеличением реактивности в АкЗ.

Рост реактивности может произойти на любом уровне мощности ЯР: номинальном, минимально возможном или даже в процессе выхода на минимальную мощность. Задачей системы защиты АЭС является предотвращение такой аварии. Следовательно, авария с повышением мощности возможна только в случае отказа системы защиты. Оценка безопасности АЭС с быстрыми ЯР требует анализа аварийных процессов подобного рода.

При анализе процесса роста реактивности в работающем ЯРБН с одновременным отказом АЗ прежде всего возникает вопрос о поведении АкЗ в таких условиях. Происходит разогрев топлива, стальных оболочек и теплоно-

сителя; доплеровский эффект и тепловое расширение АкЗ сдерживают рост мощности, однако наиболее теплонпряженные ТВЭЛ разрушаются, расплавленное топливо заполняет пространство между ТВЭЛ. В результате может произойти неуправляемый рост мощности ЯР либо быстрая его остановка - это зависит от таких факторов, как скорость ввода реактивности, количественное значение введенной реактивности, характеристики обратной связи реактивности и температуры, масштаб разрушения ТВЭЛ и расположение поврежденных участков по высоте АкЗ, а также от поведения расплавленного топлива и конечной конфигурации смеси топлива, металла оболочек и теплоносителя.

Компьютерные программы расчета аварийного процесса. Для расчета неконтролируемого аварийного процесса с повышением мощности существует несколько математических программ, которые включают в себя уравнения полей нейтронов и ТГП в АкЗ. Важным вопросом является расширение модели точечной кинетики для учета реактивностных эффектов обратной связи, таких как доплеровский и натриевый эффекты, а также эффекты изменения конфигурации АкЗ и перемещения расплавленных материалов.

В расчетах ЯРБН уравнения точечной кинетики могут использоваться только для тех стадий аварийных процессов, когда конфигурация АкЗ незначительно отличается от исходной, т. е. пока коэффициенты обратной связи реактивности в точности отражают изменения полей температуры и плотности вещества в объеме АкЗ. Такое допущение возможно, поскольку в ЯРБН по сравнению с тепловыми средняя длина свободного пробега нейтронов больше, что обеспечивает быструю стабилизацию поля нейтронов в АкЗ при прекращении возмущения по реактивности.

Вторым необходимым условием является возможность моделирования в расчетных программах переходных процессов в нескольких ТВЭЛ, расположенных в характерных точках АкЗ, с учетом вероятного несовпадения по времени и по месту разрушений ТВЭЛ и других событий аварийного процесса. Это несовпадение, которое может быть довольно значительным, объясняется местными отклонениями от номинальных значений глубины выгорания топлива, отношения выделяемой мощности к расходу теплоносителя, удельного энерговыделения топлива и параметров оболочки ТВЭЛ.

Целью расчета является определение временных и пространственных координат разрушений ТВЭЛ и последующих событий, таких как перемещение расплавленного топлива, взаимодействие его с теплоносителем, выброс расплавленной массы за пределы АкЗ и последующее затвердевание. Для отдельных ТВЭЛ, характеризующих состояние одной или нескольких ТВС, проводится подробный расчет теплогидравлических параметров.

В США существуют и разрабатываются новые программы расчета многоканальных систем, такие как SAS и MELT. В странах Западной Европы широко используются программы CAPRI и FRAX 2. Появления многоканальных программ позволило учитывать несовпадение отдельных событий в

аварийных процессах. Такой более реалистический подход показал, что результаты расчетов, проводимых ранее по упрощенной методике, значительно преувеличивали опасность рассматриваемых аварий.

Расчетная схема АкЗ. На рис. 5.13 изображена сетка АкЗ ЯР FFTF с указанием значений глубины выгорания топлива и мощности для каждой ТВС в начале четвертого цикла АкЗ, который подобен равновесному. Анализ переходных процессов в АкЗ можно осуществить с помощью уравнений, составленных для каждой ТВС. Хотя возможности ЭВМ позволяли проводить такие подробные расчеты достаточно давно [146], в этом нет необходимости. Достаточная точность может быть получена, если АкЗ разбить на группы (каналы), объединяющие несколько ТВС с аналогичными параметрами. В рассматриваемой задаче ТВС группировались по значениям глубины выгорания и тепловыделения (за исключением поглощающих стержней, работающих в особом режиме дросселирования). В результате АкЗ была разделена на 20 каналов.

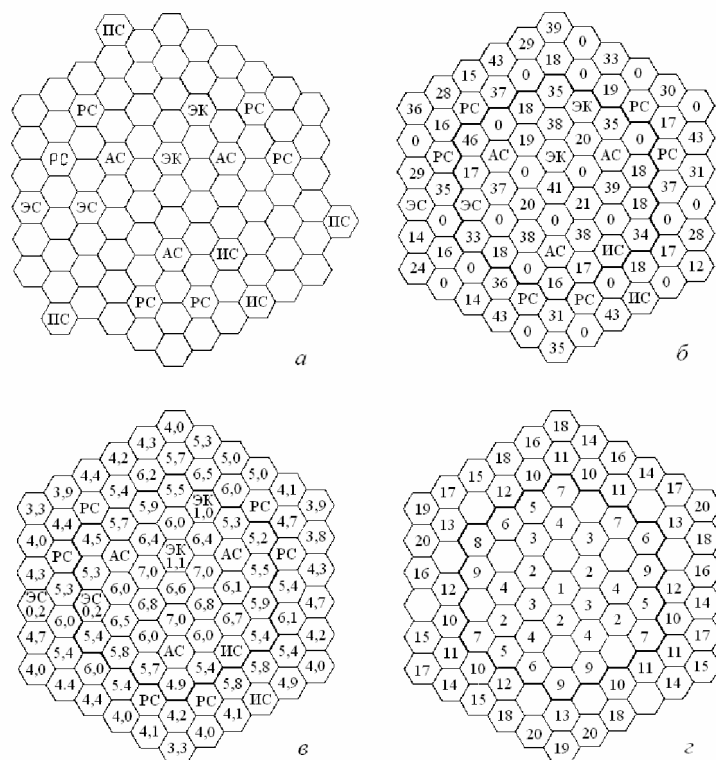


Рис. 5.13. Расчетная схема АкЗ ЯР FFTF, разделенной на 20 каналов: а - расположение сборок в АкЗ; ЭК - экспериментальная сборка; РС - периферийный стержень; АС - стержень АЗ; ПС - сборка для испытаний материалов; б - глубина выгорания топлива в различных сборках, МВт-сут/кг; в - тепловыделение в сборках, МВт; г - схема разделения АкЗ на 20 каналов.

Пример анализа переходного процесса. На рис. 5.14 показаны результаты расчетов аварийного процесса - изменение основных параметров ЯР в аварийном процессе, причиной которого послужил ввод реактивности со скоростью 0,5 долл/с в АкЗ на номинальном уровне мощности. На первом этапе процесса рост реактивности определяется только скоростью ввода. Однако растущая температура топлива вызывает появление отрицательной реактивности за счет доплеровского эффекта, которая стремится скомпенсировать введенную реактивность. Температура топлива продолжает расти, и наступает момент, когда начинают разрушаться оболочки ТВЭЛ. На рисунке показана последовательность разрушения ТВЭЛ в различных каналах (указано число ТВС в каждом канале). Большинство этих разрушений происходит значительно выше средней плоскости АкЗ в районе центральной оси. Расплавленное топливо движется вверх по центральным отверстиям ТВЭЛ и через трещины, образовавшиеся в оболочке, попадает в каналы теплоносителя. В результате такого перемещения топлива создается отрицательный эффект реактивности, приводящий к глубоко подкритическому состоянию ЯР. При этом мощность ЯР уменьшается, как показано на верхнем графике.

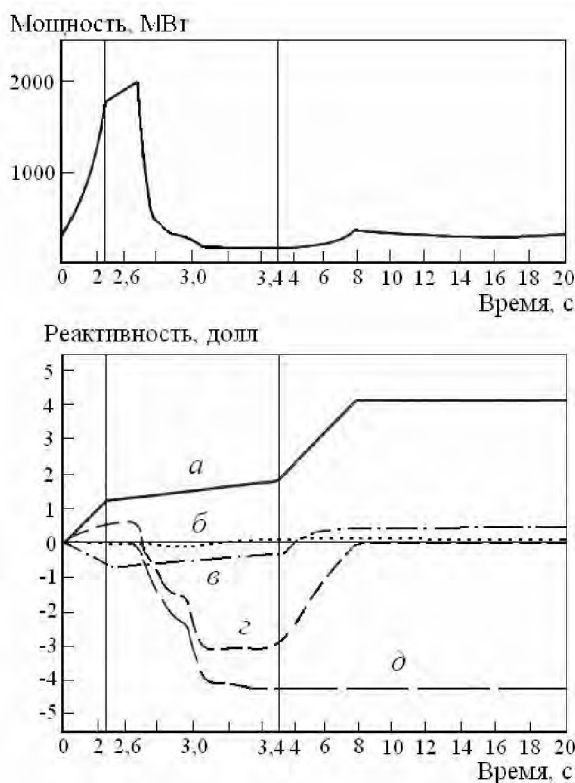


Рис. 5.14. Результаты расчетов аварийного режима с повышением мощности 20-канальной АкЗ [147]: *а* - введенная реактивность; *б* - изменение реактивности за счет пустотного эффекта; *в* - влияние доплеровского эффекта реактивности; *г* - результирующее значение реактивности; *д* - изменения реактивности вследствие перемещения топлива. Область изменения масштаба времени ограничена вертикальными линиями.

В рассматриваемом примере предполагалось, что расплавленное топливо, попадая в пространство между ТВЭЛ, передает большое количество тепла натрию, который вследствие этого интенсивно испаряется. Под действием паров натрия направление потока теплоносителя меняется на обратное, однако по мере снижения давления паров постепенно восстанавливается движе-

ние потока в нормальном направлении. При этом большая доля топливных частиц увлекается потоком и выносится из АкЗ. Это явление называется вымыванием топлива.

Поскольку при анализе гипотетических аварийных процессов, как правило, неизвестен механизм ввода избыточной реактивности, нет возможности задать значение добавки реактивности или скорости ввода. Следовательно, необходимо проводить варианты расчеты, задавая широкий диапазон значений исходных параметров. Для рассматриваемого случая максимальное значение введенной реактивности принималось равным 4 долл. Именно за счет этой добавки реактивность из отрицательной области вновь приблизилась к нулевому значению.

Возможные варианты развития аварийного процесса. Определяющее влияние на ход аварийного процесса имеет прежде всего то, на каком участке ТВЭЛ происходит разгерметизация оболочек. Последовательность этапов развития аварии строится, исходя из предположения (подтвержденного расчетными и экспериментальными данными) о том, что максимальное количество разрушений оболочек ТВЭЛ происходит значительно выше средней плоскости АкЗ.

Расплавленное топливо, попавшее через поврежденные оболочки в пространство между ТВЭЛ, может быть вынесено из АкЗ потоком теплоносителя или удержано в ТВС, за счет чего каналы для прохода натрия могут перекрываться. Частичная блокировка каналов считается допустимой (если 90 % свободного сечения перекрыто топливной массой, расход теплоносителя снизится лишь на 10 %). В этом случае аварийный процесс можно остановить на ранней стадии и обеспечить необходимое расхолаживание АкЗ. Однако если произойдет полное перекрытие каналов теплоносителя и расход натрия через АкЗ прекратится, аварийный процесс будет прогрессировать.

В случае, когда разрушения оболочек ТВЭЛ происходят в основном в районе средней плоскости АкЗ, развитие аварийного процесса изменяется. При этом расплавленное топливо, выливаясь из ТВЭЛ, скапливается в центре АкЗ, что приводит к росту реактивности. Хотя существует вероятность выброса топлива из АкЗ потоком натрия, скорость роста реактивности настолько велика, что этот выброс не сможет предотвратить увеличение энерговыделения в ЯР. Кроме того, поскольку расплавление топлива происходит быстро, свободное пространство ТВС может быть заполнено топливом за короткое время. Следовательно, единственно возможным путем прекращения цепной реакции в этом случае будет полное разрушение АкЗ за счет сил внутреннего давления.

Разрушение ТВЭЛ. Таким образом, параметрами, в значительной степени влияющими на ход аварийного процесса, являются координаты мест разрыва оболочек ТВЭЛ, а также быстрота появления повреждений после начала аварии. От времени зависит также количество расплавленного топлива, кото-

рое может выливаться из оболочек, а от расположения по высоте АкЗ повреждений оболочек - характер изменения реактивности. Расположение поврежденных ТВЭЛ внутри ТВС может повлиять на процесс закупоривания сечения для прохода теплоносителя.

Нестационарные процессы в ТВЭЛ. Возможно, наиболее важным параметром, определяющим поведение ТВЭЛ в аварийном режиме, является соотношение между значениями мощности и глубины выгорания в стационарном режиме. Свежие (необлученные) ТВЭЛ могут сохранить герметичность при высоких значениях мощности, поскольку материал оболочки обладает достаточной пластичностью, а давление внутри ТВЭЛ мало, так как газообразные продукты деления отсутствуют. Если мощность ТВЭЛ невелика, то в процессе облучения в ЯР тепловыделяющий стержень сохраняет свою структуру; при этом газ удерживается в топливе. Однако при повышении температуры газообразные продукты деления отделяются от топлива и увеличивают давление на стенки ТВЭЛ, которое вместе с термическими напряжениями способствует быстрому разрушению оболочки. Такое разрушение, вероятнее всего, произойдет вблизи центра АкЗ, где оболочки ТВЭЛ подвержены наибольшему нагружкам. Следует учесть, что хотя эти ТВЭЛ начнут разрушаться на раннем этапе аварии, они не окажут сильного влияния на ход процесса, поскольку количество расплавленного топлива в них в это время относительно мало. Главную опасность представляет то обстоятельство, что через разрывы оболочек ТВЭЛ, образовавшиеся на данном этапе аварии в области средней плоскости АкЗ, впоследствии будет происходить вытекание расплавленного топлива.

Основное влияние на аварийный процесс АкЗ оказывают повреждения теплонапряженных ТВЭЛ с большой глубиной выгорания топлива. Состояние таких ТВЭЛ характеризуется значительными структурными изменениями топлива и скоплением в газовой полости продуктов деления, образовавшихся на участках со столбчатой и равноосной структурой. Благодаря этому топливо может расплавиться еще до того момента, когда произойдет разрыв оболочки ТВЭЛ. Наиболее вероятный участок, на котором может произойти разрыв, - это верхняя граница зоны с измененной структурой, где нагрузка на оболочку, вызванная внутренним давлением и температурными напряжениями, максимальна.

Использование результатов экспериментов. Для проведения расчетов аварийных режимов необходимо знать численные значения рассмотренных выше параметров. Точное математическое описание аварийного процесса в ТВЭЛ чрезвычайно затруднено. Поэтому основные данные, необходимые для расчета аварийных режимов ТВЭЛ таких ЯР, как FFTF, были получены путем анализа нестационарных режимов на действующих ЯР. Хотя реальные условия экспериментов не соответствовали полностью гипотетическим аварийным режимам, происходящим в объеме АкЗ, полученные эмпирические зависимости обладают достаточной точностью.

Кроме рассмотренных выше факторов (расположение повреждений оболочек ТВЭЛ, количество топлива, расплавившегося к моменту разрыва оболочки), существуют и другие, также определяющие развитие аварийного процесса.

Топливо в потоке теплоносителя. Эксперименты, проведенные на ЯР TREAT [148], показывают, что если расплавленное топливо попадает в канал, по которому движется натрий, происходит дробление топливной массы и перенос ее от поврежденного участка ТВЭЛ потоком теплоносителя. Однако согласно другим исследованиям [149] топливо при попадании в поток натрия может быстро затвердеть и закупорить проходное сечение канала. Отсутствие определенности объясняется трудностями моделирования реальных аварийных процессов. Разработаны математические программы PLUTO и EPIC для расчета основных параметров. Очевидно, возможности для переноса топлива потоком натрия больше в том случае, если ТВЭЛ в ТВС дистанционируются спиральной проволокой, а не решетками. Проволочная навивка на ТВЭЛ не создает препятствия на пути движущегося натрия, а вызванное ею закручивание потока способствует размыванию образовавшимся пробкам. Тем не менее нельзя полностью исключать участие дистанционирующей проволоки в закупоривании проходного сечения ТВС осколками топливной массы.

Возможность длительного отвода теплоты. Когда аварийный процесс заканчивается, т. е. прекращается цепная реакция деления, необходимо обеспечить отвод остаточного тепловыделения разрушенной АкЗ в течение длительного времени. Следует иметь в виду, что поведение ТВЭЛ в различных ТВС неодинаково и зависит от многих факторов. Соотношение мощности ТВЭЛ и расхода теплоносителя в ячейке меняется в широких пределах внутри ТВС. Особенно сильно этот эффект проявляется в переходных режимах, связанных с повышением мощности АкЗ. Расчеты, проведенные по уточненной методике [150], показывают, что во время аварии с повышением мощности разрывы оболочек ТВЭЛ происходят на различных участках и в разное время. Следовательно, можно предположить, что даже в случае частичного закупоривания свободного сечения ТВС при первых разрывах оболочек ТВЭЛ проходное сечение каналов теплоносителя в неповрежденной части сборки будет достаточно большим, и это позволит осуществлять отвод тепла в течение длительного времени. Рис. 5.15 иллюстрирует развитие аварийного процесса внутри ТВС. Состояние оболочки ТВЭЛ, соседних ТВЭЛ и ТВС показано для четырех моментов, взятых во временной последовательности. Хотя в расчете аварийного процесса не учитывались некоторые детали, тем не менее данная последовательность может служить основой при проведении анализа аварийных ситуаций с повышением мощности АкЗ. Разрыв оболочки ТВЭЛ приводит к выбросу расплавленного топлива через образовавшееся отверстие; при этом топливо может дробиться и взаимодействовать с соседними ТВЭЛ. На рисунке показаны одновременно происходящие процессы вымывания топлива потоком натрия и частичного закупоривания каналов для

прохода теплоносителя (на четвертом рисунке показана пробка из топлива, образовавшаяся в верхней центральной части сборки, в то время как периферийные ТВЭЛ остались неповрежденными).

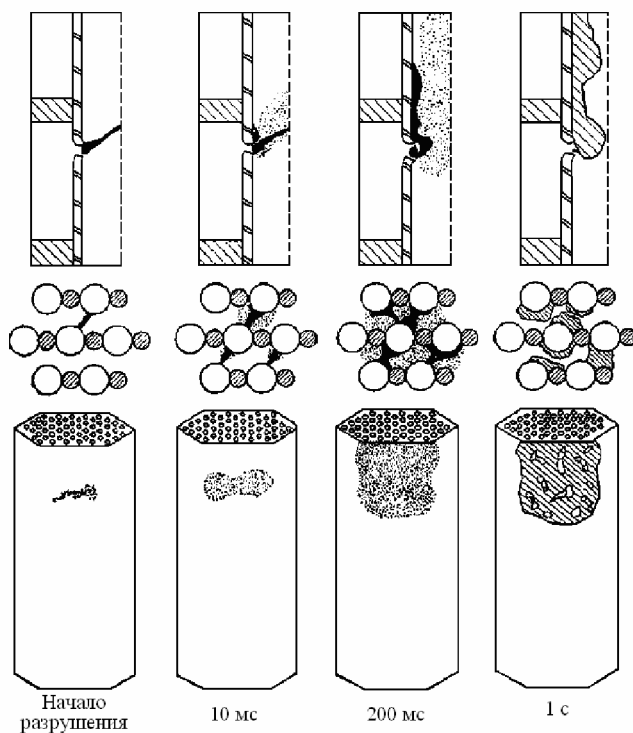


Рис. 5.15. Вероятная картина аварийного процесса внутри ТВС.

Различия в поведении ТВЭЛ внутри ТВС. Как было сказано выше, временной и пространственный разброс повреждений ТВЭЛ определяется различиями в теплогидравлических параметрах ТВС, что учитывалось при составлении многоканальных расчетных моделей АкЗ. Однако в пределах ТВС также могут наблюдаться расхождения в поведении ТВЭЛ, вызванные статистическими факторами. К ним относятся, например, неравномерность толщины зазора между топливом и оболочкой ТВЭЛ, наличие дефектов в материале оболочки, местные возмущения потока и т. д. В результате действия этих факторов уменьшается вероятность одновременного разрушения большого количества ТВЭЛ и концентрации осколков топлива в теплоносителе, что облегчает задачу отвода остаточного тепловыделения.

5.1.7. Аварийные режимы с ухудшением условий теплоотвода

Аварийные режимы с ухудшением условий теплоотвода - это режимы, причиной которых является отказ системы отвода тепла ЯР. Наиболее типичным примером такого режима является остановка ГЦН первого контура из-за

прекращения электроснабжения двигателей. В качестве других вариантов режима с ухудшением теплоотвода можно предположить нарушение целостности контура (например, в случае разрыва основного трубопровода) или прекращение теплосъема во внешнем контуре.

В случае отключения ГЦН срабатывает система АЗ, которая останавливает ЯР и приводит в действие систему аварийного теплосъема. Из этого следует, что прекращение циркуляции теплоносителя может привести к опасным последствиям лишь в том случае, если система АЗ не сработает. В двух других вариантах аварии главную опасность представляет утечка теплоносителя или отсутствие стока тепла, что чрезвычайно затрудняет отвод тепла от ЯР даже при нормальном срабатывании системы защиты.

Кипение натрия. При прекращении циркуляции натрия в теплоотводящих контурах возникает реальная возможность закипания натрия. Исследование процесса кипения натрия в АкЗ имеет большое значение для анализа поведения ЯР в аварийном режиме. Изучение кипения натрия требует рассмотрения гидравлических и температурных характеристик двухфазного потока натрия: режимов течения, степени перегрева жидкости, устойчивости жидкостной пленки и увлечения капель натрия потоком паров, поступления жидкости в осушенный канал. Широкие исследования процесса кипения натриевого теплоносителя ЯРБН ведутся достаточно давно. Среди важных результатов можно отметить, например, работы [151 – 157].

Режимы течения кипящего натрия. Наблюдаются различные режимы течения кипящих жидкостей (рис. 5.16). При кипении жидкометаллического теплоносителя в условиях относительно низкого давления (характерного для контуров ЯРБН) наблюдаются два основных режима течения - пробковый и стержневой (кольцевой) - в отличие от эмульсионного режима течения воды при высоком давлении в тепловых ЯР.

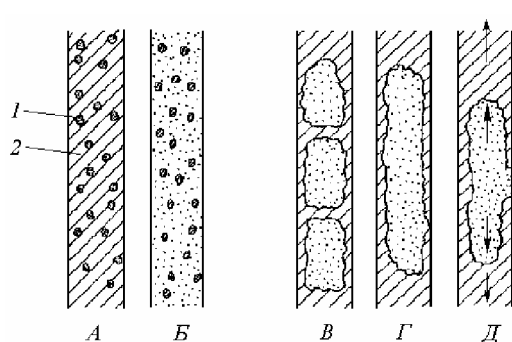


Рис. 5.16. Режимы течения кипящих жидкостей в вертикальных каналах [1]: А - эмульсионный режим; Б - паровой режим; В - пробковый режим; Г - стержневой режим; Д - стержневой режим с обратным потоком (режимы В, Г и Д характеризуют течение кипящего натрия в ТВС ЯРБН; паровой (Б) и стержневой (Г) режимы течения относятся к категории дисперсных); 1 - пар; 2 - жидкость.

Процесс кипения теплоносителя в канале начинается с появления пузырька пара, который растет и затем конденсируется. С повышением температуры теплоносителя количество образовавшихся пузырьков растет; они группируются в более крупные, а затем - в один большой пузырь, который

вытесняет жидкость в периферийную область канала. В результате может возникнуть «опрокидывание» потока, когда часть жидкости под действием давления пара движется в обратном направлении. Режим кольцевого течения натрия в канале относится к категории дисперсных режимов. Он характеризуется наличием большого парового объема (аналогично паровому режиму течения при кипении воды). Напротив, при эмульсионном режиме большая часть объема канала заполнена жидкостью.

Модель снарядного режима течения, характеризуемого множеством паровых пузырей, используется в расчетной программе SAS для анализа аварийных процессов в ЯРБН. В главе 1 на рис. 1.34 показано и кратко описано развитие процесса кипения при остановке циркуляции теплоносителя. Первый пузырек пара уносится потоком в область АкЗ с меньшей температурой и в течение 50 мс конденсируется. Второй пузырек существует более долгое время (так как температура натрия и его паров повышается), однако также исчезает. Этот процесс повторяется, причем пузырьки становятся более крупными и стабильными, а затем расширяющиеся пары натрия останавливают и «опрокидывают» поток жидкости. Следует заметить, что при низком давлении, характерном для ЯРБН, плотность паров натрия примерно в 2000 раз меньше, чем плотность жидкости. Поэтому испарение небольшого количества жидкого натрия приводит к образованию значительного объема паров, которые, в конце концов, могут остановить поток жидкого натрия.

Перегрев натрия. Ранее проводимые лабораторные исследования кипения натрия показали, что в некоторых случаях происходит значительный перегрев жидкости до начала объемного кипения. Результаты этих исследований представлены в статье [153]. Температура перегретого натрия в условиях эксперимента достигала 900 °С. Полученные результаты выдвинули две проблемы: трудность предсказания момента закипания натрия, связанную с возможным перегревом, и вероятность значительного повышения давления в ЯР при интенсивном закипании натрия во всем объеме АкЗ.

Явление перегрева натрия достаточно хорошо изучено, и среди специалистов существует мнение, что в ЯРБН вероятность перегрева практически равна нулю. Одним из факторов, предотвращающих большие перегревы, является наличие в натрии мелких пузырьков инертного газа, которые служат центрами парообразования [154]. Данные экспериментальных исследований процесса кипения натрия в каналах с принудительной циркуляцией [155] и опыт длительной эксплуатации ЯРБН [156] показывают, что перегрев натрия в момент начала кипения практически отсутствует.

Выпаривание жидкостной пленки. Во всех режимах течения на начальной стадии процесса кипения натрия внутренняя поверхность канала покрыта пленкой жидкости. Пар, образующийся при нагревании этой пленки, поступает в центральную зону канала, таким образом увеличивая объем парового пузыря. Парообразование усиливается после опрокидывания потока, когда поверхность пленки становится больше. Благодаря наличию пленки создают-

ся условия для эффективного охлаждения оболочек ТВЭЛ, что предохраняет их от разрушения и предотвращает выход газообразных продуктов деления в пространство между ТВЭЛ. Поскольку жидкостная пленка играет важную роль в рассматриваемом аварийном процессе, очень важно рассчитать время ее существования до полного испарения.

После того как процесс кипения начался, объемная доля жидкости в двухфазном потоке быстро снижается до 0,15 - 0,2. Если рассматривать ТВС ЯР FFTF, состоящую из 217 ТВЭЛ с дистанционирующей проволокой, то значение объемной доли жидкости, равное 0,2, будет соответствовать толщине жидкостной пленки около 0,1 мкм при условии ее равномерного распределения по поверхности ТВЭЛ. Два процесса способствуют уменьшению толщины пленки: испарение жидкости и захват ее потоком пара. Если процесс испарения рассчитывается сравнительно легко, то увлечение жидкости потоком пара - процесс сложный и не поддающийся простым расчетным оценкам.

Захват жидкости из поверхностной пленки потоком пара происходит при определенных условиях. Когда скорость движущегося вверх потока пара превышает критическое значение (зависящее от давления пара и жидкости, вязкости и поверхностного натяжения жидкости и относительной скорости движения жидкости и пара), на поверхности пленки образуются большие волны, размер которых может значительно превышать среднюю толщину пленки. Когда вязкостное сопротивление, обусловленное волнами на поверхности пленки, уравнивает силу тяжести жидкости, движение пленки по вертикали прекратится; при увеличении скорости пара жидкость из пленки частично захватывается и уносится паровым потоком.

По результатам исследований, проведенных с использованием критерия Рейнольдса, минимальная скорость парового потока, при которой происходит захват жидкой пленки, равна приблизительно 37 м/с [157]. Для того чтобы движущийся поток натриевых паров увлек расплавленный металл оболочки ТВЭЛ, скорость потока должна стать не меньше 120 м/с (благодаря существенно большей плотности нержавеющей стали по сравнению с натрием).

Если аварийная остановка циркуляции теплоносителя произойдет в ЯРБН, работающем на номинальной мощности, то за счет только испарения натрия периферийная пленка исчезнет в течение 0,2 - 0,3 с. Однако в самом начале процесса кипения натрия скорость движения паров значительно превысит критическое значение, и за счет уноса жидкости паровым потоком время существования пленки сократится, по крайней мере, на порядок. Следовательно, если не учитывать захват пленки потоком паров, ошибка в оценке времени существования пленки может быть значительной [158].

Вторичное поступление теплоносителя в канал. Большой интерес представляют явления, связанные с вторичным поступлением жидкого теплоносителя в осушенный канал: с одной стороны, это дает возможность отвода тепла, с другой стороны, возникает вероятность интенсивного теплового взаимодействия теплоносителя с расплавленным топливом и металлом обо-

лочек. В случае если произошла аварийная остановка циркуляции теплоносителя в АкЗ или в одной ТВС, скорость испарения натрия превышает скорость конденсации паров, благодаря чему вторичного поступления жидкости в канал не происходит. Однако если кипение натрия имеет место в одном из каналов внутри ТВС (вследствие частичного перекрытия сечения), конденсация может преобладать над испарением, что позволит предотвратить разрушение оболочек ТВЭЛ за счет отвода тепла жидкостью.

Поступление жидкости в канал может происходить без смачивания стенок, если температура ТВЭЛ достаточно высока. Пленочный режим может стать доминирующим в процессе кипения только при температурах оболочек ТВЭЛ, близких к точке плавления. Наличие паровой пленки уменьшает вероятность тепловых ударов при поступлении массы «холодного» теплоносителя в разогретый сухой канал.

5.1.8. Неконтролируемый аварийный режим, связанный с прекращением циркуляции теплоносителя

Остановка циркуляции теплоносителя через ЯР может быть вызвана аварийным отключением ГЦН первого контура вследствие прекращения электропитания обмоток двигателей. При этом расход натрия в контуре снижается пропорционально уменьшению скорости вращения насоса вместе с двигателем (в расчете учитывают также инерцию массы натрия в контуре). Если ЯР не будет остановлен, т. е. аварийная защита по какой-либо причине не сработает, кипение натрия в АкЗ начнется через несколько секунд, вслед за чем произойдет расплавление оболочек ТВЭЛ и топлива.

Расчетные методики. Как и при анализе аварии с повышением мощности ЯР, в данном случае также необходимо применение программ расчета нейтронных потоков и теплогидравлических параметров на основе многоканальной схемы АкЗ. Наиболее эффективным и удобным инструментам для расчета аварийного процесса с остановкой циркуляции натрия является серия программ SAS. Эти программы включают в себя блок расчета процесса кипения натрия (с учетом выпаривания пленки и вторичной подачи теплоносителя), а также блоки расчета перемещения расплавленных масс стальной оболочки и топлива. Результаты расчета процесса кипения натрия, выполненного по этим программам, удовлетворительно совпадают с экспериментальными данными. Расчеты последующих этапов аварийного процесса дают менее надежные результаты, поскольку соответствующих экспериментов не проводилось, а математическое моделирование изменяющейся конфигурации АкЗ связано с большими трудностями.

Вариант расчета аварийного процесса. На рис. 5.17 представлены расчетные кривые, характеризующие аварийный процесс, вызванный остановкой циркуляции теплоносителя в ЯР CRBRP с гомогенной АкЗ в конце равнове-

ного цикла. В расчетах принималось, что канал с максимальной температурой содержит 12 ТВС.

По мере повышения температуры теплоносителя из-за постепенного разогрева топлива возникает небольшая отрицательная реактивность, вызванная температурным расширением ТВЭЛ, доплеровским эффектом и изменением плотности теплоносителя.

Это приводит к очень медленному падению мощности. Однако приблизительно через 12 с начинается кипение натрия в наиболее разогретых ТВС. Позднее, когда кипение происходит уже во многих сборках, возникает положительный пустотный эффект реактивности и мощность АкЗ начинает расти. Плавление оболочек отдельных ТВЭЛ и изменение их конфигурации приводят к дополнительному увеличению реактивности. Приблизительно через 14,4 с после начала процесса происходит разрушение ТВЭЛ в сборках, натрия в которых полностью испарился. Частицы топлива под действием давления паров натрия и газообразных продуктов деления отбрасываются к периферии АкЗ. Продолжающийся рост объема пустот в натрии за счет его испарения, а также постепенное уплотнение размельченной массы топлива вызывают вторичный подъем мощности, в результате которого происходит рас-

плавление всего топлива в АкЗ. Этот вторичный подъем мощности прекращается благодаря интенсивному рассеянию топлива.



Рис. 5.17. Изменение мощности ЯР и реактивности в неконтролируемом аварийном режиме, связанном с остановкой циркуляции теплоносителя.

На рис. 5.18 показан ход развития ТГП в наиболее теплонапряженной ТВС, построенный на основе расчета [159]. Примерно через 0,5 с после начала кипения происходит «опрокидывание» потока теплоносителя в канале. Вслед за этим происходит повторное поступление натрия в канал, сопровождающееся интенсивным парообразованием. Этот процесс многократно повторяется. В верхней части АкЗ выпаривание жидкой пленки происходит примерно через 1 с после начала кипения натрия, и вскоре начинается плавление оболочек ТВЭЛ. В центре зоны выпаривание пленки в каналах иногда происходит приблизительно в течение 0,1 с после начала кипения, что согласуется с данными, приведенными выше.

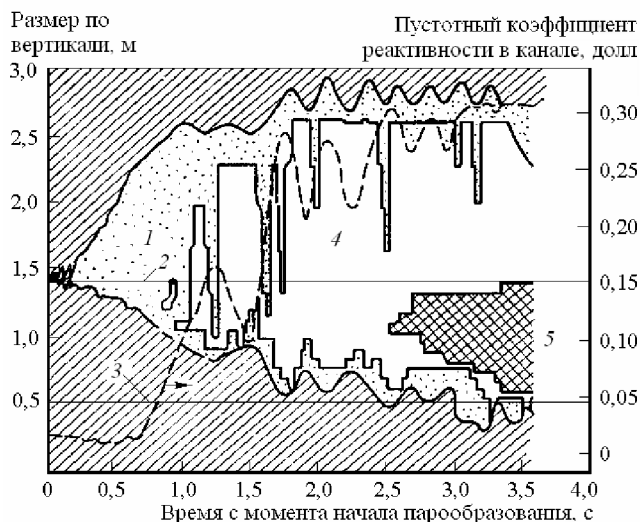


Рис. 5.18. Процессы, происходящие в наиболее теплонапряженном канале в аварийном режиме (см. рис. 5.17). Штриховой линией показано изменение реактивности за счет натриевого пустотного коэффициента для данного канала: 1 - кипящий натрий; 2 - верхняя граница АкЗ; 3 - нижняя граница АкЗ; 4 - выпаривание жидкой пленки; 5 - плавление оболочек ТВЭЛ.



Рис. 5.19. Вероятные пути развития неконтролируемого аварийного процесса, связанного с ухудшением теплоотвода в ЯР.

Результаты расчета показывают, что возможность длительного отвода тепла в АкЗ вызывает сомнение. Хотя разрушение АкЗ за счет гидродинамических усилий на данном этапе не происходит, нельзя исключить вероятность перекрытия сечения каналов теплоносителя затвердевающими осколками топлива и металла оболочки ТВЭЛ. Таким образом, условия аварийного процесса соответствуют началу переходной стадии.

Последовательность событий аварийного процесса. Из приведенного примера видно, что исследование неконтролируемой аварии, вызванной остановкой циркуляции теплоносителя, связано с большими трудностями, тем более что развитие процесса на отдельных этапах нельзя определить однозначно. На рис. 5.19 показаны возможные пути развития этого аварийного процесса, причем двойными стрелками обозначена наиболее вероятная последовательность событий. Если в случае аварийного повышения мощности ЯР вполне возможным является быстрое прекращение цепной реакции в АкЗ при сохранении циркуляции теплоносителя, то при отказе системы теплоотвода вероятность такого исхода чрезвычайно мала. Когда начинается интенсивное кипение натрия, практически невозможно предотвратить распространение аварии на весь объем АкЗ и плавление значительной доли топлива. С этой точки зрения представляет интерес конструкция АкЗ ЯР «Суперфеникс». Согласно расчетам повышение температуры в АкЗ из-за ухудшения теплоотвода приводит (за счет отрицательной обратной связи) к уменьшению мощности, что предотвращает кипение натрия.

Плавление оболочек ТВЭЛ. Помимо пустотного коэффициента реактивности, на развитие аварии, вызванной остановкой циркуляции теплоносителя, влияет перемещение расплавленного топлива и материала оболочек ТВЭЛ.

Ход аварийного процесса зависит от поведения материала оболочки ТВЭЛ и максимального перемещения оболочек. Если металл оболочек удаляется из АкЗ, реактивность увеличивается. Кроме того, при своем перемещении расплавленный металл может попасть на менее разогретые участки, что приведет к его затвердеванию и образованию пробок в каналах теплоносителя.

На рис. 5.20 показано возможное перемещение плавящегося металла оболочки. После того как плавление началось (А), благодаря высокой скорости паров натрия происходит образование волн на расплавленной поверхности оболочки и захват капель жидкого металла потоком пара (Б). Однако благодаря волнам на поверхности металла значительно увеличивается местное гидравлическое сопротивление и поток натриевых паров направляется в смежные каналы, тем самым давая возможность металлу стекать вниз (В). Затем нормальное движение потока восстанавливается (Г) и весь цикл повторяется (Д). (Данная модель основана на предположении о том, что аналогичные процессы происходят на нескольких соседних ТВЭЛ.)

Отсюда можно сделать вывод, что, несмотря на значительное расплавление оболочки на отдельных участках, процесс переноса металла может не

распространиться на всю АкЗ. Поскольку перенос расплавленного металла в верхнюю часть АкЗ, где температура значительно ниже, приводит к его застыванию и закупориванию проходного сечения каналов, интенсивность переноса во многом определяет развитие процесса. Эксперименты, проведенные на ЯР, показывают, что действие описанного механизма процесса сдерживает вертикальное перемещение металла оболочки, хотя закупоривание отдельным каналом в верхней части АкЗ все же происходит.

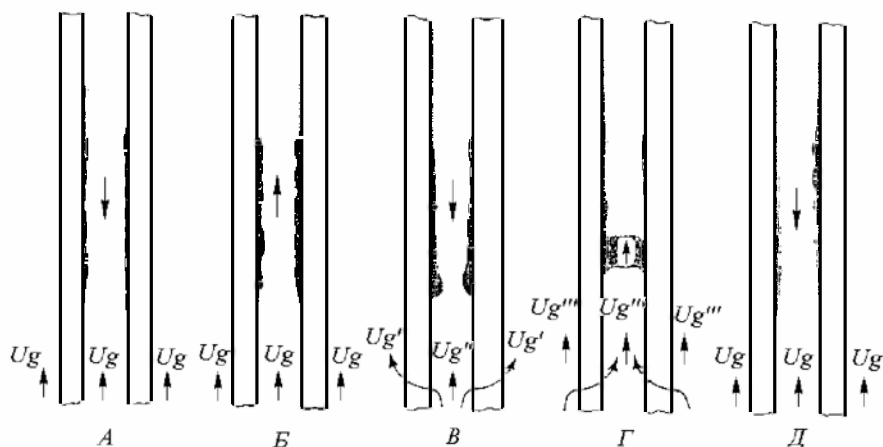


Рис. 5.20. Процесс перемещения расплавленного металла оболочек ТВЭЛ в аварийном режиме с ухудшением теплоотвода в АкЗ: U_g - скорость потока газа; А - начало плавления оболочек; Б - образование волн на поверхности расплавленного металла оболочек и увлечение металла движущимся вверх потоком паров; В - перераспределение потока паров между соседними каналами и стекание расплавленного металла; Г - пробковый режим потока и восстановление первоначального расхода паров в канале; Д - стекание расплавленного металла (аналогично стадии А); далее процесс повторяется.

Перемещение топлива. Другим важным фактором, влияющим на ход аварийного процесса, является перемещение топлива. Первоначальные исследования по этому вопросу были посвящены возможному оседанию расплавленного топлива под действием сил тяжести. Позднее исследовалось разрушение топливных брикетов в результате внутреннего давления газообразных продуктов деления [160].

Экспериментальные и расчетные исследования [161] продемонстрировали, что разрушенное топливо представляет собой смесь жидкости и твердых осколков, поскольку процессы плавления и механического разрушения топлива проходят одновременно.

Авария, вызванная ухудшением условий теплоотвода при одновременном повышении мощности ЯРБН. Для ЯР сравнительно малой мощности (как FFTF) натриевый пустотный эффект реактивности незначителен, поэто-

му при ухудшении условий теплоотвода баланс реактивности в АкЗ практически не нарушается. В рассмотренном аварийном процессе ЯР CRBRP происходит быстрое расплавление оболочек и топлива ТВЭЛ, однако рассеяние топлива в наиболее горячих ТВС приводит к снижению реактивности.

В более мощных ЯРБН, в которых относительная утечка нейтронов мала, что определяет большое значение натриевого пустотного коэффициента, испарение натрия может привести к интенсивному росту реактивности, характерному для аварийного режима с повышением мощности ЯР. Если бы в рассмотренном примере не учитывалось рассеяние топлива ТВС с наиболее высокой температурой, не произошло бы снижения мощности ЯР. Таким образом, в одной аварии реализуются два условия: ухудшение теплоотвода и недопустимое повышение мощности ЯР. Большое значение в этом режиме имеет характер разрушения ТВЭЛ, особенно на участках АкЗ, где натрий еще не испарился. Поскольку расход теплоносителя через АкЗ значительно меньше номинального, максимальная температура оболочки ТВЭЛ будет на участке, близком к средней плоскости АкЗ (на участке максимального теплового потока), следовательно, можно предположить, что разгерметизация оболочек ТВЭЛ будет происходить в центре АкЗ. Кроме того, в зависимости от значения натриевого пустотного коэффициента скорость ввода реактивности в этом случае может быть больше, чем в аварии с повышением мощности ЯР.

Нарушение герметичности трубопроводов. В качестве МПА для ЯР типа ВВЭР рассматривается разрыв полным сечением трубопровода первого контура. В ЯРБН такая авария менее вероятна, поскольку давление натриевых контуров значительно меньше по сравнению с водяными. Кроме того, нержавеющая сталь натриевых трубопроводов обладает высокой пластичностью, поэтому появление малой трещины в стенке не приведет к полному разрыву трубопровода (для обнаружения течей натрия существуют достаточно надежные системы). Тем не менее вероятность разрыва трубопровода первого контура рассматривается с целью оценки возможного поведения ЯРБН в экстремальных условиях. Очевидно, в случае такой предполагаемой аварии практически мгновенное прекращение циркуляции теплоносителя приведет к закипанию натрия в АкЗ, несмотря на срабатывание АЗ.

Исходное событие. Если рассматривать предполагаемую аварию применительно к ЯРБН петлевого типа, наиболее опасным будет разрыв трубопровода в области входного патрубка нижнего напорного коллектора, т. е. в самой низкой точке первого контура. В этом случае масса натрия на участке между АкЗ и точкой разрыва трубопровода имеет минимальное значение; гидравлическое сопротивление участка также мало. В целях предотвращения утечки натрия из ЯР напорные трубопроводы окружены защитными кожухами. Большая течь теплоносителя в первом контуре может быть обнаружена измерительной системой, одновременно контролирующей два параметра: давление натрия и нейтронный поток в ЯР. Сигнал, пропорциональный зна-

чению квадратного корня отношения этих параметров, подается в систему автоматики (это приблизительно соответствует контролю отношения расхода теплоносителя и мощности АкЗ). Отклонение сигнала от номинального значения приводит к срабатыванию аварийной защиты, останавливающей ЯР приблизительно через 0,5 с после разрыва трубопровода.

Характерные параметры аварийного процесса. После остановки ЯР происходит рост температуры теплоносителя вследствие большого остаточного тепловыделения ТВЭЛ. При этом может начаться кипение натрия (если количество параллельных петель первого контура равно, по крайней мере, четырем, вероятность кипения натрия незначительна). В соответствии с распределением температуры по сечению ТВС кипение начнется прежде всего в центральных ячейках, одновременно с этим будет происходить конденсация паров натрия в верхней части АкЗ. Главной задачей на данном этапе аварии является предотвращение распространения кипения натрия на другие ТВЭЛ и обеспечение интенсивного отвода тепла.

Прекращение теплоотвода во внешнем контуре. Отвод остаточного тепловыделения АкЗ после нормального останова ЯРБН осуществляется прокачиванием теплоносителя в контурах с помощью основных насосов. В случае потери электроснабжения и одновременного отказа резервного источника питания (дизель-генераторов) невозможно обеспечить принудительную циркуляцию теплоносителя через ЯР. Поэтому оборудование основных контуров ЯРБН располагается таким образом, чтобы создать благоприятные условия для естественной циркуляции натрия, обеспечивающей надежное расхолаживание АкЗ. Эксперименты, проведенные на полномасштабных моделях АкЗ, подтверждают возможность эффективного теплоотвода за счет естественной циркуляции теплоносителя.

Однако если становится невозможной передача тепла к внешнему охладителю (нарушается связь между первым и вторым или между вторыми третьим контурами с одновременным отказом резервных систем аварийного расхолаживания), естественная циркуляция теплоносителя не может возникнуть, что чрезвычайно осложняет задачу отвода тепла в АкЗ.

Режим естественной циркуляции кипящего теплоносителя, условия теплоотвода. Хотя обычно режим естественной циркуляции осуществляется однофазным потоком теплоносителя, в некоторых случаях достаточно эффективный теплосъем в АкЗ может обеспечиваться в условиях кипения натрия. Как показывают результаты расчетов [162] и экспериментов [163], при мощности ЯР, соответствующей остаточному тепловыделению, режим кипения натрия может быть достаточно устойчивым. Поток кипящего натрия обеспечивает надежное охлаждение ТВС, остаточная мощность которой составляет до 5 % номинального значения.

В верхней, более холодной, части ТВС пары натрия конденсируются, причем вначале скорость конденсации значительно превышает интенсив-

ность парообразования. Однако за счет тепла конденсации и поступления горячего натрия температура верхних участков ТВС повышается, что способствует увеличению средней температуры натрия в ТВС и интенсифицирует естественную циркуляцию теплоносителя. При увеличении расхода теплоносителя возможно временное прекращение кипения или чередования однофазного и двухфазного режимов течения.

Если отвод тепла к внешнему охладителю не будет восстановлен достаточно быстро, чтобы предотвратить интенсивное кипение натрия в АкЗ, в этом случае трудно предсказать дальнейшее поведение системы. В ТВС с большей глубиной выгорания топлива разрушение ТВЭЛ может произойти при температуре натрия ниже точки кипения. Определенное влияние на развитие аварии оказывает выход из ТВЭЛ газообразных продуктов деления, однако лишь на ранней стадии аварии. Поскольку ЯР находится в глубоко подкритическом состоянии, образование вторичной критической массы в АкЗ при плавлении топлива маловероятно. Но такую возможность нельзя не учитывать - критическая конфигурация может рассматриваться в качестве исходной при анализе переходной стадии процесса.

Переходная стадия предполагаемого неконтролируемого аварийного процесса характеризуется значительной деформацией АкЗ в результате плавления ее элементов, при этом реактивность системы мала [164]. Скорость плавления АкЗ по сравнению с разрушением АкЗ под действием внутреннего давления относительно невелика. Для анализа процессов, происходящих на данном этапе аварии, нельзя использовать расчетные методики, разработанные применительно к исходной конфигурации АкЗ или для полностью расплавленной АкЗ. На переходной стадии расплавленная масса АкЗ может достичь температуры кипения благодаря остаточному тепловыделению, если учесть реальную вероятность перекрытия входного сечения АкЗ затвердевшим металлом оболочек ТВЭЛ, стекающим в нижнюю часть ТВС в результате плавления. Задача анализа состоит в изучении условий и скорости образования вторичной критической массы. Если доля пустот в кипящем объеме АкЗ относительно велика (за счет испарения), то вероятность возникновения критического состояния незначительна. В противном случае могут возникнуть условия для образования вторичной критической массы.

Парообразование в АкЗ определяется наличием прямой связи между АкЗ и массой натрия в верхней части ЯР. Если эти объемы сообщаются, система называется открытой, если же они разделены барьером (образованным затвердевшим топливом и металлом оболочек), АкЗ становится закупоренной. Ниже обсуждается возможность образования разделительного барьера. Важным вопросом является анализ режима течения в кипящем объеме, поскольку он определяет механизм переноса вещества внутри АкЗ (от которого зависит вероятность образования критической массы). В процессе анализа должны учитываться тепловые потери, влияющие на интенсивность парообразования.

Вероятность «закупоривания» АкЗ. Если материал оболочки ТВЭЛ разогрет до температуры плавления, существует возможность перемещения его по вертикальной оси от центра АкЗ под действием потока натриевых паров и сил тяжести. Попад в зону с меньшей температурой, сталь вновь затвердевает. Как показывают эксперименты и расчетные исследования, значительные количества жидкого металла оболочек (и, возможно, расплавленного топлива) оседают в нижней части АкЗ и затвердевают, блокируя входное сечение для прохода теплоносителя. Вероятность закупоривания верхнего выходного сечения АкЗ является менее определенной. Результаты реакторных исследований по этому вопросу приведены в обзоре [149]. Хотя в ходе экспериментов были обнаружены пробки из затвердевшего металла в верхней части ТВС, полученные результаты не являются представительными из-за ограниченного числа ТВЭЛ (от одного до семи), которое не позволяет промоделировать отдельные явления, характеризующие процесс, например стекания вниз расплавленного металла оболочки при остановке потока паров. Лабораторные исследования [165] модели ТВС, состоящей из 28 ТВЭЛ, подтвердили выводы, сделанные в работе [159], о том, что в масштабе всей АкЗ вероятность вертикального переноса расплавленной оболочки мала. Тем не менее, по крайней мере на двух этапах неконтролируемого аварийного процесса, существует вероятность отложений затвердевшего металла или топлива в верхней части АкЗ. Во-первых, перенос материала оболочки возможен в начале процесса плавления, о чем говорилось выше. Во-вторых, отложение происходит вследствие выброса из АкЗ расплавленной смеси топлива и металла под действием сил внутри кипящего объема. Для расчетного анализа процесса отложения затвердевших материалов на верхнем участке АкЗ (в районе зоны воспроизводства и газовой полости ТВЭЛ) разработаны три различные модели.

Первая расчетная модель (рис. 5.21) основана на предположении, что затвердевание расплавленной массы происходит в результате охлаждения за счет теплопроводности. При этом скорость процесса определяется изменением теплового потока через слой затвердевшего топлива на стенке канала. (Для простоты на рис. 5.21 и 5.22 расплавленная масса обозначена как топливо, хотя в действительности это может быть смесь топлива с металлом оболочек ТВЭЛ. Изображенные участки ТВЭЛ условно повернуты на 90°.)

По мере увеличения толщины слоя проходное сечение канала уменьшается, а затем полностью перекрывается, и поток теплоносителя останавливается. Зафиксированные при модельных исследованиях процесса замораживания жидкости в охлаждаемых трубках [166] значения глубины проникновения жидкости в холодную зону хорошо совпали с результатами расчетов по методике, учитывающей охлаждение жидкости за счет теплопроводности.

По данным [167], стенка канала при соприкосновении с расплавленным топливом будет плавиться и не сможет удерживать затвердевающий слой топ-

лива. Они предложили другую модель процесса, в соответствии с которой теплота передается стенке канала турбулентным потоком топлива, и на участке, где температура массы топлива становится достаточно низкой, происходит объемное затвердевание топлива, и сечение канала перекрывается образовавшейся пробкой. Проведенные ранее эксперименты [168] подтвердили точность методики, основанной на модели объемного затвердевания (см. рис. 5.22).

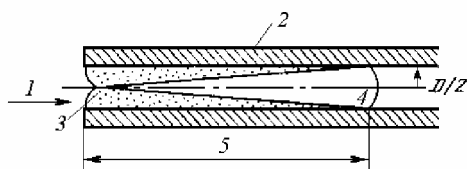


Рис. 5.21. Затвердевание жидкого топлива на стенках канала (охлаждение топлива за счет теплопроводности затвердевшего слоя): 1 - поступление расплавленного топлива из АкЗ; 2 - верхние элементы стальных конструкций АкЗ; 3 - затвердевшее топливо; 4 - жидкое топливо; 5 - глубина проникновения топлива.

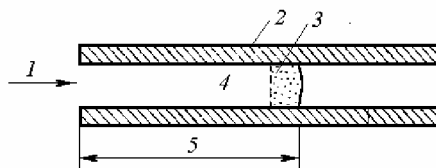


Рис. 5.22. Образование пробки в канале при затвердевании расплавленного топлива: 1 - поступление расплавленного топлива из АкЗ; 2 - верхние элементы стальных конструкций АкЗ; 3 - затвердевшее топливо; 4 - жидкое топливо; 5 - глубина проникновения топлива.

Лабораторные исследования проникновения расплавленной двуокиси урана в верхний коллектор ЯР [169] проводились на модели без натрия. Для разогрева UO_2 до температуры плавления использовалась термитная реакция (химическое взаимодействие порошка урана с Mg_2O_3). Результаты этих исследований в основном подтвердили концепцию объемного затвердевания, однако данные, полученные в работе [170], показали необходимость учета возможного плавления оболочки канала и смешивания расплавленного металла с жидким топливом.

На основе результатов экспериментов и расчетных исследований в работе [171] сделан вывод о том, что вероятность свободного сообщения между кипящим объемом АкЗ и верхним коллектором ЯР, заполненным натрием, очень высока. Однако данные более поздних исследований не подтвердили этот вывод.

5.1.9. Режимы течения расплавленного топлива

Возможные режимы двухфазного потока кипящего натрия рассматривались выше (см. рис. 5.16). Как указывалось, появление эмульсионного режима течения исключается благодаря низкому давлению натрия. Характерным для потока натрия, кипящего в пространстве между ТВЭЛ, является образование больших паровых пузырей, почти полностью перекрывающих сечение канала.

Однако совершенно иначе развивается процесс кипения движущегося в объеме ТВС или всей АкЗ расплавленного топлива, которое в отличие от натрия является тепловыделяющей жидкостью. Если тепловыделение невелико, поток топлива имеет преимущественно эмульсионный характер. С ростом мощности режим течения переходит в турбулентно-эмульсионный, а затем - в пенистый. Процесс возникновения дисперсного режима течения, когда в потоке пара движутся отдельные капли жидкости, еще недостаточно изучен. По мнению исследователей, образование крупных паровых пузырей, перекрывающих значительную часть проходного сечения, невозможно в условиях кипения топлива в АкЗ благодаря относительно большому объему, в котором происходит кипение. При движении кипящего натрия в узких каналах межтвэльных ячеек паровые пузыри стабилизируются за счет вязкости жидкости и сил поверхностного натяжения, однако кипение топлива в АкЗ, структура которой полностью нарушена, происходит в совершенно иных условиях.

Если рассматривать режимы течения в последовательности, представленной на рис. 5.16, то турбулентно-эмульсионный и пенистый режимы должны быть между эмульсионным и дисперсным. По данным экспериментальных исследований высокочастотного нагрева жидкостей [172] турбулентно-эмульсионный поток характеризуется бурным перемешиванием, а доля пустот в нем превышает 50 %. В пенистом потоке (его можно сравнить со струей крема для бритья, выходящей из баллона под давлением) содержание пустот значительно больше. Оба эти режима наблюдались при одинаковых значениях выделяемой тепловой мощности. Вероятность возникновения того или иного режима течения практически одинакова; развитие процесса может зависеть, например, от наличия примесей стали в потоке топлива.

Согласно идее, выдвинутой в работе [173], для расчета режимов потока кипящей жидкости можно приближенно определить границы между зонами различных режимов в АкЗ данной конфигурации и состава, если не учитывать вязкостные свойства жидкости. Взяв за основу критерий устойчивости Кутателадзе [174], равный отношению скоростного напора к архимедовой силе, получим выражение для параметра устойчивости

$$k = \frac{u^* \sqrt{\rho_c}}{[g\sigma(\rho_H - \rho_L)]^{1/4}}, \quad (5.8)$$

где u^* - критическая поверхностная скорость легкой фазы; ρ_c - плотность одной фазы; σ - поверхностное натяжение тяжелой жидкости; ρ_H - плотность тяжелой жидкости; ρ_L - плотность легкой жидкости; g - ускорение свободного падения. Для жидкости с внутренними источниками тепла, кипящей в открытом объеме, скорость u^* можно определить выражением

$$u^* = \frac{Q(1 - \bar{\alpha})H}{\rho_L h_{fg}}, \quad (5.9)$$

где Q - объемное тепловыделение; $\bar{\alpha}$ - средняя доля пустот в объеме ниже точки с координатой H ; H - аксиальная координата внутри объема; h_{fg} - скрытая теплота парообразования.

В результате подстановки найденного значения u^* в уравнение (5.8) и использования параметров устойчивости, соответствующих различным режимам течения, в работе [173] получена

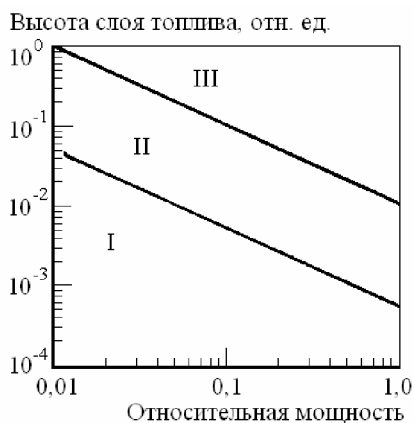


диаграмма режимов течения для кипящего объема, приведенная на рис. 5.23. В качестве переменных параметров приняты относительная мощность и аксиальная координата.

Рис. 5.23. Диаграмма режимов течения кипящего топлива [53]: I - зона эмульсионного режима течения; II - зона турбулентно-эмульсионного режима течения; III - зона дисперсного режима течения кипящего топлива.

Основной вывод, который можно сделать из результатов исследований, состоит в том, что при кипении топлива в ЯРБН значительную долю объема АкЗ может занимать дисперсный поток даже при малой мощности (на уровне остаточного тепловыделения). Следует заметить, что исследования проводились применительно к открытому объему АкЗ (свободно сообщаемому с верхним коллектором ЯР), и их результаты нельзя использовать для анализа варианта закрытой АкЗ. Кроме того, границы зоны дисперсного потока (см. рис. 5.23) требуют экспериментального обоснования.

Открытая система. Режим кипения в открытом объеме АкЗ представляет большой интерес по двум причинам. Во-первых, если контролируемый аварийный процесс достигнет переходной стадии, вполне вероятно сообщение кипящего объема АкЗ с верхним коллектором ЯР [171]. Во-вторых, согласно результатам исследований [173] в этих условиях парообразование в объеме АкЗ может происходить при малых значениях мощности (до 1 % номинальной).

Поскольку благодаря большому содержанию паров в кипящем топливе ЯР может удерживаться в подкритическом состоянии, существует вероятность того, что аварийный режим ЯРБН с полным расплавлением АкЗ (при отказе системы АЗ) не приведет к образованию критической массы. Этот важный вывод иллюстрируется рис. 5.24, где показаны области возможной критичности. Из рисунка можно определить толщину некипящего слоя жидкости, охлаждаемого за счет тепловых потерь через нижнюю поверхность.

По оси абсцисс отложены значения мощности (в процентах номинальной) и время, в течение которого мощность падает до указанных значений.

По вертикальной оси отсчитывается толщина слоя топлива, соответствующая устойчивому состоянию. Например, максимальная толщина слоя плотной (некипящей) массы расплавленного топлива при мощности, равной 3 % номинального значения (что соответствует уровню остаточного тепловыделения приблизительно через 1 мин после срабатывания АЗ), составляет около 1 см. Выше этого уровня происходит кипение с интенсивным парообразованием. На высоте примерно 20 см начинается дисперсный режим течения (на рисунке - зона над линией жидкостного насыщения). В таких условиях состояние ЯР будет глубоко подкритическим. Как видно из рисунка, только при очень малой мощности (менее 1 % номинальной) толщина слоя некипящего топлива может стать достаточно большой для образования вторичной критической массы.

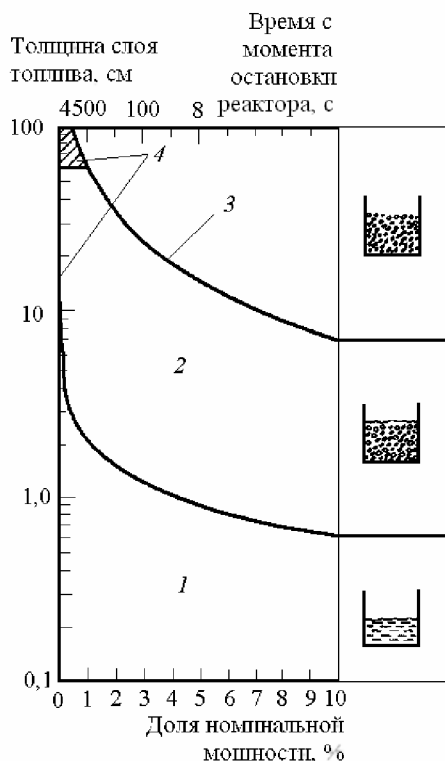


Рис. 5.24. Диаграмма режимов течения расплавленного топлива [171]: 1 - максимальная толщина некипящего слоя топлива; 2 - кипение (доля пустот в натрии составляет 50 %); 3 - линия жидкостного насыщения; 4 - участки возможного возникновения критичности.

Необходимо заметить, что зависимости, приведенные на рис. 5.24, получены при условии минимальных тепловых потерь от кипящей массы наружу, и предположение о возникновении дисперсного режима является условным. Однако существуют данные, подтверждающие реальную возможность этого режима.

Если за счет теплообмена между кипящим объемом АкЗ и прилегающими к ней элементами конструкции произойдет снижение температуры расплавленного топлива и прекратится парообразование, увеличение плотности топливной массы может привести к образованию критической массы. Проводились исследования отвода тепла от открытой АкЗ в нижнем и радиальном направлениях. В нижней части АкЗ топливо может образовать затвердевший слой, препятствующий теплоотдаче. Однако согласно предположению, сделанному в работе [175], стальные элементы конструкций, соприкасающиеся с массой жидкого топлива, начнут оплавляться, и большие капли стали будут периодически подниматься сквозь слой жидкого топлива (неустойчивость по

Тейлору). Перемешивание топлива за счет движения стальных капель помещает его затвердеванию. В целях подтверждения этой гипотезы проводился эксперимент, в котором на слой сухого льда наливалась вода, при этом замерзание воды на поверхности соприкосновения двух сред не наблюдалось. По данным [176], причиной, препятствующей замерзанию воды, в данном случае была летучесть сухого льда. Автор считает, что в условиях ЯРБН должно происходить затвердевание топлива, соприкасающегося со стальными конструкциями в нижней части АкЗ, так как температура в этой области значительно ниже точки плавления топлива. Эксперименты, проводимые автором, подтверждают это предположение.

Исследования отвода тепла от АкЗ в радиальном направлении проводились с использованием электролитов, моделирующих расплавленное топливо [177, 178]. Результаты экспериментов в основном доказывают возможность использования для расчетов стандартных уравнений пограничного слоя. Бэйкер предложил заменить в критерии Нуссельта высоту жидкого слоя в АкЗ отношением радиального теплового потока к удельному объемному тепловыделению [179]. Благодаря этой замене было показано, что теплоотдача от АкЗ в радиальном направлении не зависит от высоты жидкого слоя. Как показали эксперименты, проводимые другими исследователями [180, 181], значение критерия Нуссельта в основном определяется естественной конвекцией жидкости вблизи вертикальной стенки.

Образование затвердевшего слоя топлива на вертикальной стенке гораздо менее вероятно, чем в нижней части АкЗ. Температурный градиент между АкЗ и боковой стенкой должен приниматься равным разности температур плавления топлива и стали.

Закрытая АкЗ. Результаты расчетных и экспериментальных исследований показывают, что вероятность образования плотной пробки в верхней части АкЗ невелика. Тем не менее вопросы гидродинамики жидкости, кипящей в замкнутом объеме, требуют рассмотрения. Большое значение имеет конденсация паров в верхней части АкЗ, благодаря чему поддерживается режим парообразования и, кроме того, уменьшается давление внутри замкнутого объема [182]. Если конденсация происходит недостаточно интенсивно, жидкое топливо оседает, что может привести к образованию вторичной критической массы. Кроме того, при плохом теплоотводе возможно разрушение АкЗ вследствие роста внутреннего давления. В связи с этим для случая замкнутой АкЗ вопросы теплопереноса имеют особое значение. Исследуется возможность поддержания режима кипения в объеме АкЗ вплоть до момента расплавления пробки, когда давление в АкЗ снизится. В противном случае необходимо оценивать вероятность образования вторичной критической массы и время ее появления. Согласно другой теории, выдвинутой в работе [182], в замкнутом кипящем объеме АкЗ теплоотдача происходит в основном между паром и каплями жидкости, благодаря чему предотвращается уплотнение жидкости и чрезмерный рост давления. Расчеты турбулентно-эмульсионного

режима течения в объеме «закупоренной» АкЗ, проведенные в работе [183], показали, что вероятность поддержания режима кипения вплоть до момента «раскрытия» АкЗ довольно велика. Кроме того, исследовался начальный этап аварийного процесса, когда закупоривание происходит только в отдельных ТВС [184]. Было показано, что уплотнение расплавленного топлива в пределах ТВС также не должно приводить к неблагоприятным последствиям. Однако исследователи подчеркивают необходимость тщательного анализа нейтронно-физических характеристик сильно деформированной АкЗ.

В качестве возможных вариантов рассматриваются две модели гидродинамических процессов, происходящих в закрытой АкЗ. На рис. 5.25 изображена модель, предложенная в работе [185], согласно которой поток, состоящий из взвешенных капель жидкого топлива и стали, движется вверх, где эти капли группируются и образуют большие капли, которые падают вниз как дождь сквозь туман. Другая модель, предложенная в работах [181] и [186], основана на предположении о том, что смесь паров топлива и стали конденсируется и стекает вниз по боковым стенкам (рис. 5.26). При этом боковая стенка плавится, и жидкий металл вместе с конденсатом стекает в нижнюю часть кипящего объема.

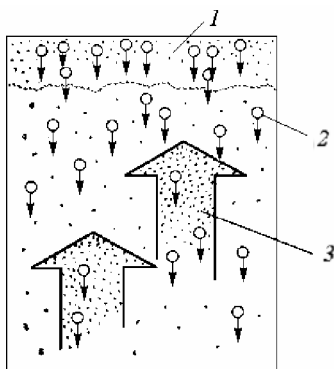


Рис. 5.25. Капельная модель процесса конденсации паров топлива в закрытой АкЗ: 1 - конденсация и рост капель жидкости; 2 - падающие капли; 3 - направленный вверх поток капель расплавленного топлива и стали.

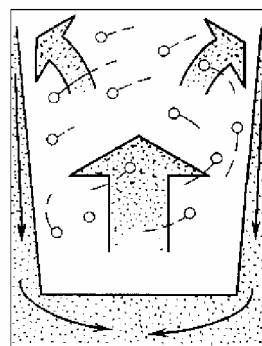


Рис. 5.26. Модель «обратного потока» кипящего топлива в закрытой АкЗ (эмульсионно-турбулентный режим течения). Стрелками показано движение смеси сконденсировавшегося топлива и стали.

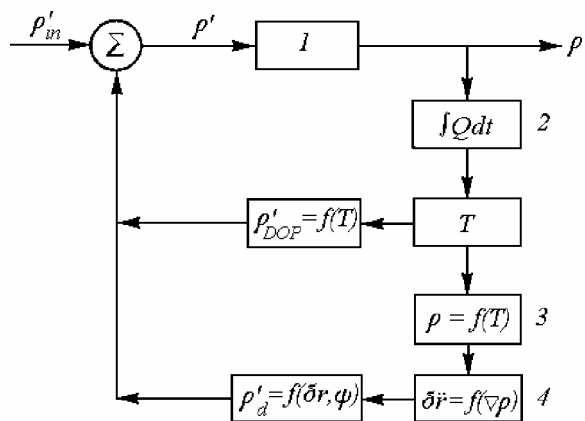
Как видно из описания второй модели, существует вероятность образования критической массы в нижней части АкЗ. В связи с этим вопросы гидродинамики в замкнутом объеме АкЗ требуют детального рассмотрения.

Что касается вероятного удаления топлива из АкЗ, то для этого существуют, по крайней мере, два пути, если не считать возможного выброса топлива в верхний коллектор ЯР после расплавления пробки, закрывающей АкЗ.

Во-первых, в начале переходной стадии расплав топлива может быть выброшен через зазоры между стенками ТВС [187], и, во-вторых, топливо может стекать через гильзы органов СУЗ [188]. Любой из этих вариантов в случае реализации уменьшает вероятность образования вторичной критической массы, даже если объем АкЗ полностью изолирован от верхнего коллектора ЯР.

Разрушение АкЗ. Расчетная оценка количества энергии, выделяющейся в ЯРБН при неконтролируемом аварийном росте реактивности, является составной частью анализа безопасности каждого ЯРБН. Впервые такая оценка была сделана в работе [143], где в приближенной форме рассчитано максимальное значение выделяемой энергии при условии, что прекращение цепной реакции в расплавленной АкЗ происходит за счет ее разрушения под действием сил внутреннего давления. Несмотря на множество упрощающих допущений, принятых в расчете, полученные результаты явились основой для детальных исследований аварийных процессов.

На рис. 5.27 показан алгоритм расчетной модели процесса разрушения АкЗ ЯРБН. Если происходит значительное увеличение реактивности ρ' в АкЗ, то под действием нарастающего тепловыделения температура топлива увеличивается. Рост температуры топлива приводит к отрицательному доплеровскому эффекту реактивности, вследствие чего темп нарастания мощности уменьшается. В какой-то момент i давление внутри АкЗ, увеличивающееся благодаря парообразованию при высокой температуре, станет настолько большим, что АкЗ начнет разрушаться. Поскольку при этом объем АкЗ увеличивается, плотность вещества уменьшается, что приведет к уменьшению реактивности; причем незначительное расширение АкЗ вызывает резкое уменьшение реактивности. ЯР становится глубоко подкритичным, так что



любая внешняя добавка реактивности не повлияет на дальнейшее развитие процесса. Таким образом, стадия разрушения завершается.

Рис. 5.27. Алгоритм расчетной модели процесса разрушения АкЗ: 1 - уравнения кинетики ЯР; 2 - уравнение энергии; 3 - уравнение состояния; 4 - уравнение движения составляющих АкЗ.

Результаты расчетов, проведенных на основе представленной модели, показали реальную возможность математического моделирования процесса разрушения АкЗ. Экспериментальные исследования на ЯР SEFOR подтвер-

дили правильность описания кинетики обратной связи за счет доплеровского эффекта для АкЗ с оксидным топливом. Исследования, посвященные экспериментам, в которых ЯР KIWI-TNT малой мощности с замедлителем из графита, расположенный в пустыне штата Невада, выводился в критическое состояние на мгновенных нейтронах, показали хорошее совпадение экспериментальных и расчетных данных.

Уравнения, описывающие процесс разрушения АкЗ. Ниже приводятся уравнения, соответствующие отдельным элементам блок-схемы, представленной на рис. 5.27. Уравнения гидродинамики составлены исходя из предположения, что АкЗ представляет собой однородную расплавленную массу, а параметры пара, присутствующего в виде пузырьков, рассчитываются из уравнения состояния газа. Считается, что решетчатая структура ТВС АкЗ, которая может частично сохраниться, не препятствует движению жидкости.

Уравнения записаны в цилиндрических координатах, как и во всех программах расчета процесса разрушения. Для уравнений гидродинамики принята система отсчета Лагранжа, как для большинства других ранее разработанных программ, хотя в некоторых, например в программе SIMMER, применяется система отсчета Эйлера. Эти уравнения, представленные в конечно-разностной форме для расчета на ЭВМ, интегрируются по времени и пространству, в результате чего определяется значение реактивности и количество выделяющейся тепловой энергии.

Реактивность. Параметр реактивности, закладываемый в уравнение кинетики ЯР, определяется четырьмя величинами: реактивностью АкЗ перед началом разрушения (ρ''_0), скоростью ввода реактивности α , реактивностью, обусловленной доплеровским эффектом и тепловым расширением АкЗ ($\rho'_{\text{доп}}$ и ρ'_p).

В качестве исходной точки в расчетах процесса разрушения принимают момент, когда ЯР достиг (или почти достиг) критичности на мгновенных нейтронах, т. е. $\rho'_0 \approx \bar{\beta}$. Добавка реактивности может быть вызвана выбросом натрия из АкЗ или перемещением топлива (и оболочек ТВЭЛ), которое происходит с меньшей скоростью, чем при разрушении АкЗ. Поскольку продолжительность переходной стадии составляет от 10 до 100 мс, можно считать, что за это время скорость ввода реактивности значительно не изменится. Поэтому скорость роста реактивности в течение переходной стадии обычно принимается постоянной.

Выражение для реактивности может быть записано в виде

$$\rho' = \rho'_v + \rho'_{\text{доп}} + \rho'_p = \rho'_0 + \alpha t + \rho'_{\text{доп}} + \rho'_p. \quad (5.10)$$

Уравнения кинетики ЯР. Использование методов точечной кинетики предполагает неизменность закона распределения тепловыделения в АкЗ в течение аварийного процесса. Уравнения кинетики выглядят следующим образом:

$$\frac{dQ}{dt} = \frac{\rho' - \bar{\beta}}{\Lambda} Q + \sum_{i=1}^6 \lambda_i y_i; \quad (5.11)$$

$$\frac{dy_i}{dt} = \frac{\bar{\beta}_i}{\Lambda} - \lambda_i y_i \quad (i = 1 \div 6), \quad (5.12)$$

где Q - средняя плотность тепловыделения АкЗ.

В уравнении энергии должно учитываться пространственное распределение плотности тепловыделения, которое получается путем умножения Q на относительное значение тепловой мощности в каждой точке АкЗ

$$\frac{1}{V} \int N(r, z) dV = 1,$$

где V - объем; $N(r, z)$ - относительное значение тепловыделения в точка с координатами r и z .

Уравнение энергии. Уравнение энергии представлено выражением (5.7). В нем не учитывается передача тепла за счет теплопроводности, так как скорость процесса разрушения велика, а изменение кинетической и потенциальной энергии чрезвычайно мало, что относится также ко всем составляющим X_3 . При этих условиях скорость изменения внутренней энергии u рассчитывается из следующего уравнения:

$$\frac{\partial u(r, z)}{\partial t} = -\frac{1}{\rho} \left[\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r p v_r) + \frac{\partial}{\partial z} (p v_z) \right] + \frac{QN(r, z)}{\rho}. \quad (5.13)$$

Температура топлива. Для получения зависимости температуры топлива от внутренней энергии используется уравнение состояния вещества. Если пренебречь незначительным испарением во время разрушения АкЗ, температуру топлива T_f можно рассчитать как

$$T_f = T_{f0} + \int \frac{du}{c_p}, \quad (5.14)$$

где T_{f0} - начальная температура топлива; c_p - удельная теплоемкость, Дж/(кг·К); интегрирование проводится по времени.

Доплеровский коэффициент реактивности. Обратная связь реактивности за счет доплеровского эффекта рассчитывается на основании выражения:

$$\rho'_{don} = \sum_i \frac{K_{Di}}{V_i} \int_{V_i} W(r, z) \ln \frac{T_f(r, z)}{T_{f0}(r, z)} dV. \quad (5.15)$$

Давление. Давление в АкЗ рассчитывается из уравнения состояния в предположении термодинамического равновесия

$$p = f(T_f) \text{ или } p = f(u), \quad (5.16)$$

где u - удельная внутренняя энергия топлива.

Количество движения. Скорость движения жидкости определяется из уравнения количества движения (5.6) при $X_1 = X_2 = 0$. Действием сил тяжести можно пренебречь. Уравнения для расчета составляющих скорости в координатах r и z можно представить в следующем виде:

$$\frac{\partial v_r}{\partial t} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial r}; \quad (5.17a)$$

$$\frac{\partial v_z}{\partial t} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial z}. \quad (5.17b)$$

Перемещение вещества. Перемещение в пространстве элементов АкЗ во время разрушения приводит к уменьшению реактивности. Радиальную и осевую составляющие перемещения можно получить путем интегрирования скорости по времени:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\delta r) = v_r; \quad (5.18a)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\delta z) = v_z. \quad (5.18b)$$

Уменьшение реактивности при разрушении АкЗ. Для расчета изменения реактивности, вызванного перемещением вещества в АкЗ, объемное распределение реактивности получают с помощью теории возмущений; $\psi(r, z)$ - реактивность 1 м³ вещества АкЗ в точке с координатами (r, z) .

В большинстве случаев предполагают, что функция $\psi(r, z)$ не меняется в ходе разрушения АкЗ, поскольку перемещение вещества при этом незначительно. Градиент $\nabla\psi(r, z)$ также может быть получен путем преобразования функции распределения реактивности. Наконец, дифференциальное уравнение изменения реактивности ρ_p при разрушении АкЗ выглядит как

$$\frac{d\rho_p}{dt} = \int \left(\frac{\partial \psi}{\partial r} \frac{\partial(\delta r)}{\partial t} + \frac{\partial \psi}{\partial z} \frac{\partial(\delta z)}{\partial t} \right) dV = \int \left(\frac{\partial \psi}{\partial r} v_r + \frac{\partial \psi}{\partial z} v_z \right) dV. \quad (5.19)$$

Из уравнений (5.17) - (5.19) можно получить выражение

$$\frac{d^2 \rho_p}{dt^2} = - \int \frac{1}{\rho} \nabla \psi \cdot \nabla p dV,$$

которое показывает, что вторая производная реактивности по времени прямо пропорциональна градиенту давления.

Математическая модель процесса разрушения включает шесть дифференциальных уравнений, соответствующих числу групп запаздывающих нейтронов, уравнение количества движения и перемещения, функции ввода реактивности, уравнение состояния, а также данные по доплеровскому коэффициенту и распределениям эффективностей материалов.

Уравнение состояния. В уравнение количества движения (5.17) входит давление паров веществ АкЗ, зависимость которого от температуры может быть аппроксимирована следующим выражением:

$$p = A \exp \left[-\frac{B}{T} + C \right]. \quad (5.20)$$

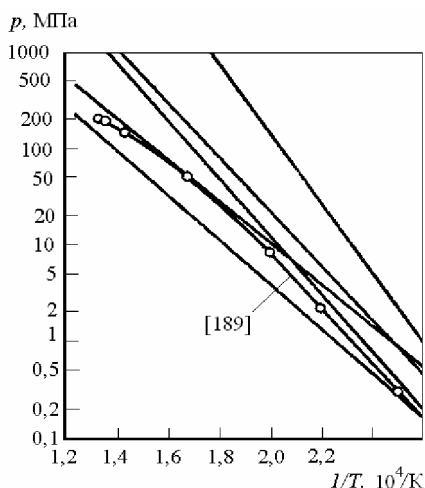
Это уравнение согласуется с уравнением Клапейрона - Клаузиуса, в котором насыщенный пар рассматривается как идеальный газ, а удельный объем жидкости на линии насыщения незначителен по отношению к удельному объему насыщенного пара:

$$\frac{dp}{p} = \frac{h_{fg} dT}{RT^2}, \quad (5.21)$$

где h_{fg} - молекулярная скрытая теплота испарения, Дж/кг; R - газовая постоянная вещества, Дж/(кг·К).

Если принять p_0 и T_0 в качестве исходных значений параметров p и T и положить $h_{fg} = \text{const}$, путем интегрирования получим выражение

$$p = p_0 \exp \left[\frac{h_{fg} / R}{T} + \frac{h_{fg} / R}{T_0} \right], \quad (5.22)$$



по форме аналогичное уравнению (5.20). На рис. 5.28 приведены зависимости величины $\ln p$ от $1/T$, полученные различными исследователями для паров UO_2 и обобщенные в работе [189]. Нелинейный характер зависимости определяется дополнительным членом, обычно используемым при расчете АкЗ с двуокисью урана.

Рис. 5.28. Графическая интерпретация уравнения состояния паров двуокиси урана по результатам исследований [189].

В расчетах аварийных процессов ЯР FFTF использовалось уравнение состояния паров окисного топлива

$$p = \exp\left(-\frac{78847}{T} + 53,152 - 4,208 \ln T\right), \quad (5.23)$$

где p - давление, МПа.

Испарение топлива продолжается до тех пор, пока есть свободное пространство, позволяющее существовать паровому объему. Однако с увеличением температуры расширяющаяся жидкость может заполнить весь свободный объем. Тогда вся масса топлива вновь переходит в жидкое (однофазное) состояние. Дальнейший разогрев топлива приведет к значительному росту давления, под действием которого АкЗ может разрушиться быстрее, чем в случае двухфазного состояния топлива. Двухфазную систему благодаря упругости газового объема называют мягкой, а полностью жидкую систему - жесткой. Если мягкая система может долго сохранить целостность в условиях растущего внутреннего давления, то переход к жесткой системе значительно ускоряет разрушение.

На рис. 5.29 показаны кривые роста давления в жесткой системе, рассчитанные из уравнения состояния. Значения P и T , отсчитываемые по осям координат, представляют собой отношение действительных значений давления и температуры к критическим. Нижняя кривая 2 - линия насыщения, а отходящие от нее прямые - линии постоянного удельного объема жидкости (также отнесенного к критическому значению).

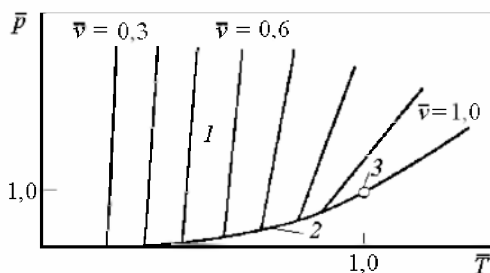


Рис. 5.29. Графическая интерпретация уравнения состояния для различных значений плотности: 1 - жидкость; 2 - кривая насыщения паров; 3 - точка критического состояния.

Вещества, участвующие в процессе разрушения АкЗ. При анализе аварийного процесса, кроме топлива, необходимо учитывать три других вещества, которые при увеличении температуры и давления способствуют разрушению АкЗ: натрий, газообразные продукты деления и сталь. Наличие натрия в АкЗ ограничивает возможности испарения топлива, следовательно, система сохраняет жесткость. В этом случае давление расплавленного топлива передается непосредственно жидкому натрию, что приводит к быстрому разрушению АкЗ.

По мнению некоторых специалистов, газообразные продукты деления, выделяемые расплавленным топливом, будут иметь более высокое давление по сравнению с топливом. Под действием этого давления АкЗ может быть разрушена раньше, чем начнется испарение топлива. Прекращение аварии на

более ранней стадии способствовало бы уменьшению опасных последствий, однако данный вопрос еще недостаточно изучен.

Температура плавления стальных конструкций меньше, чем топлива и оба компонента хорошо смешиваются. Если нагревание стали происходит достаточно интенсивно, ее пары могут разрушить АкЗ до того, как произойдет испарение топлива. Однако этот вопрос также требует исследования.

5.1.10. Модели и программы для расчета аварийных процессов

Первые программы, по которым рассчитывался процесс разрушения АкЗ, были одномерными (WEAK, MAX, PAD). Появление двухмерных программ, таких как MARS, VENUS, POOL, KADIS, открыло новые возможности в исследованиях аварийных процессов. Почти все программы составлены на основе уравнения точечной кинетики и теории возмущений, за исключением программы РАИ которая использует метод решения нестационарного кинетического уравнения, удобный для анализа длительных процессов, происходящих после прекращения цепной реакции деления в АкЗ. Одна из модификаций программы VENUS, двухмерная программа пространственно-временной кинетики, позволяет проводить нейтронно-физические расчеты с высокой точностью. Серия программ SIMMER предназначена для двухмерных расчетов кинетики ЯР в процессе разрушения и на последующих стадиях.

Программа VENUS представляет собой расчетный инструмент для параметрического исследования процесса разрушения АкЗ. На рис. 5.30 - 5.33 представлены результаты расчета по программе VENUS аварийного процесса в АкЗ объемом около 1000 л, в которой отсутствует натрий (мягкая система). Скорость линейного ввода реактивности принята равной 50 долл/с. Координатная сетка Лагранжа показывает значительную деформацию АкЗ в момент достижения максимального уровня мощности, однако эта деформация согласуется с положениями теории возмущений. Представляет интерес характер изменения реактивности. Уменьшение реактивности за счет отрицательного доплеровского коэффициента происходит одновременно с увеличением мощности. Разрушение АкЗ, происходящее позднее, также приводит к уменьшению реактивности, на этот раз - к очень быстрому.

Модель аварийного процесса, предложенная в работе [143]. Поскольку первые расчеты, проведенные в аналитической форме в работе [143], имели целью ориентировочно оценить максимально возможное количество энергии, выделяемое при разрушении АкЗ, был принят ряд упрощающих допущений:

- 1) использовались уравнения точечной кинетики;
- 2) применялись методы теории возмущений (при незначительном перемещении элементов АкЗ);
- 3) запаздывающие нейтроны не учитывались;
- 4) не учитывался доплеровский эффект;
- 5) использовалось приближение нулевого времени жизни мгновенных нейтронов;

- 6) принималась сферическая система координат;
- 7) АкЗ рассматривалась как абсолютно гомогенная;
- 8) плотность топлива считалась постоянной.

Справедливость третьего допущения была показана в отдельном анализе переходных процессов, определяемых мгновенными нейтронами.

Доплеровский эффект не учитывался, так как в большинстве ЯР первого поколения в США использовалось металлическое топливо (характеризуемое незначительным доплеровским коэффициентом). Использование сферической системы координат было продиктовано стремлением упростить технику расчета.

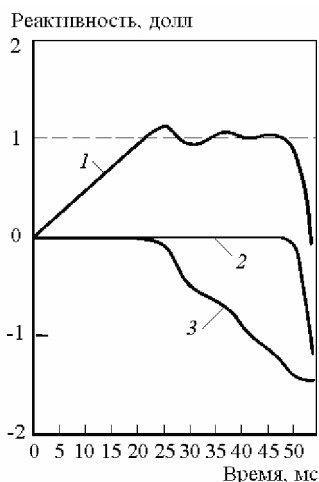


Рис. 5.30. Изменение реактивности в аварийном режиме (ввод реактивности со скоростью 50 долл/с в АкЗ при отсутствии натрия): 1 - результирующее значение реактивности; 2 - изменение реактивности в процессе разрушения АкЗ; 3 - доплеровский эффект.

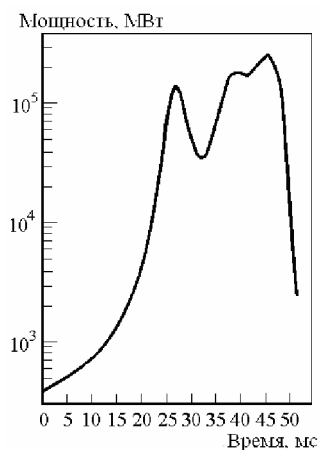


Рис. 5.31. Изменение мощности ЯР в аварийном режиме ввода реактивности со скоростью 50 долл/с в АкЗ при отсутствии натрия («мягкая система»).

Основные особенности расчетных исследований, проведенных в работе [143], освещены в ряде работ, например в [190]. Однако целесообразно проанализировать конечные результаты расчетов, в частности для того, чтобы понять, почему доплеровский коэффициент, который имеет существенно большее значение в современных ЯРБН способствует уменьшению количества выделяемой энергии. В соответствии с расчетной моделью [143] ввод реактивности происходит по линейному закону до того момента, когда плотность энерговыделения достигает порогового значения. Затем следует быстрый рост внутреннего давления, что приводит к разрушению АкЗ. Когда отрицательная реактивность компенсирует начальную положительную реак

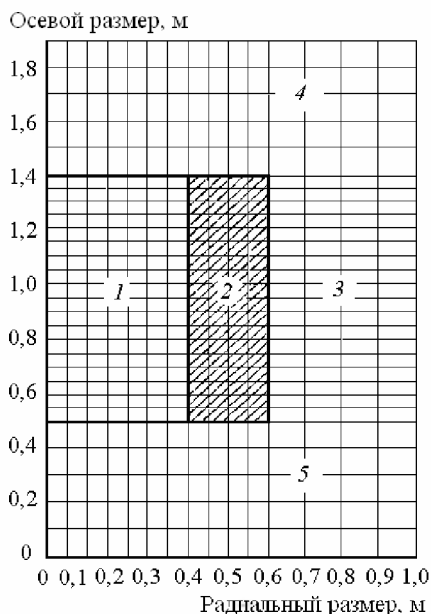


Рис. 5.32. Исходная конфигурация АкЗ: 1 - внутренняя зона; 2 - внешняя зона; 3 - боковой отражатель; 4 - верхний торцевой отражатель; 5 - нижний торцевой отражатель.

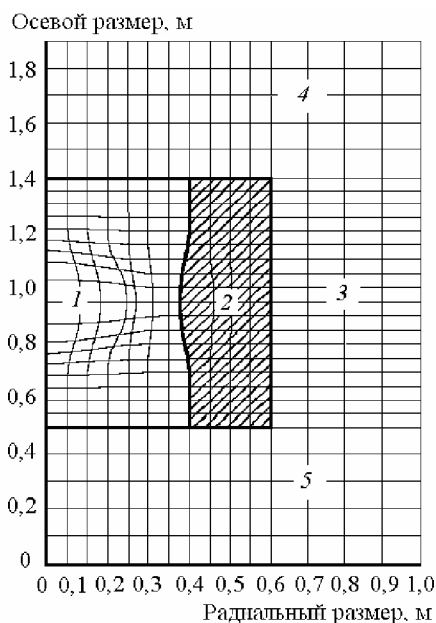


Рис. 5.33. Изменение конфигурации АкЗ при отсутствии натрия в аварийном процессе ввода реактивности со скоростью 50 долл/с (к моменту прекращения цепной реакции деления): 1 - внутренняя зона; 2 - внешняя зона; 3 - боковой отражатель; 4 - верхний торцевой отражатель; 5 - нижний торцевой отражатель.

тивность, переходный процесс прекращается. По данным работы [190], зависимость энерговыделения АкЗ, Дж/м³, за время переходного процесса от основных параметров можно представить в двух вариантах:

$$e \approx \frac{(\rho'_*)^3 R^4}{\Lambda^2}; \quad (5.24)$$

$$e \approx \frac{(\alpha)^{3/2} R^4}{\Lambda^{1/2}}, \quad (5.25)$$

где ρ'_* - добавочная реактивность, характеризующая надкритические условия на мгновенных нейтронах; R - радиус АкЗ; α - скорость линейного ввода реактивности; Λ - время генерации нейтронов.

Из формул видно, что удельное энерговыделение определяется суммарной реактивностью, введенной до момента разрушения АкЗ, и скоростью ее

ввода. Кроме того, энерговыделение резко возрастает с увеличением объема АкЗ, что представляет серьезную проблему для ЯРБН (однако существуют факторы, способствующие уменьшению мощности ЯР, например доплеровский эффект). Рассматривались и другие варианты уравнения (5.25), предполагающие меньшее влияние параметров α и L на тепловыделение АкЗ. Тем не менее рассмотренные выше формулы получили наиболее широкое распространение благодаря их подтверждению экспериментальными данными.

Из уравнения (5.25) следует, что при изменении реактивности за счет разрушения АкЗ энерговыделение увеличивается с уменьшением L . Качественно другая картина имеет место при действии мгновенной отрицательной обратной связи (доплеровский эффект). В этом случае плотность энерговыделения пропорциональна величине $(\alpha L)^{1/2}$. Изменение вида функции $e = f(L)$ объясняется тем, что обратная связь по реактивности, обусловленная разрушением АкЗ, действует с запаздыванием из-за инерционности процесса разрушения. Как показано в примечании к уравнению (5.19), вторая производная p_p' прямо пропорциональна градиенту давления, который, в свою очередь, пропорционален плотности энерговыделения; поэтому суммарное значение p_p' изменяется медленнее, чем энерговыделение. Это видно на рис. 5.30 и 5.31. Таким образом, если прекращение аварийного процесса вызвано введением отрицательной реактивности при разрушении АкЗ, выделяется большое количество тепловой энергии благодаря малому времени генерации нейтронов. Напротив, при действии мгновенной отрицательной обратной связи малое время генерации нейтронов способствует быстрому прекращению реакции деления в АкЗ.

Усовершенствование расчетной модели аварии [143]. Модель аварии, предложенная в работе [143], в первоначальном варианте дала возможность исследовать в общем виде аварийный процесс разрушения АкЗ; на ее основе были проведены количественные оценки характеристик аварийных режимов ЯР. Как видно из уравнения (5.25), удельное энерговыделение, рассчитанное по этой модели, быстро растет с увеличением объема АкЗ. Для ЯР небольшой мощности (EBR-2, «Энрико Ферми»), существовавших в то время, когда была разработана модель, количество выделяемой энергии, соответствующее предельной расчетной оценке, не превышало допустимых значений (даже при высокой скорости ввода реактивности). Однако расчеты, проведенные по этой методике применительно к ЯР с АкЗ большого объема, показали, что энерговыделение достигает опасных значений. В связи с этим возникла необходимость повышения точности расчетной модели за счет введения ранее не учитываемых факторов. Затем в целях усовершенствования модели было введено численное интегрирование уравнений с учетом составляющих обратной связи по реактивности.

Основные уточнения коснулись уравнения состояния и коэффициентов, учитывающих доплеровский эффект. Поскольку тепловыделение в ЯР прекращается в результате разрушения АкЗ, необходимо учитывать факторы,

способствующие росту внутреннего давления. Первые уточняющие поправки в методику [143] были введены еще в 1962 г. Уравнения состояния, используемые в современных вариантах методики, приведены выше.

Позднее было также убедительно доказано, что благодаря доплеровскому эффекту энерговыделение при аварии на ЯР большой мощности значительно ниже уровня верхней предельной оценки. Характерная зависимость выделяемой энергии от доплеровской постоянной (K_D или Tdk/dT) представлена на рис. 5.34 для двух значений скорости ввода реактивности. Как показано на рисунке, коленообразный характер кривой наблюдается в окрестности $Tdk/dT = -0,002$; с уменьшением доплеровской константы ниже этого значения (по модулю) происходит резкий рост выделяемой энергии. Тем самым обнаруживается дополнительный важный аспект роли доплеровского эффекта в безопасности ЯРБН.

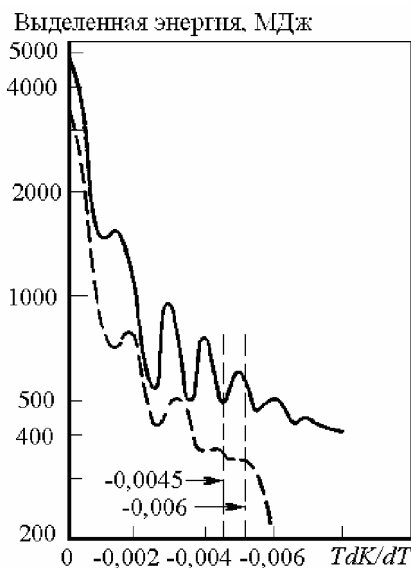


Рис. 5.34. Типичная зависимость количества энергии, выделяемой при разрушении АкЗ быстрого ЯР-размножителя, от значения доплеровской постоянной. Исходное состояние АкЗ - холодное: температура топлива 300 К, мощность 0,54 МВт. Сплошная линия - скорость ввода реактивности 100 долл/с; штриховая - 50 долл/с.

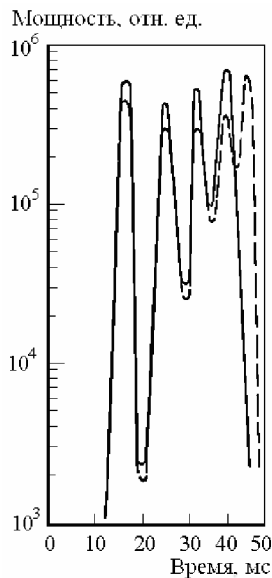


Рис. 5.35. Изменение мощности со временем для двух значений доплеровской постоянной: -0,0045 (сплошная линия) и -0,005 (штриховая линия). Начальная мощность 0,54 МВт, скорость ввода реактивности 100 долл/с.

На кривых рис. 5.34 видны резко выраженные осцилляции. Для их объяснения рассмотрим аварийный процесс, вызванный линейным вводом реактивности со скоростью 100 долл/с при двух значениях доплеровской постоянной: -0,0045 и -0,005. Из рисунка видно, что во втором случае полное количе-

ство выделенной энергии больше. На рис. 5.35 показаны кривые, характеризующие изменение мощности ЯР в аварийном режиме. Видно, что первый максимум мощности для $K_D = -0,0045$ больше, чем для варианта $K_D = -0,005$, что объясняется различным действием доплеровского эффекта. Температура топлива, как показано на рис. 5.36, увеличивается незначительно (предполагается, что начальная температура АкЗ равна комнатной, т. е. мощность ЯР равна нулю), и давление внутри топливной массы мало. Вследствие ввода реактивности (с постоянной скоростью 100 долл/с) в некоторый момент наступает критичность на мгновенных нейтронах (рис. 5.37), и возникает второй всплеск мощности. Максимум второго пика на рисунке также имеет большее значение для $K_D = -0,0045$. Рост температуры на этот раз будет более заметным. Процесс повторяется до тех пор, пока в результате разогрева топлива внутреннее давление не достигнет значения, при котором происходит разрушение АкЗ. При $K_D = -0,0045$ это состояние наступает после четырех импульсов мощности, а при $K_D \sim -0,005$ - после пяти импульсов. Именно поэтому во втором случае полное количество выделенной энергии больше, чем в первом, несмотря на больший (по модулю) доплеровский коэффициент. Если константа K_D незначительно превышает значение $-0,005$, пяти импульсов мощности достаточно для доведения температуры и давления топлива до предельных значений, при которых происходит разрушение АкЗ. Дальнейшее уменьшение количества выделяемой энергии с ростом модуля доплеровского коэффициента потребует увеличения необходимого количества импульсов мощности.

Несмотря на то, что сложная форма кривых, представленных на рис. 5.34, определяется в какой-то мере точностью расчетов, общий характер зависимости убедительно показывает, что количество выделяемой энергии при разрушении АкЗ может быть значительно уменьшено, если модуль доплеровского коэффициента достаточно велик.

Процесс расширения топлива. Для оценки количества механической работы, совершенной в процессе расширения топлива, используются два метода. Первый из них - метод предельной оценки - предполагает расчет максимально возможного значения энергии, которая передается стенкам корпуса ЯР. Второй метод – детерминистический - учитывает потери энергии в элементах конструкции ЯР.

Метод предельной оценки выделяемой энергии. Одним из способов оценки механической энергии, передаваемой стенкам бака, является расчет величины PdV , т. е. энергии, выделяемой при расширении топлива, находящегося в двухфазном состоянии, до достижения в системе конечного давления. Для определения максимально возможного количества выделяющейся энергии задают значение конечного давления, равное 1 ат, хотя в действительности давление внутри корпуса ЯР после расширения топлива будет существенно выше.

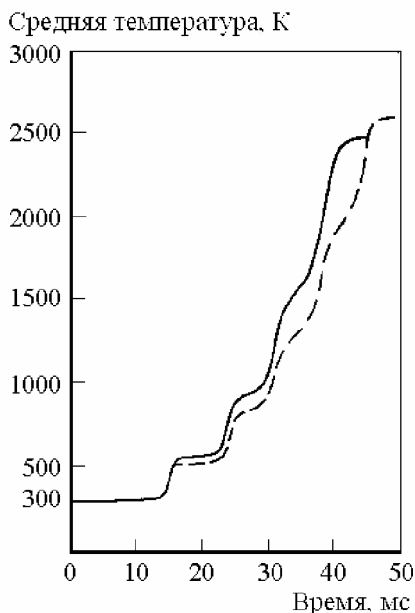


Рис. 5.36. Кривые роста температуры для двух значений доплеровской постоянной: -0,0045 (сплошная линия) и -0,005 (штриховая линия). Начальная мощность 0,54 МВт, скорость ввода реактивности 100 долл/с.

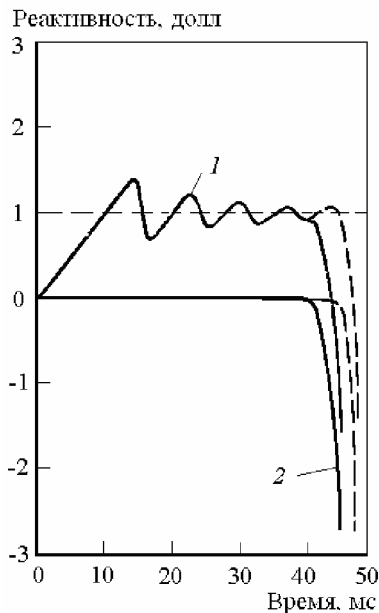


Рис. 5.37. Результирующие кривые изменения реактивности для двух значений доплеровской постоянной: -0,0045 (сплошная линия) и -0,005 (штриховая линия). Начальная мощность 0,54 МВт, скорость ввода реактивности 100 долл/с: 1 - полное значение реактивности; 2 - эффект расширения АкЗ.

Теоретически возможное значение энергии, выделяемой при расширении испаряющегося топлива, можно оценить, рассмотрев процесс на $T - s$ -диаграмме для топлива (рис. 5.38). За исходное состояние системы принимаем стационарный номинальный режим АкЗ; при этом топливо находится в твердой фазе и существует его равновесие с парами при данной температуре (точка 1 на диаграмме).

Аварийный процесс начинается с вводом реактивности в АкЗ, что вызывает рост мощности и температуры (линия 1 - 2). Участок 2 - 3 соответствует процессу плавления топлива. Дальнейшее увеличение мощности приводит к росту температуры топлива, начинается его испарение, и под действием растущего давления АкЗ разрушается. Когда мощность АкЗ достигает максимума, точка, характеризующая состояние топлива на диаграмме, очевидно, будет незначительно ниже линии насыщения (так как количество вещества и объем расширения невелики). Согласно другой теории топливо может находиться в жидкой фазе, если, расширяясь, заполнит весь объем АкЗ.

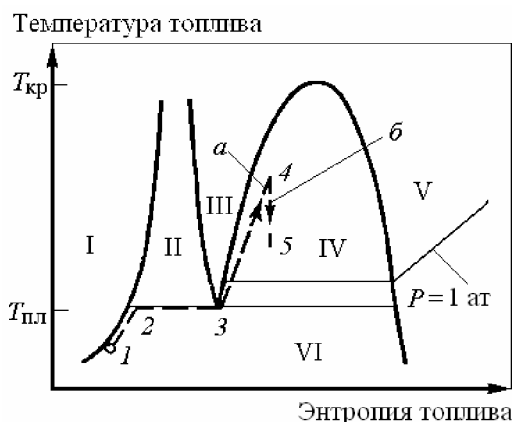


Рис. 5.38. Процесс разрушения АкЗ, изображенный в $T - s$ -диаграмме для топлива. Температура плавления топлива ($\text{UO}_2 - \text{PuO}_2$) $T_{\text{пл}} = 3040 \text{ K}$; температура насыщения при атмосферном давлении равна приблизительно 3500 K ; критическая температура $T_{\text{кр}} = 8000 \text{ K}$: I - твердое топливо; II - твердое и жидкое топливо; III - жидкая фаза; IV - жидкость и пар; V - пар; VI - твердое топливо и пар; a - завершающая стадия разрушения АкЗ; b - процесс адиабатического расширения.

В расчетах чаще всего рассматривается первый вариант. Поэтому на рис. 5.38. состояние топлива в момент достижения максимальной мощности изображено точкой 4. Предполагается, что вслед за этим происходит адиабатическое расширение топлива (обратимый процесс при постоянном значении энтропии, обозначенный отрезком 4 - 5), в результате которого высвобождается механическая энергия, а давление в АкЗ падает. Расплавленная масса АкЗ, расширяясь и разрушая внутренние конструкции, увеличив давление на стенки бака и трубопроводов первого контура. Натрий, находящийся над АкЗ, под действием давления топлива поднимается до верхней крышки бака, тем самым нагружая ее дополнительными внутренними усилиями.

Расширение будет продолжаться до того момента, когда уровень натрия достигнет крышки ЯР, а АкЗ займет все пространство, ограниченное натрием и стенками бака (точка 5 на рис. 5.38). Работа, совершенная в процессе расширения топлива, может быть рассчитана из уравнения первого закона термодинамики, записанного для заданного количества топлива в двухфазном состоянии

$$dQ + dU + dW = 0, \quad (5.26)$$

где dQ - количество тепла, отведенного от топлива в процессе расширения; dU - изменение внутренней энергии; dW - энергия, сообщаемая топливом окружающим его объектам (т. е. натрию и стенкам бака). Если предположить, что процесс расширения - адиабатический, тогда $dQ = 0$, а расчетной значение энергии будет максимально возможным при расширении топлива. При таком допущении получим

$$W_{\text{max}} = U_4 - U_5. \quad (5.27)$$

В процессе расчета обычно известен какой-либо термодинамический параметр состояния системы в точке 5: давление P_5 или удельный объем v_5 , рассчитываемый для данного объема контура. Параметры топлива (U_4 и удельная энтропия s_4) в конце процесса расширения определяются расчетным путем. Используя величину s_4 (которая равна s_5), а также P_5 или v_5 из уравнения

состояния топлива, можно получить конечное значение внутренней энергии U_5 . Таким образом, теперь можно рассчитать совершенную топливом работу.

Из уравнения (5.27) можно получить другое выражение для $W_{\max}$, используя параметры, которые рассчитываются проще, чем U_4 и U_5 , при следующих допущениях: пары топлива рассматриваются как идеальный газ; скрытая теплота парообразования топлива имеет постоянное значение; удельный объем жидкого топлива значительно меньше, чем удельный объем его паров; удельная теплоемкость расплавленного топлива - постоянная величина. Уравнение имеет следующий вид:

$$W_{\max} = M_f [c_p (T_4 - T_5) - h_{fg} (x_5 - x_4) + R(T_5 - T_4)], \quad (5.28)$$

где M_f - количество топлива в процессе расширения, кг; c_p - удельная теплоемкость жидкого топлива, Дж/(кг·К); h_{fg} - скрытая теплота парообразования, Дж/кг; x - степень сухости пара; R - газовая постоянная паров топлива (для UO_a - PuO_2 , $R = 8317/270$ Дж/(кг·К)). Степень сухости в точке 4 определяется выражением

$$x_4 = \frac{V_4 / M_f - v_{l4}}{v_{g4} - v_{l4}}, \quad (5.29)$$

где V_4 - объем, который занимает количество топлива M_f в момент, предшествующий расширению; v - удельные объемы насыщенного пара (v_g) и жидкости (v_l) при температуре T_4 .

Степень сухости в точке 5 определяется выражением

$$x_5 = x_4 \frac{T_5}{T_4} + \frac{c_p T_5}{h_{fg}} \ln \frac{T_4}{T_5}. \quad (5.30)$$

Если известно P_5 , из уравнения состояния газа (5.23) можно найти T_5 . Затем рассчитывается x_5 и, наконец, $W_{\max}$. Если для конечного состояния процесса (точка 5) известен объем V_5 , а давление P_5 - неизвестно, задача усложняется. Пренебрегая величиной v_l и полагая $v_{g5} = RT_5/P_5$ (как для идеального газа), получаем

$$v_5 = \frac{V_5}{M_f} = x_5 v_{g5} = x_5 \frac{RT_5}{P_5}.$$

Выражая отсюда x_5 и подставляя это выражение в (5.30), находим

$$\frac{v_5 P_5 (T_5)}{RT_5} = x_4 \frac{T_5}{T_4} + \frac{c_p T_5}{h_{fg}} \ln \frac{T_4}{T_5}, \quad (5.31)$$

где $P_5 (T_5)$ определяется из уравнения (5.23). Это уравнение решается относительно T_5 , чтобы найти x_5 , а затем $W_{\max}$.

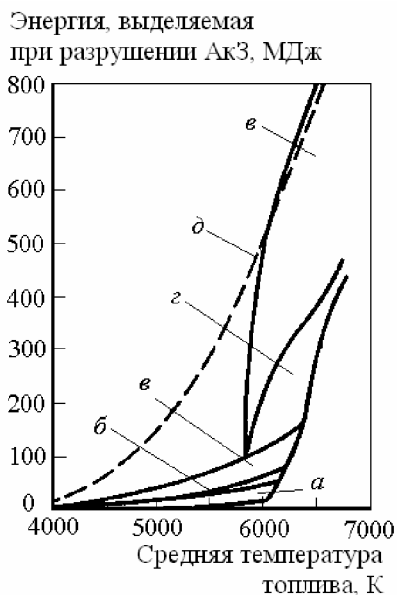
Необходимо рассмотреть еще одну особенность процесса расширения топлива. Уравнения (5.27) - (5.31) составлены исходя из условия, что в точках

4 и 5 процесса температурное поле АкЗ однородно, т. е. вся масса АкЗ имеет одинаковую температуру. Однако в действительности температура в центре АкЗ выше, чем на периферии. Если представить, что расширение ячеек АкЗ происходит независимо друг от друга, совершенная работа будет значительно больше, чем в том случае, когда перед началом расширения температура в АкЗ выравнивается за счет теплообмена и перемешивания топлива. В статье [191] приводятся результаты количественных оценок этого эффекта. Различие значений механической энергии объясняется тем, что выравнивание температуры топлива - это необратимый процесс, в результате которого потенциальная энергия массы топлива уменьшается. Такое выравнивание, предшествующее процессу расширения (или происходящее одновременно с расширением), называют самоперемешиванием. Если в уравнении (5.28) используется среднее значение температуры в АкЗ, расчетное значение выделяющейся энергии будет низким.

Детерминистический метод расчета выделяемой энергии. Действительный процесс увеличения объема топливной массы при гипотетической аварии разрушения АкЗ ЯРБН сопровождается явлениями, которые существенно снижают величину выделяемой энергии. К ним относятся, например, тепловые и механические потери на прилегающих к АкЗ элементах конструкции. За счет самоперемешивания топлива и градиентов давления в жидком топливе возникают дополнительные потери в процессе преобразования тепловой энергии в механическую. Кроме того, конечное значение энергии снижается в результате местных гидравлических потерь потока, обусловленных сложной геометрией ВКУ. Верхние части ТВС, включающие в себя газовую полость и зону воспроизводства, частично гасят энергию расширяющейся топливной массы.

Первые расчеты режима расширения топлива и сопровождающих его гидродинамических процессов в двухмерной геометрии выполнялись по программам REXCO и ICESCO. Экспериментальные исследования проводились в США и в европейских странах как на стендах, так и на различных ЯР: TREAT (Аргоннская национальная лаборатория, Айдахо Фоллз), ACPR (Сандия, Альбукерке) и CABRI (Центр ядерных исследований, Кадараш).

Наиболее совершенной программой является SIMMER. Первые расчеты, проведенные по этой программе, показали, что факторы, о которых говорилось выше, снижают на порядок значение энергии, передаваемой на стенки бака ЯР. На рис. 5.39 представлены результаты расчетов гипотетической аварии ЯРБН по программе SIMMER; для сравнения приведены данные, полученные по методу предельной оценки (при адиабатическом расширении топлива). Приведена также зависимость выделяющейся энергии от средней температуры топлива на последней стадии разрушения АкЗ. Нижние кривые показывают изменение значений энергии, рассчитанных по программе SIMMER, за счет упомянутых выше явлений. Над ними расположена область, характеризующая изменение значения механической энергии за счет взаи-



модействия топлива с натрием и испарения теплоносителя. Расчеты показывают, что при средней температуре топлива, не превышающей 6000 К, выход энергии значительно меньше, чем в случае адиабатического процесса расширения. Это может быть учтено при разработке проекта АкЗ.

Рис. 5.39. Влияние детерминистического подхода и различных вариантов исходных данных на результаты расчета количества энергии, выделяемой в процессе разрушения АкЗ: *а* - зависимость результатов от используемых расчетных моделей; *б* - различный характер распределения массы натрия в реакторном баке; *в* - эффект перемешивания топлива с натрием; *г* - возможные повреждения верхних элементов АкЗ и внутриреакторных конструкций; *д* - энергия, выделяемая в процессе адиабатического расширения топлива.

5.1.11. Трансформации расплавленного топлива

Контакт расплавленного топлива с теплоносителем, возможный в процессе аварии ЯРБН, рассматривается как один из опасных эффектов, поскольку он может привести к быстрому нагреву натрия и взрыву натриевых паров. Как уже упоминалось, в течение неконтролируемого аварийного процесса возникают ситуации, когда взаимодействие жидкого топлива с теплоносителем может повлиять на ход аварии. Особый интерес представляет роль натриевого теплоносителя в разрушении АкЗ.

При взаимодействии расплавленного топлива с теплоносителем две среды перемешиваются между собой настолько, что теплоотдача к натрию становится во много раз больше, чем при кипении натрия в каналах ТВС. При этом давление паров натрия быстро растет, и происходит расширение натрия, находящегося в двухфазном состоянии. Поскольку температура кипения натрия значительно ниже температуры плавления топлива, в процессе взаимодействия натрий становится более эффективной рабочей жидкостью, чем расплавленное топливо. Следовательно, если считать, что разрушение АкЗ происходит под действием расширяющегося натрия, повреждения внутриреакторных конструкций будут более серьезными, чем в случае расширения жидкого топлива.

Считается, что взаимодействие расплавленного топлива с теплоносителем может быть двух видов: сильное взаимодействие (взрыв паров) и слабое взаимодействие (интенсивное кипение). При взрыве паров передача теплоты

от топлива к натрию осуществляется значительно быстрее, чем при расширении смеси топлива с натрием. При этом значительная доля тепловой энергии, содержащейся в топливе, преобразуется в механическую и передается внутренним конструкциям ЯР. В случае слабого взаимодействия теплообмен между топливом и натрием менее интенсивен, и механическое воздействие на конструкции, оказываемое расширяющимся натрием, мало. Хотя масса натрия над АкЗ сдерживает расширение паров в области взаимодействия топлива с натрием, тем не менее даже при слабом взаимодействии механическая энергия, выделяемая при испарении натрия, будет больше, чем только при расширении топлива.

Исследования, касающиеся разрушительных последствий взаимодействия расплавленного топлива с натрием, проводятся в двух направлениях. Во-первых, исследуется влияние различных явлений, характеризующих процесс взаимодействия, на количество выделяемой механической энергии. Во-вторых, большое внимание уделяется физике процесса взрыва паров.

Модели процесса расширения натрия. Впервые количественные исследования процесса взаимодействия расплавленного топлива и теплоносителя в ЯРБН были проведены в работе [192], где на основе законов термодинамики было определено максимально возможное значение механической энергии, выделяемой натрием при определенном значении тепловыделений АкЗ. На рис. 5.40 приведены результаты расчетов, выполненных для значений температуры топлива 3450 К и температуры натрия 1150 К. На рисунке представлена зависимость механической работы расширения натрия от отношения масс натрия и топлива, а также конечного значения давления в АкЗ. Позднее были проведены уточненные расчеты этой величины с использованием уравнения состояния натриевых паров вместо уравнения состояния идеального газа. Согласно уточненным данным, максимальное значение механической энергии увеличилось приблизительно на 30 %, причем это значение увеличивается с уменьшением конечного давления. Нелинейный характер зависимости энергии от отношения масс натрия и топлива можно объяснить следующим образом. Если доля натрия в смеси с топливом мала, количество совершенной механической работы PdV незначительно. Если же доля натрия очень велика, то большая теплоемкости препятствует повышению температуры натрия. Максимальное значение выделяемой механической энергии соответствует отношению масс натрия и топлива, равному приблизительно 0,1 (такое соотношение масс натрия и топлива характерно для ЯРБН).

При проведении расчетов предполагалось, что процессы проходят в условиях термического равновесия. Принималось также, что свойства материалов не зависят от температуры, отсутствует выделение тепла за счет ядерной реакции деления в топливе. Пары натрия рассматривались как идеальный газ. Наиболее важную роль играет первое допущение, которое означает, что в процессе расширения натрия обеспечивается эффективный теплообмен между топливом и натрием. Таким образом, расчеты можно считать чисто термодинамическими.

В соответствии с моделью [192] процесс взаимодействия расплавленного топлива с натрием можно разделить на два этапа. На первом этапе происходит смешивание топлива с натрием, сопровождаемое обменом тепла между ними, который заканчивается, когда температуры обоих компонентов смеси выравниваются, т. е. наступает тепловое равновесие. На втором этапе натрий испаряется и, увеличивая свой объем, совершает работу PdV , за счет которой происходит деформация или перемещение внутриреакторных элементов, прилегающих к АкЗ. В процессе расширения, когда температура натрия падает, тепло продолжает поступать к натрию от топлива, за счет чего поддерживается тепловое равновесие двух жидкостей. (Физический смысл этого состоит в предположении, что перенос тепла осуществляется с бесконечно большой скоростью на участке, характеризуемом бесконечно малым перепадом температур. Именно поэтому расчеты дают предельную оценку количества выделяемой энергии.)

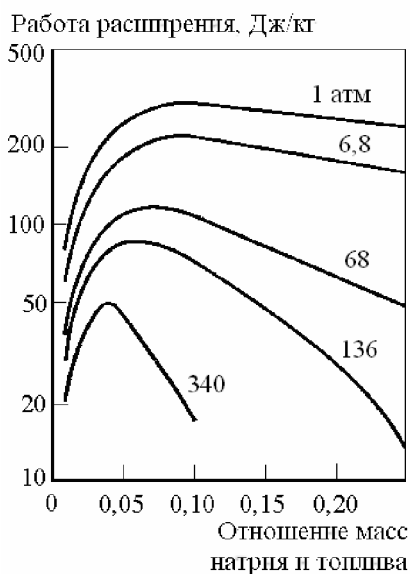


Рис. 5.40. Работа, совершаемая при расширении топлива (данные [192] при начальных значениях температуры топлива 3450 К и температуры натрия 1150 К и различном конечном давлении).



Рис. 5.41. Гипотетический аварийный процесс разрушения АкЗ, построенный в $T - s$ -диаграмме для натрия ($T_{кр}$ — критическая температура; 3А - 3Б - линия постоянного давления).

На рис. 5.41 приведена схема процесса нагрева и расширения натрия в диаграмме $T - s$. Точка 1 диаграммы соответствует начальному состоянию жидкого натрия при температуре насыщения. За счет тепла расплавленного топлива происходит разогрев натрия до состояния, обозначенного точкой 2, или до сверхкритической температуры (точка 5). (Как известно, значение критической температуры для натрия составляет 2509 К.) Процесс расшире-

ния, сопровождаемый переносом тепла от топлива к натрию (в соответствии с моделью [143]), показан линиями 2 - 2Б и 3 - 3Б

Однако можно предположить, что расширение нагретого натрия происходит так быстро, что энтропия натрия остается постоянной (линии 2 - 2А, 3 - 3А). В этом случае количество высвобожденной механической энергии будет значительно меньше по сравнению с предельной оценкой по методу [192]. На участке 3 - 3' тепло к натрию передается от расплавленного топлива, на участке 3' - 3'' расширение натрия происходит при постоянной температуре, в то время как топливо затвердевает; участок 3'' - 3Б соответствует теплообмену натрия с твердым топливом.

Если предположить, что в процессе смешивания топлива с натрием фазовых изменений не происходит и удельные теплоемкости веществ постоянны, то температура натрия в смеси перед началом расширения определяется выражением

$$T_{eq} = \frac{c_f T_f + m c_{Na} T_{Na}}{c_f + m c_{Na}}, \quad (5.32).$$

где индексы f и Na означают, что параметры относятся к начальному состоянию топлива и натрия соответственно. Величина m есть отношение массы натрия к массе топлива. Механическая энергия, передаваемая внешним элементам конструкции, выделяется при расширении натрия. Топливо передает тепло натрию, и температура двух составляющих смеси поддерживается одинаковой. Процесс расширения можно считать адиабатическим. Уравнение первого закона термодинамики для процесса расширения заданной массы смеси натрия и топлива можно записать в виде

$$dW + dU = 0, \quad (5.33)$$

где $dW = PdV$ - работа расширения натрия; $dU = dU_{Na} + dU_f$

Это уравнение было использовано в работе [192]. Значение W определяется равновесной температурой T_{eq} смеси перед началом расширения.

Маловероятной представляется возможность достижения критической температуры натрия $T_{кр}$. Если происходит взрыв паров, температура натрия не превысит значение, при котором происходит спонтанное образование пузырьков кипения ($0,9T_{кр}$). Если взаимодействие расплавленного топлива с натрием происходит менее интенсивно (слабое взаимодействие), теплоперенос от топлива к натрию ухудшается, что ограничивает нагрев натрия. В этом случае нельзя принимать бесконечно большое значение скорости теплопереноса, как в модели [192], в связи с чем расчетное значение механической энергии расширения натрия уменьшается. Основными причинами уменьшения теплопередачи от топлива к натрию являются низкая теплопроводность топлива, а также термическое сопротивление паров натрия и газообразных продуктов деления.

Модели, учитывающие нестационарный характер процесса взаимодействия топлива с натрием. Процессы теплопередачи и массопереноса при взаимодействии топлива с натрием - нестационарные. Учет зависимости от времени интенсивности этих процессов приводит к снижению расчетного значения выделяемой механической энергии по сравнению с ее значением, полученным по методике [192].

Прежде всего необходимо учитывать влияние термического сопротивления топлива на скорость теплопередачи. За счет температурного градиента внутри топлива обеспечивается перепад температур между топливом и натрием. Дополнительное термическое сопротивление представляет зона контакта топлива и натрия, в особенности при наличии паров натрия и газообразных продуктов деления. Кроме того, время, необходимое для дисперсии топлива и смешивания его с натрием также увеличивает общую продолжительность процесса расширения.

Перемещение расширяющегося натрия в зоне его взаимодействия с топливом сдерживается неподвижными прилегающими элементами, а также массой более холодного натрия над АкЗ. Различают две фазы действия сдерживающих факторов в процессе расширения натрия.

В начале процесса сопротивление движению натрия создается за счет передачи давления от зоны взаимодействия через массу, натрия, расположенного над АкЗ, в виде звуковой волны. Для этого этапа зависимость давления P от скорости V верхней границы зоны расширения можно представить как

$$P - P_0 = \rho_0 c_0 V, \quad (5.34)$$

где P_0 , ρ_0 и c_0 - давление, плотность натрия и скорость звука в неподвижном натрии соответственно.

Затем натрий над зоной взаимодействия движется вверх как несжимаемая инерционная масса. На этом этапе расширение натрия сдерживается за счет сил инерции. Следовательно, зависимость давления от скорости движения натрия получается из уравнения $F = ma$ и имеет вид

$$P - P_0 = \rho H \left(\frac{dV}{dt} + g \right), \quad (5.35)$$

где H - высота столба натрия над зоной взаимодействия; P_0 - давление защитного газа в ЯР; g - ускорение свободного падения.

Расчетная модель SOCOOL. Оценка уменьшения расчетного количества выделяемой механической энергии за счет нестационарных процессов теплопереноса и механических сдерживающих факторов была впервые сделана в работе [193]. В использованной им расчетной модели SOCOOL предполагалось, что первый этап расширения длится до возвращения в зону взаимодействия волны давления после достижения ею верхней кромки массы натрия. Этот этап называется периодом разгрузки. Считается, что до начала периода разгрузки тепло от поверхности капель топлива свободно передается натрию,

однако учитывалась низкая теплопроводность оксидного топлива путем ввода в программу уравнений нестационарного процесса теплопереноса внутри сферической капли топлива. После завершения периода разгрузки капля топлива окружена оболочкой натриевых паров, и теплообмен топлива с натрием резко уменьшается. Поэтому количество совершенной натрием работы рассчитывается из уравнения термодинамического, не зависящего от времени, процесса расширения. Для данной расчетной модели уравнение первого закона термодинамики в производных по времени имеет вид

$$\dot{Q} = \dot{U} + \dot{W}, \quad (5.36)$$

где $\dot{Q}$ - скорость переноса тепла от топлива к натрию.

Скорость теплопереноса и совершенная механическая работа, рассчитываемые по программе SOCOOL, зависят от размеров капель топлива. Для выполнения условий теплового равновесия (как это принято в модели [192]) необходимо, чтобы капли топлива обладали нулевым объемом. Результаты экспериментальных исследований показывают, что средний диаметр частиц UO_2 при смешивании топлива с натрием составляет от 100 до 1000 мкм (см. рис. 5.45). Для таких размеров частиц расчетное значение выделяемой механической энергии значительно меньше, чем в условиях термического равновесия. Нельзя не учитывать также наличие частиц топлива меньших размеров, поскольку существует вероятность появления детонационной волны, о чем будет сказано ниже, при рассмотрении расчетной модели процесса, предложенной Бордом и Холлом.

Параметрическая модель процесса. В работе [194] был предложен более общий вариант модели [193]. Во-первых, было введено обобщенное описание сдерживающих факторов в зоне взаимодействия расплавленного топлива с натрием (звуковая волна и силы инерции). Кроме того, были уточнены уравнения теплопереноса, а также введена постоянная времени, позволяющая учесть задержку процесса расширения за счет дробления топлива и смешивания его с натрием. Введение этих модификаций в программу привело к дальнейшему уменьшению расчетного значения выделяемой механической энергии. Основной трудностью, связанной с применением параметрических расчетных моделей переходных процессов, было отсутствие экспериментальных данных, необходимых для сравнения с результатами расчета. Только в конце 70-х годов была разработана расчетная программа MURTI параметрического типа. Результаты расчетов процесса взаимодействия расплавленной UO_2 с натрием сравнивались с данными экспериментальных исследований, проведенных в Центре ядерных исследований в Гренобле [195] и в Лаборатории Сандия [196].

Взрыв натриевых паров. Вероятность мощного взрыва паров в процессе взаимодействия расплавленного топлива с натрием - одна из серьезных проблем, рассматриваемых при анализе безопасности ЯРБН. Этому вопросу посвящен ряд исследований, например [197 - 199].

Проводились также экспериментальные исследования взаимодействия UO_2 с натрием в целях определения условий, при которых может произойти взрыв паров. Случаев взрывов практически не было зафиксировано. Лишь в некоторых экспериментах, когда количество натрия, участвующего в реакции, было мало, наблюдались слабые взрывы. В отдельных случаях [195, 196] были зафиксированы значительные импульсы давления, которые можно скорее отнести к слабым эффектам реакции топлива и натрия, чем к взрывам. Таким образом, экспериментальные данные позволяют сделать выводы о том, что вероятность мощных взрывов паров при смешивании жидкого топлива и натрия в ЯРБН чрезвычайно мала.

Кроме того, проводились экспериментальные исследования взрыва паров при взаимодействии других жидкостей.

Благодаря полученным результатам были разрешены многие спорные вопросы, касавшиеся проблемы взрывов паров.

Стадии прохождения взрыва паров натрия. Мощный взрыв паров проходит, по мнению большинства исследователей, четыре стадии: предварительное смешивание жидкостей; начало взаимодействия; развитие взаимодействия; распространение взрыва.

Стадия 1 - смешивание жидкостей. Предварительное смешивание горячей и холодной жидкостей является первой стадией процесса взаимодействия, когда частицы топлива имеют относительно большие размеры и теплообмен между двумя средами недостаточно интенсивен. Важную роль в процессе перемешивания топлива с натрием играет пленочное кипение натрия, которое ограничивает контакт жидкостей в течение длительного времени.

Сила взрыва паров, определяется в значительной степени интенсивностью объемного перемешивания и взаимодействия топлива с натрием. При интенсивном взаимодействии происходит быстрое перемешивание больших количеств горячей и холодной жидкостей, так что последующий взрыв паров происходит почти одновременно в большом объеме. Как показывают оценки, чтобы взаимодействие топлива с натрием в ЯРБН могло привести к разрушению корпуса ЯР, необходимо одновременное смешивание больших количеств топлива и натрия.

Стадия 2 - начало взаимодействия. Необходимым условием для взрыва паров является обеспечение контакта горячей и холодной жидкостей. Этот контакт происходит, когда исчезает паровая пленка на границе раздела жидкостей. Исчезновение пленки может быть вызвано импульсом давления (ударной волной) или охлаждением горячей жидкости.

Стадия 3 - развитие процесса взаимодействия. Для того чтобы ускорить перенос тепла от топлива к натрию, необходимо увеличение теплопередающей поверхности, которое может произойти за счет дробления крупных кусков топлива. Процесс размельчения топлива до конца не изучен. Определенное влияние на него оказывают местные очаги повышенного давления на границе раздела горячей и холодной жидкостей. В работе [200] предполагает-

ся, что температура на поверхности соприкосновения топлива с натрием в начальный момент взаимодействия, по крайней мере, не ниже температуры спонтанного образования пузырьков кипения натрия. Таким образом, создаются условия для местного повышения давления, что приводит к развитию процесса взаимодействия жидкостей и взрыву паров.

Стадия 4 - распространение взрыва. Завершающей стадией взрыва паров является распространение процесса взаимодействия в смеси крупных кусков топлива с натрием. На ранних этапах исследований предполагалось, что после взрыва толщина паровой прослойки резко уменьшается, и практически одновременно с этим происходит дробление топлива во всем объеме смеси. В работе [201] было высказано предположение, что скорость распространения взаимодействия меняется со временем. Согласно теории, выдвинутой затем в работе [202], распространение взаимодействия определяется волной детонации.

Теория спонтанного пузырькового парообразования. Согласно теории [200], для возникновения мощного взрыва паров необходимы следующие условия: предварительное смешивание крупных частиц топлива с натрием при одновременном пленочном кипении натрия; контакт двух жидкостей; температура в начале взаимодействия должна быть равна или больше температуры спонтанного пузырькового кипения для натрия; достаточное значение усилий, сдерживающих движение жидкости.

Известно, что для чистой однородной жидкости существует понятие температуры гомогенного пузырькового парообразования. Эта температура равна приблизительно 0,9 критического значения (для натрия $T_{кр} = 2509$ К). При наличии центров парообразования (мелкие примеси в жидкости, поверхность стенок) пузырьки пара могут образовываться на них спонтанно при температурах меньших, чем температура гомогенного парообразования. Если температура превышает значение, соответствующее спонтанному пузырьковому парообразованию, быстро образуются зародыши паровых пузырьков, имеющие критические размеры, достаточные для их устойчивости, и фазовый переход протекает с большой скоростью. Многочисленные эксперименты с водой и органическими жидкостями показывают, что необходимым условием для взрыва паров является достижение температуры спонтанного парообразования холодной жидкости.

Если две жидкости соприкасаются между собой, температура на границе раздела T_i рассчитывается по формуле

$$\frac{T_{h0} - T_i}{T_i - T_{c0}} = \sqrt{\frac{(\rho c_p k)_c}{(\rho c_p k)_h}}, \quad (5.37)$$

где индексы h и c обозначают горячую и холодную жидкости, а индекс 0 относится к исходным значениям параметров; ρ - плотность; c_p - удельная теплоемкость; k - коэффициент теплопроводности.

тура на границе раздела значительно ниже температуры спонтанного парообразования.

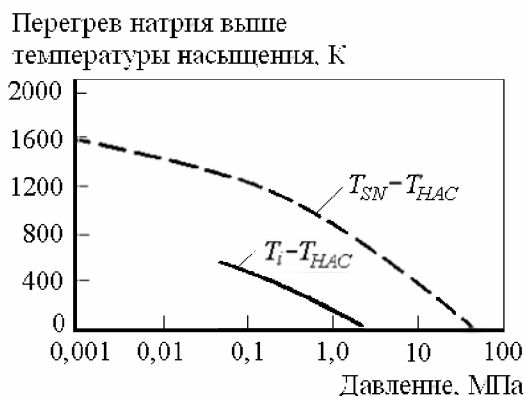


Рис. 5.42. Зависимость температуры спонтанного пузырькового кипения натрия и температуры внезапного контакта топлива UO_2 - PuO_2 с натрием от давления (начальная температура топлива 3470 К, начальная температура натрия 1070 К) [200].

месей и поверхностей, которые служат центрами парообразования; при $\alpha = 0$ происходит гомогенное парообразование.

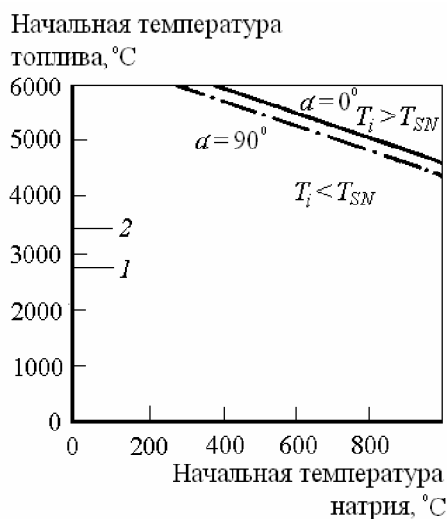


Рис. 5.43. Область изменения начальных значений температур топлива и натрия, для которой $T_i < T_{SN}$ (расположенная ниже наклонной линии): α - угол наклона зародыша пузырька к поверхности, на которой происходит парообразование; $\alpha = 0$ соответствует гомогенному образованию пузырьков пара; 1 - температура плавления, 2 - температура кипения UO_2 .

Модель Борда – Холла. Чтобы интенсивное взаимодействие топлива с натрием происходило одновременно в большом объеме, должен существовать механизм распространения взаимодействия внутри объема расплавленной смеси. В работе [201] была выдвинута гипотеза, что взрывное расширение холодной жидкости приводит к усиленному перемешиванию горячей и холодной жидкостей, т. е. к дальнейшему распространению их взаимодействия. На основе этой гипотезы Борд и Холл [202] разработали методику одномерного расчета динамики взрыва при условии установившегося режима распространения взаимодействия двух сред. Согласно методике рассматриваются три стадии процесса.

На первой стадии происходит смешивание с натрием относительно крупных капель топлива. Далее предполагается, что в результате действия какого-либо механизма возникает ударная волна. Третья стадия характеризуется размельчением капель топлива за счет ударной волны, интенсификацией перемешивания жидкостей и теплообмена, что в свою очередь способствует увеличению энергии волны (рис. 5.44).

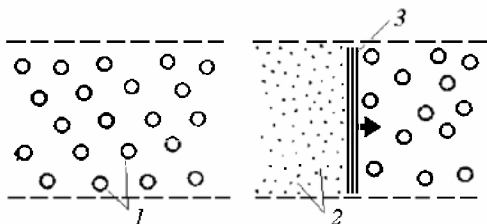


Рис. 5.44. Развитие процесса взаимодействия расплавленного топлива с натрием в соответствии с моделью Борда - Холла: 1 - большие капли топлива в натрии; 2 – мелкие капли топлива (размельчение происходит за счет проходящей ударной волны); 3 - волна давления.

Различные варианты рассмотренной модели процесса исследовались экспериментальным путем, однако механизм размельчения топлива за фронтом ударной волны до конца не изучен.

Процесс диспергирования капель топлива. Необходимым условием интенсивного теплообмена между взаимодействующими жидкостями во всех случаях является достаточно большая поверхность соприкосновения двух сред, которая образуется за счет хорошего размельчения расплавленного топлива. Специалисты рассматривают различные модели процесса диспергирования капель топлива в соответствии с разными концепциями явления взаимодействия топлива с натрием.

Во-первых, учитывается гидродинамическое дробление топлива, обусловленное быстрым относительным движением топлива и теплоносителя. Действием этого эффекта можно объяснить размельчение капель топлива вслед за прохождением ударной волны, как это предполагается в модели Борда - Холла. Основным критерием, характеризующим гидродинамическое дробление топлива, является число Вебера:

$$We = \frac{\rho D V^2}{\sigma}, \quad (5.38)$$

где ρ - плотность жидкости, которая подвергается дроблению; D - диаметр капель; V - относительная скорость движения жидкостей; σ - коэффициент поверхностного натяжения жидкости, подвергаемой дроблению. Хотя процесс дробления крупных капель топлива начинается при значениях $We \approx 12$, быстрое диспергирование капель (в соответствии с моделью Борда - Холла) может произойти только при срыве пограничного слоя неустойчивости по Тэйлору, что характерно для больших значений We , т. е. для более высоких скоростей относительного движения жидкостей.

Значения критерия Вебера и продолжительности предварительного смешивания в зависимости от числа Бонда (Bo) и коэффициента сопротивления C_D , (где $Bo = 3/8 \cdot C_D \cdot We$) получены для смесей жидкостей и газов. Данные экспериментов [203] показывают, что эти соотношения справедливы для смесей различных жидкостей, однако вопросы дробления капель жидкостей при их движении требуют более глубоких исследований.

Во-вторых, в качестве эффекта, вызывающего дробление капель топлива, в работе [198] было предложено рассматривать кипение жидкости. При этом учитываются такие явления, как интенсивное кипение, волны давления, конденсация паровых пузырьков, струйное течение, захват теплоносителя топливом и срыв паровой пленки. Некоторые из перечисленных эффектов могут иметь циклический характер: например, в случае захвата теплоносителя топливом происходит испарение взрывного характера, затем парожидкостный пузырек конденсируется, вследствие чего струя жидкого топлива проникает в натрий, вновь происходит захват теплоносителя топливом, и цикл повторяется. Большое внимание уделялось изучению срыва паровой пленки с поверхности капель топлива и связанного с этим интенсивного взаимодействия жидкостей. Результаты экспериментов показывают, что, если в момент срыва пленки температура на поверхности соприкосновения жидкостей превышает температуру спонтанного парообразования, взаимодействие жидкостей проходит бурно, что соответствует гипотезе [200].

В соответствии с другими моделями дробление капель топлива рассматривается как относительно медленный процесс. Одной из них является модель процесса дробления капель вследствие термических напряжений [204]. Согласно этой модели происходит быстрое затвердевание поверхностного слоя капли, и возникающие термические напряжения приводят к его разрушению. Описанный механизм хорошо согласуется с данными экспериментальных исследований равномерного впрыска расплавленного топлива в натрий. Однако поскольку для затвердевания топлива необходимо большое время (порядка 50 мс), такой процесс не приведет к взрыву паров. Одной из причин, вызывающих разрушение капель, может быть быстрый выброс газа (например, газообразных продуктов деления) из топлива. Поскольку инертные газы плохо растворяются в двуокиси урана, для этого топлива эффект выброса газа можно не учитывать.

Экспериментальные исследования взаимодействия расплавленного топлива с натрием проводились как на ЯР, так и на специальных стендах. Ре-

зультаты показывают, что во всех случаях происходит размельчение капель топлива, причем конечные размеры частиц могут быть самыми различными. На рис. 5.45 приведены распределения частиц по их размерам. Эксперименты по впрыску расплавленного топлива в натрий, вызванному аварийным увеличением тепловыделения в ТВЭЛ, проводились на ЯР TREAT. Размеры частиц топлива, образующихся при этом, были больше, чем требуется для распространения взаимодействия в объеме натрия в соответствии с моделью процесса Борда - Холла. Для исследования вероятности получения более мелких частиц необходимы эксперименты на вибрационных стендах.

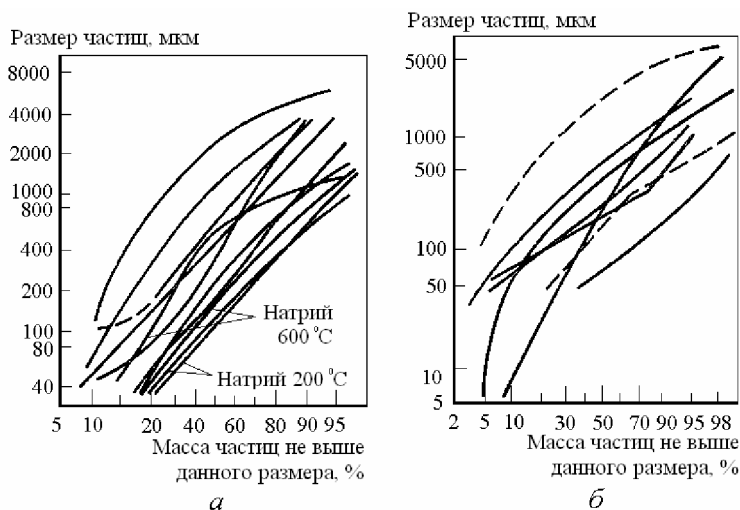


Рис. 5.45. Распределение по размерам частиц топлива при дроблении их в натрии [205]: *а* - результаты испытаний на ЯР TREAT и на моделях в малом масштабе; *б* - полномасштабные испытания на стендах.

5.1.12. Деформации и послеаварийное расхолаживание реакторов с жидкометаллическим охлаждением

После того как определено количество энергии, выделяемой в процессе аварийного разрушения АкЗ, необходимо оценить ее воздействие на внутри-реакторное оборудование, стенки корпуса и соединенные с ним трубопроводы (рис. 5.46).

Расширяющаяся масса АкЗ, характеризуемая большими значениями температуры и давления, входит в соприкосновение с прилегающими элементами конструкции и через слой теплоносителя передает энергию стенкам первого контура. Усилие, направленное вниз, передается через напорный коллектор АкЗ и слой натрия на днище бака ЯР и далее на узел крепления корпуса. Распространяющаяся в радиальном направлении волна давления достигает боковых стенок бака. При этом на участке, где внутреннее давление имеет максимальное значение, может произойти радиальный прогиб стенки бака.

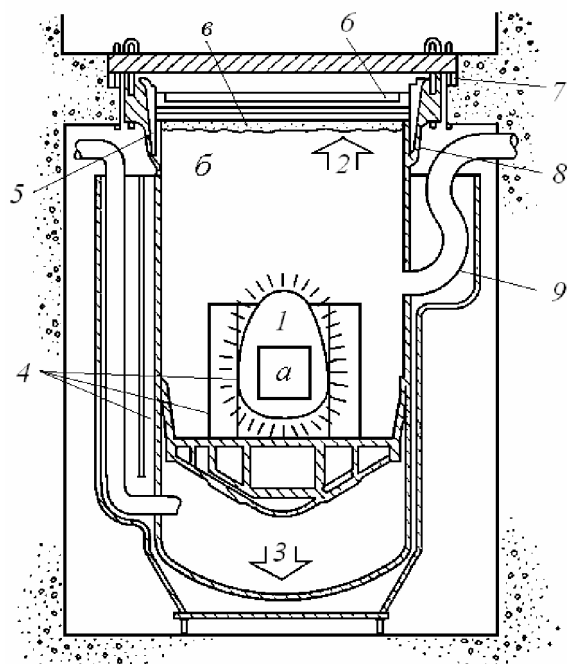


Рис. 5.46. Схема возможных повреждений ЯР петлевого типа при аварийном разрушении АкЗ: *a* - АкЗ; *б* - уровень натрия; *в* - газовая подушка; 1 - расширение пузыря с высокой температурой и давлением; 2 - подъем массы натрия над АкЗ; 3 - опускание элементов конструкции; 4 - радиальное перемещение нижней части бака ЯР и внутрибаковых конструкций; 5 - радиальное смещение верхней части бака; 6 - выброс натрия; 7 - смещение защитной крышки и деформация креплений; 8 - деформация опорных элементов бака ЯР; 9 - смещение трубопроводов.

Хотя верхняя часть АкЗ и расположенные над ней элементы конструкций препятствуют расширению расплавленного топлива, масса натрия над АкЗ поднимается под действием давления до соприкосновения с крышкой бака ЯР. Ударное воздействие натрия на крышку бака носит неупругий характер, при этом избыточная энергия рассеивается в радиальном направлении, вызывая деформацию стенки бака в верхней части. Крышка бака удерживается крепящими устройствами.

Механическая энергия, выделяемая при аварии ЯР, передается оборудованию теплоотводящих контуров, во-первых, за счет смещения патрубков на стенках бака, приводящего к деформации трубопроводов, и, во-вторых, благодаря распространению волны давления в натриевых контурах.

Охлаждение ЯР после аварии. Если в процессе аварии произошло значительное разрушение АкЗ, необходимое ее охлаждение связано с большими трудностями. Эта проблема достаточно полно освещена в работах [205, 206]. Для успешного решения задачи отвода тепла от АкЗ после ее разрушения необходимо в первую очередь определить расположение источников тепла, а затем проанализировать возможность организации теплоотвода с учетом конструктивных особенностей участков, расположенных как внутри бака ЯР, так и вне его. На рис. 5.47 показаны участки наиболее вероятного размещения тепловыделяющих масс топлива после аварии в АкЗ.

Источники тепловыделения после аварии. Чтобы оценить возможность отвода тепла в ЯР, находящемся в послеаварийном состоянии, необходимо установить, где и в каком количестве находятся осколки топлива.

Возможное перемещение топлива. Поскольку топливная матрица содержит в себе основную часть продуктов деления с большим периодом полураспада, определяющих остаточное тепловыделение, большое значение имеет распределение топлива внутри ЯР после аварии.

Как указывалось выше, развитие аварии ЯР, вызванной неконтролируемым повышением мощности, не приводит к значительному выбросу топлива из АкЗ. В данном аварийном режиме возможно перемещение топлива по высоте в отдельных ТВС, при этом может происходить частичное перекрытие свободного сечения сборок. Однако большая часть топлива сохраняет первоначальное положение.

Напротив, в случае аварии, связанной с ухудшением теплоотвода в ЯР, может произойти значительное перемещение топлива. Большое количество расплавленного топлива поднимается к верхней границе АкЗ, и некоторая его часть может быть выброшена в натриевую полость над АкЗ, чтобы осесть на

элементах конструкции тепловых экранов или достичь патрубков выходных трубопроводов первого контура (см. рис. 5.47).

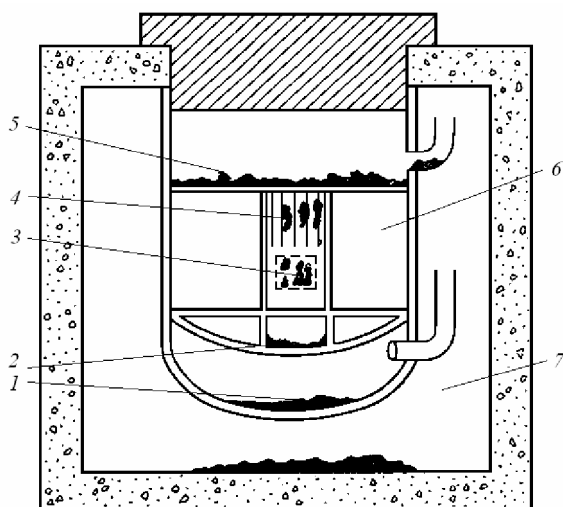


Рис. 5.47. Участки наиболее вероятного распределения осколков топлива после аварии в ЯР петлевой конструкции: 1 – днище бака; 2 – элементы ВКУ в нижней части бака; 3 – АкЗ; 4 – верхние элементы ВКУ; 5 – тепловой экран; 6 – пространство внутри бака; 7 – полость шахты ЯР.

В нижней части ЯР благодаря наличию большого количества холодного натрия, очевидно, будет затвердевать стекающий вниз расплавленный металл оболочек ТВЭЛ. Скопление значительного количества металла будет в какой-то степени препятствовать проникновению топлива в пространство, находящееся под АкЗ. В целях предотвращения разрушения стенок бака под действием расплавленного топлива необходимо предусматривать специальные защитные устройства (для ЯР «Суперфеникс» проектируется такое устройство, состоящее из нескольких горизонтальных поддонов). В противном случае, если произойдет расплавление большого количества топлива, оно вместе с натрием через днище бака может попасть в полость шахты ЯР.

Возможность образования вторичной критической массы – одна из основных проблем, связанных с разрушением АкЗ ЯРБН. Обеспечение эффек-

тивного расхолаживания ЯР после аварии возможно лишь при отсутствии критичности. В связи с этим необходимо проанализировать конструкцию ЯР в целях исключения возможного образования вторичной критической массы при скоплении твердого или жидкого топлива на отдельных участках. Условия образования критических масс подробно рассмотрены в [20, 36].

Конструкция нижней части реакторного бака должна исключать возможность образования критической массы в случае проникновения туда осколков топлива. В качестве примера устройства, предотвращающего образование вторичной критической массы внутри ЯР, можно назвать систему поддонов, предусмотренную в проекте ЯР «Суперфеникс». Объем каждого поддона рассчитан так, чтобы при заполнении его топливом не могла образоваться критическая масса. (На рис. 5.50 показано устройство, препятствующее образованию критической массы при выбросе топлива из ЯР. Принцип действия этого устройства состоит в механическом разделении больших количеств топлива на доли, каждая из которых меньше критической.)

Источники тепловыделения. Основным источником тепла в АкЗ, поврежденной в результате аварии и находящейся в прдокритическом состоянии, является остаточное энерговыделение продуктов деления. Тепловыделение за счет β -распада ^{239}U (период полураспада 23,5 мин) наиболее эффективно проявляется в течение нескольких часов, а за счет β -распада ^{239}Np (период полураспада 2,35 сут) - до нескольких суток. Меньшая доля остаточной тепловой мощности выделяется в АкЗ и натрия, а также за счет распада актинидов высокого порядка, таких как ^{242}Cm . Тепловыделение, обусловленное делением ядер топлива, прекращается сразу после остановки ЯР, при этом наиболее длительным (около 80 с) является тепловыделение за счет запаздывающих нейтронов.

На рис. 5.48 показаны кривые выхода продуктов деления ^{239}Pu и ^{235}U . Различие между кривыми становится заметным при значении массового числа

$A \approx 90$ (что соответствует стронцию) и при массовом числе $A = 105 \div 110$, однако это различие невелико.

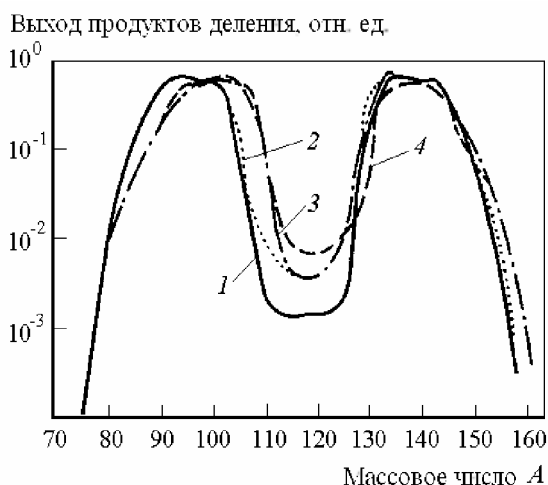


Рис. 5.48. Кривые выхода продуктов деления ^{235}U и ^{239}Pu : 1 - деление ^{235}U под действием тепловых нейтронов; 2 - деление ^{235}U под действием БН; 3 - деление ^{239}Pu под действием тепловых нейтронов; 4 - деление ^{239}Pu под действием БН.

Отношение остаточного тепловыделения продуктов деления к мощности, на которой работал ЯР, примерно одинаково для быстрых и тепловых ЯР. Однако благодаря большой удельной мощности абсолютное значение остаточного тепловыделения в АкЗ ЯРБН больше, чем в тепловом.

Отвод остаточного тепловыделения внутри бака ЯР. Преимущества натриевого теплоносителя проявляются не только в нормальных эксплуатационных режимах ЯРБН, но и в аварийных режимах охлаждения поврежденной или разрушенной АкЗ.

Как известно, температура кипения натрия при атмосферном давлении равна 880 °С, при этом теплоемкость его достаточно высока. Кроме того, расплавленное керамическое топливо (а также расплавленная сталь конструктивных элементов АкЗ) при взаимодействии с натрием размельчается, что создает наилучшие условия для отвода остаточного тепловыделения.

Благодаря указанным обстоятельствам существует возможность длительного аварийного расхолаживания поврежденной или полностью разрушенной АкЗ внутри ЯР. В случае частичного повреждения АкЗ ее конфигурация может существенно не измениться. Если же произойдет полное разрушение АкЗ, твердые осколки топлива могут быть произвольно разбросаны внутри реакторного бака. В этом случае необходимо обеспечить свободный доступ теплоносителя к участкам, на которых размещаются осколки. При недостаточно эффективном охлаждении может произойти полное испарение натрия и расплавление осколков топлива.

Охлаждение АкЗ, сохранившей свою конфигурацию. Если несмотря на повреждения отдельных ТВС, АкЗ в целом сохраняет свою конфигурацию, можно рассматривать четыре вероятных режима теплоотвода: охлаждение периферийных рядов ТВЭЛ в ТВС, если центральная часть сборки закупорена; охлаждение ТВС, в которых отсутствует натрий, за счет теплоотдачи к соседним сборкам; охлаждение твердых осколков топлива в ТВС за счет протечки натрия; охлаждение расплавленного топлива в нижней части ТВС за счет теплоотдачи к соседним сборкам.

Исследования показывают, что в первом режиме при естественной циркуляции натрия может быть отведена мощность, равная 10 - 25 % номинальной. Для осуществления второго режима остаточное тепловыделение ТВС, в которой отсутствует натрий, не должно превышать 3 % номинального значения, а циркуляция натрия в соседних ТВС должна поддерживаться за счет работы ГЦН на пониженной скорости (для этого может использоваться вспомогательный двигатель малой мощности). Охлаждение ТВС в третьем и четвертом режимах за счет естественной циркуляции натрия возможно лишь при малой остаточной мощности (0,5 % номинального значения). Таким образом, если конфигурация АкЗ не изменилась значительно в процессе аварии, отвод остаточного тепловыделения возможен даже при использовании естественной циркуляции теплоносителя через ЯР. Однако условия расхолаживания значительно усложняются, если концентрация топлива на каком-либо участке увеличивается.

Охлаждение твердых осколков, находящихся в различных точках бака ЯР. Поскольку массы расплавленного топлива и стали, вступая в контакт с натрием, размельчаются, встает проблема отвода тепла от скопившихся на отдельных участках отложений осколков. Возможные места этих отложений показаны на рис. 5.47. При организации теплоотвода от осколков необходимо прежде всего знать толщину слоя и состав отложений на данном участке. Если отложение произошло на горизонтальном участке элемента конструкции, толщина слоя определяется исходя из массы отложения и площади занимаемой поверхности, а также пористости осколков (обычно равной приблизительно 50 %).

Очевидно, отложения осколков на поверхностях внутрибаковых элементов будут находиться под уровнем натрия. Экспериментальные исследования показывают, что основной тепловой поток при этом направлен вверх, к натрию, покрывающему осколки. В тонком слое топлива тепло передается за счет теплопроводности и конвекции. Если толщина слоя достаточно велика, температура натрия, находящегося в непосредственном контакте с топливом, может достичь точки кипения; при этом пузырьки паров будут выноситься из зоны отложения топлива. При интенсивном кипении натрия пары могут образовывать сплошную оболочку вокруг топлива, которая будет препятствовать отводу тепла. В этих условиях охлаждение топлива определяется теплопроводностью среды как в верхнем, так и в нижнем направлениях.

Охлаждение расплавленного топлива. Если охлаждение твердых осколков топлива недостаточно эффективно, образуется смесь расплавленного топлива и стали. При этом большое значение имеет, в каком направлении происходит теплоперенос: по вертикали (вверх или вниз) или по горизонтали.

Внутри расплавленной массы топлива возникают токи естественной конвекции за счет разницы плотностей нагретой и холодной жидкостей. Появление естественной циркуляции возможно, когда подъемная сила, вызванная температурным градиентом, становится больше сил вязкости. Определенное влияние на развитие процесса массопереноса оказывают силы инерции жидкости. Взаимное влияние сил температурного напора, вязкости и инерции учитывается числом Грасгофа (Gr). Поскольку режим естественной конвекции характеризуется одновременным изменением энергии и количества движения, необходимо учитывать влияние числа Прандтля (Pr) на процесс теплопереноса. В связи с этим при описании процесса естественной конвекции обычно пользуются произведением чисел Gr и Pr , известным как число Рэлея (Ra).

Для жидкости с внутренними источниками тепловыделения, расположенной в пространстве между двумя горизонтальными пластинами с одинаковой температурой, можно записать

$$Ra_l = \frac{g\beta Q L^5}{\nu \alpha k}, \quad (5.39)$$

где β - температурный коэффициент расширения; g - ускорение свободного падения; Q - тепловыделение в единице объема, ν - кинематическая вязкость; a - коэффициент температуропроводности; k - коэффициент теплопроводности; L - расстояние между пластинами.

Если естественная конвекция жидкости не связана с внутренним тепловыделением, число Рэлея определяется как $Ra = g\beta\Delta TL^3/(va)$. В случае расплавленного топлива $\Delta T = QL^2/k$.

На рис. 5.49 представлены результаты экспериментальных и расчетных оценок доли теплового потока, направленной вниз (при одинаковых граничных температурах) [206]. Режим естественной конвекции при охлаждении топлива в ЯР после аварии характеризуется большими значениями Ra , для которых в соответствии с рис. 5.49 доля тепла, отводимого в нижнем направлении, составляет от 10 до 30 %.

Доля тепловой энергии,
передаваемой вниз, отн. ед.

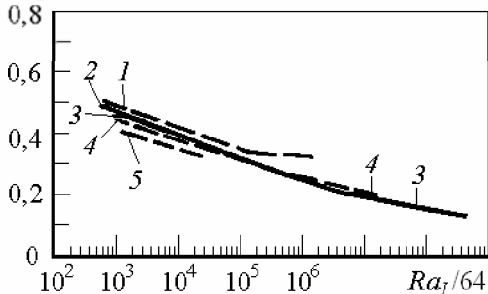


Рис. 5.49. Расчетные и экспериментальные данные по теплоотдаче в нижнем направлении для емкостей, заполненных тепловыделяющей жидкостью, при одинаковых граничных температурах [206]: 1 - 5 - данные различных авторов; сплошная линия - экспериментальные данные; штриховые - результаты расчетов.

Процесс распространения теплоты в горизонтальном направлении исследован менее подробно. В настоящее время вопросам охлаждения расплавленных отложений топлива уделяется большое внимание при исследовании безопасности тепловых и быстрых ЯР.

Зависимости, характеризующие потоки тепла по вертикали (в верхнем и нижнем направлениях) и по горизонтали, имеют вид

$$Nu = CRa_I^m. \quad (5.40)$$

Аварийная разгерметизация бака ЯР. Если в результате контакта с топливом происходит проплавление стенки бака ЯР, натрий и осколки топлива могут попасть в полость шахты ЯР. В связи с этим необходимо рассмотреть два основных вопроса: возможность ограничения последствий разгерметизации бака ЯР (например, за счет специальных устройств, предотвращающих растекание расплавленного топлива) и взаимодействие натрия и топлива с конструкционными материалами шахты ЯР.

Устройства для удержания топлива и натрия, устанавливаемые за пределами бака ЯР. В целях ограничения опасных последствий, связанных с выбросом топлива и натрия через неплотности, образовавшиеся в стенках

бака ЯР, внутренняя поверхность шахты облицовывается стальными листами, и, кроме того, внутри шахты устанавливаются удерживающие устройства различных конструкций.

Прежде всего необходимо исключить возможность контакта вылившегося натрия с бетонными стенами шахты, так как при этом возможно выделение влаги, которая бурно взаимодействует с натрием. Однако стальная облицовка не может противостоять высоким температурам в случае попадания на нее осколков топлива. В связи с этим необходимо предусматривать специальные системы, предназначенные для удержания топлива в течение длительного времени. Обычно такие системы выполняются в виде поддонов, заполненных термостойким материалом, служащим поглотителем тепла. Охлаждение поддонов осуществляется автономной системой теплоотвода, не связанной с основными контурами ЯР. На рис. 5.50 показана система удержания осколков АкЗ, проектируемая для ЯР SNR-300. Над поддоном с термостойким наполнителем расположено устройство, предназначенное для равномерного распределения осколков топлива по поверхности поддона, что исключает возможность образования вторичной критической массы и обеспечивает оптимальные условия для охлаждения, которое осуществляется теплоносителем NaK. 12

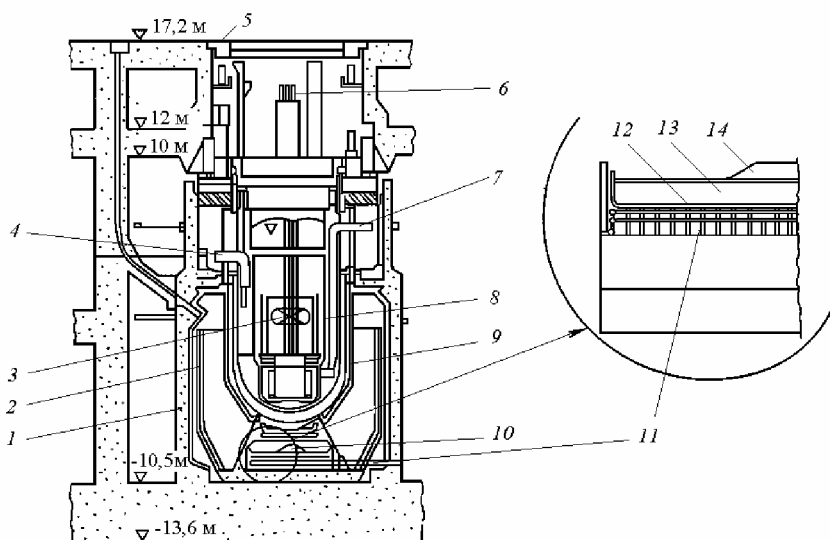


Рис. 5.50. Наружная система удержания осколков АкЗ ЯР SNR-300 в случае ее разрушения: 1 – биологическая защита; 2 – шахта ЯР; 3 – центр АкЗ (нулевая отметка); 4 – выход натрия; 5 – пол обслуживаемого помещения; 6 – регулирующие стержни; 7 – вход натрия; 8 – бак ЯР; 9 – страховочный кожух; 10 – устройство для удержания осколков АкЗ; 11 – система охлаждения удерживающего устройства (теплоноситель NaK); 12 – термостойкая конструкция, 13 – наполнитель (обедненная двуокись урана или графит); 14 – распределительное устройство.

Системы, предназначенные для удержания выброшенных из ЯР осколков топлива, делятся на три категории в соответствии с эффективностью их охлаждения. Существуют пассивные удерживающие устройства, работающие без охлаждения. Они представляют собой поддоны, заполненные материалом с большой теплоемкостью и низкой теплопроводностью. Конструкция устройства должна обеспечивать постепенное и равномерное заполнение поддона осколками топлива. В качестве материалов наполнителей применяются ThO_2 , обедненная UO_2 , окись магния MgO и графит. Наиболее устойчивой является MgO благодаря большим значениям удельной теплоемкости и теплоты плавления. Кроме того, в процессе смешиваний MgO с осколками топлива не происходит выделения газов или аэрозолей.

В удерживающих устройствах, принадлежащих к другой разновидности, используется охлаждение наружной поверхности поддона за счет естественной конвекции (система с пассивным охлаждением), что повышает эффективность системы и уменьшает нагрев бетонных стен шахты ЯР. Кроме того, существуют удерживающие системы с активным охлаждением, в которых используется принудительная циркуляция теплоносителя.

Взаимодействие натрия и топлива с бетоном. Изменение температурного режима бетона. Несмотря на то, что стенки шахты ЯР облицованы стальными листами, которые предотвращают непосредственный контакт натрия с бетоном, возможен значительный нагрев бетона горячим натрием, попавшим на стальные листы. Иногда между стальными листами и бетоном устанавливают прослойку из огнеупорного материала.

Как видно из рис. 5.51, при нагревании бетона может выделяться большое количество влаги [207]. Свободная (или капиллярная) влага начинает выделяться при сравнительно низких температурах. При температуре около 450°C выделяется химически связанная вода.

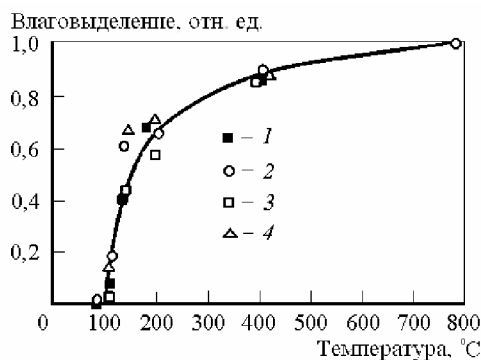


Рис. 5.51. Выделение влаги из бетона в зависимости от температуры: 1 - бетон марки М 225-С с магнетитовым заполнителем; 2 - бетон марки С-IX с базальтовым заполнителем; 3 - то же с эпоксидным покрытием; 4 - бетон марки LC-2 с известняком.

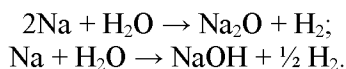
По данным некоторых исследований, при более высоких температурах возможно увеличение выделения влаги за счет обезвоживания заполнителя бетона. Таким образом, следует учитывать возможность значительного выделения влаги бетоном при повышенной температуре и предусматривать специальные меры (например, каналы внутри бетона) для сброса давления.

Если в качестве заполнителя бетона используется известняк, возможно выделение значительного количества CO_2 вследствие диссоциации CaCO_3 при высоких температурах:



Еще одна проблема, связанная с отсутствием покрытия на бетоне, - это возможность откалывания больших кусков бетона за счет растрескивания или выкрашивания. Такое откалывание возможно при непосредственном соприкосновении расплавленного топлива с бетоном. Разломы могут привести к образованию сквозных трещин в бетоне, через которые расплавленное топливо будет проникать в толщу бетонных конструкций.

Взаимодействие натрия с бетоном. При прямом взаимодействии горячего натрия с бетоном происходят химические реакции, сопровождающиеся выделением водорода. Большая часть этого водорода выделяется за счет экзотермической реакции натрия с водой:



Как показали экспериментальные исследования [208, 209], выделение водорода на поверхности контакта бетона с натрием составляет около $5 \text{ кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{ч})$. Если не обеспечить отвод этого водорода или его рекомбинацию за счет подачи кислорода, реакция натрия с водой приведет к опасному росту давления внутри защитной оболочки.

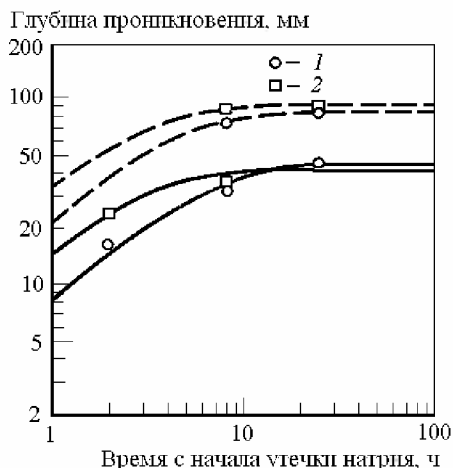
Наблюдения показали, что вначале происходит нагрев бетона и выделение влаги, а затем натрий реагирует с водой и заполнителем, при этом высвобождается водород и тепловая энергия. За счет выделяющегося тепла происходит нагрев натрия и бетона, что приводит к дальнейшей интенсификации взаимодействия.

В то же время интенсивность реакции может постепенно снижаться за счет образования тяжелых и вязких продуктов взаимодействия, которые скапливаются на горизонтальных участках конструкций и препятствуют контакту натрия с бетоном. Подобный эффект наблюдается и на вертикальных поверхностях бетона, однако поскольку продукты реакции здесь удерживаются хуже, они оказывают гораздо меньшее сопротивление взаимодействию. Если во время контакта с натрием в бетонных конструкциях появляются трещины, открывающие доступ натрия к незащищенным поверхностям, ослабляющее действие продуктов реакции на ход взаимодействия становится ничтожно малым. Количественным оценкам эффекта взаимодействия натрия с бетоном посвящены многочисленные исследования, проводимые в лабораториях в Сандии и в Хэнфорде.

Для расчета глубины проникновения натрия через горизонтальную поверхность бетона получены следующие зависимости [209]:

бетон на основе магнетита $d = 17,5 [1 - \exp(-0,2t)]$;

бетон на основе известняка $d = 10,4 [1 - \exp(-0,4t)]$, где d - глубина проникновения натрия, мм; t - время, ч.



На рис. 5.52 сравниваются результаты расчетов по приведенным формулам и данные экспериментальных исследований для горизонтальных и вертикальных поверхностей. При расчете аварийных режимов, сопровождающихся попаданием натрия на горизонтальные бетонные плиты, обычно принимают, что в течение 4 ч скорость проникновения натрия в бетон равна 13 мм/ч.

Рис. 5.52. Скорость проникновения жидкого натрия в бетон [209]: 1 - магнетит; 2 - известняк; сплошная линия - по горизонтали; штриховая линия - по вертикали.

Взаимодействие осколков ТБС с бетоном. При анализе возможных аварийных режимов, приводящих к разгерметизации бака ЯР, необходимо учитывать вероятность контакта с бетонными стенами шахты расплавленной стали и расплавленного топлива. Благодаря выделению из нагретого бетона влаги и двуокси углерода происходит окисление стали, поступающей вместе с топливом из АкЗ. Продуктами реакции окисления являются H_2 и CO (в дополнение к водороду, выделяющемуся при взаимодействии натрия с бетоном).

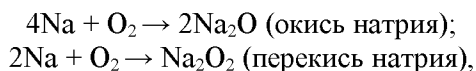
Несмотря на значительный объем расчетных исследований (с использованием программ GROWS и USINT), проблема количественной оценки интенсивности проникновения в бетон расплавленных осколков ТБС окончательно не решена. В процессе взаимодействия с топливом происходит расплавление бетона, что усложняет расчет. Поскольку составляющие бетона имеют меньшую плотность по сравнению с компонентами АкЗ, в очаге взаимодействия происходит сложное перемещение слоев расплавленной массы. Кроме того, выделяемый бетоном газ уносит часть тепла и может захватывать тепловыделяющий материал.

5.1.13. Горение неподвижного натрия и натриевых струй

В случае нарушения герметичности оболочки первого контура возможно загорание натрия. Различают горение струй натрия и горение неподвижного натрия. Горение неподвижного натрия происходит при скоплении в боксах вылившегося из контура натрия. Горение натриевых струй может быть при течи натрия через неплотности в стенках оборудования и трубопроводов, а также при выбросе натрия из бака ЯР в процессе гипотетической аварии разрушения АкЗ. Для уменьшения вероятности натриевых пожаров необходимы

соответствующие защитные меры. Разработка таких мер требует исследований возможных причин загорания натрия и условий, в которых развивается натриевый пожар. В первую очередь исследовалась возможная скорость горения натрия, рост давления газов в процессе горения, а также физические свойства выделяющихся аэрозолей.

В процессе горения натрия происходят две основные химические реакции с выделением тепла:



из которых первая является доминирующей. При горении не наблюдается интенсивного пламени, однако выделяется большое количество густого белого дыма окиси натрия.

Наиболее эффективной мерой по предотвращению натриевых пожаров является заполнение боксов, в которых размещается оборудование натриевых контуров, инертным газом. Содержание кислорода в атмосфере боксов не должно превышать 2 %.

Горение неподвижного натрия. Обычно загорание натрия происходит при температуре не ниже 250 °С (в случае перемешивания натрия возможно загорание при 200 °С). Поскольку горение натрия происходит на свободной поверхности объема, целесообразно оценивать интенсивность горения на единице поверхности. Средняя скорость сгорания натрия составляет 25 кг/(м²·ч). На рис. 5.53 приведено известное распределение температур в натрии и в газе около поверхности, на которой происходит горение. На рис. 5.54 представлена также известная зависимость изменения давления при горении натрия в заданном объеме бокса. В начале процесса горения происходит рост давления, вызванный увеличением температуры, однако по мере уменьшения содержания кислорода в атмосфере бокса давление падает. Чем больше объем бокса, тем меньше рост давления при заданном количестве натрия. Основной расчетной программой, используемой для исследования процессов горения неподвижного натрия, является SOFIRE.

Горение натриевых струй. Температура воспламенения натрия при его истечении или разбрызгивании значительно меньше, чем в условиях стационарного объема. Если разбрызгивание натрия происходит в виде крупных капель, температура воспламенения равна приблизительно 120 °С. Однако чем меньше размеры капель, тем ниже температура воспламенения.

Максимальное давление в боксе в значительной степени зависит от теплоотвода через стены. В соответствии с расчетными оценками давление газа может достигать 1 МПа. Однако как показывают результаты экспериментальных исследований, реальные давления значительно ниже предельных, полученных расчетным путем. На рис. 5.55 представлены результаты расчетных и экспериментальных исследований горения струи натрия в воздушной атмосфере при различных количественных соотношениях натрия и кислорода (если принять постоянным соотношение масс натрия и кислорода, развивае-

мое в процессе горения давление не зависит от габаритов бокса). Если доля кислорода относительно велика, в результате горения образуется перекись натрия, при уменьшении содержания кислорода продуктом является окись натрия. Рост давления, наблюдаемый при малых соотношениях Na/O_2 приостанавливается вследствие тепловых потерь, поскольку содержание кислорода в атмосфере бокса становится недостаточным для поддержания горения.

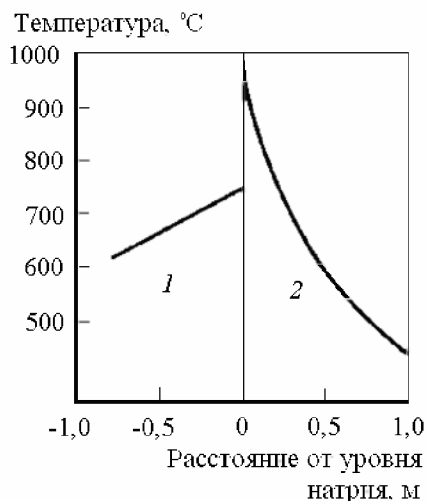


Рис. 5.53. Температуры натрия и газа около поверхности горения: 1 - натрий; 2 - газ.

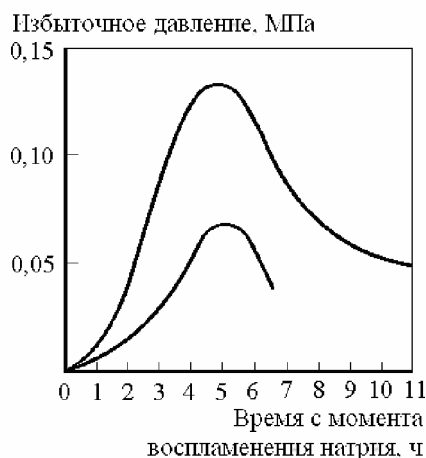


Рис. 5.54. Зависимость изменения давления газа внутри бокса, в котором происходит горение неподвижной массы натрия, от объема бокса (соотношение объемов боксов для верхней и нижней кривых равно 1 : 2).

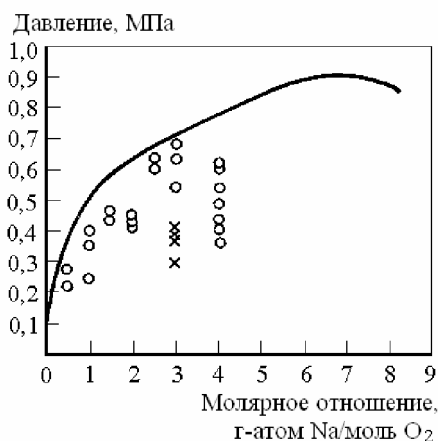


Рис. 5.55. Изменение давления в боксе при горении струи натрия в воздушной атмосфере при различных значениях молярного отношения Na/O_2 [210]: О - результаты экспериментов [211] с интенсивным впрыском натрия; х - результаты экспериментов [212] со сбросом давления; кривая на графике соответствует предельным значениям давления, полученным в работе [213]; исходное состояние системы: давление воздуха 0,1 МПа, температура воздуха 24 °С; температура натрия 400 - 430 °С.

Данные, приведенные на рис. 5.55, получены при исследовании разбрызгивания натрия, происходящего по двум различным причинам. В одном случае выброс натрия из контура происходит вследствие взрыва, а в другом - из-

за аварийной разгерметизации контура. Поскольку в первом случае происходит большее размельчение капель жидкого натрия, интенсивность горения и рост давления значительно больше, чем во втором случае.

Расчеты режимов горения натрия, распыленного в воздухе, проводятся по программам SPRAY и SOMIX.

5.2. Аварийные процессы в реакторах с газовым охлаждением

ЯРБН с газовым охлаждением во многом подобны таковым в реакторах с жидкометаллическим охлаждением. Это касается таких параметров, как нейтронно-физические характеристики, свойства материалов и т. п. Что же касается конструкции ЯР и проблем безопасности, то здесь присутствует ряд принципиальных различий ЯРБН, охлаждаемых жидким металлом и газом. Ниже рассмотрены конструкционные особенности и вопросы безопасности ЯРБН с газовым охлаждением.

5.2.1. Особенности конструкции реакторов на быстрых нейтронах с газовым охлаждением

Разработка проектов ЯРБН с газовым (гелиевым) охлаждением проводилась в США и в Европе. Использование газового теплоносителя приводит к более жесткому спектру нейтронов, следовательно, к большему коэффициенту воспроизводства. В ряде случаев капитальные затраты в этом варианте могут оказаться ниже, чем при жидкометаллическом охлаждении. Гелий является одноатомным инертным газом и не активируется под действием нейтронного излучения. Поэтому отпадает необходимость в промежуточном контуре, в специальной противопожарной защите, в системах очистки. Перечень преимуществ и недостатков гелия в качестве теплоносителя приведен ниже.

Первые разработки в этом направлении были начаты в США в 1962 г. фирмой «Дженерал электрик». Их результатом явились проекты газоохлаждаемых ЯРБН электрической мощностью 300 и 1000 МВт. До 1978 г. в конструкциях таких ЯР предусматривалась продувка газа через АкЗ сверху вниз. С 1978 г. был принят модифицированный вариант продувки снизу вверх, с тем чтобы обеспечить естественную циркуляцию газового потока в случае аварийного отказа принудительной продувки.

С конца 1970 г. была начата программа международного сотрудничества по проблеме газоохлаждаемых ЯРБН. Участниками сотрудничества были национальная лаборатория ядерного центра в Карлсруэ совместно с промышленной фирмой KWU (ФРГ) и швейцарская национальная лаборатория EIR. Одновременно была организована Европейская ассоциация по газоохлаждаемым ЯРБН-размножителям (GBRA). Выбору гелия в качестве теплоносителя предшествовали исследования других вариантов, включая пар и углекислый газ. Пар был отвергнут из-за коррозионного воздействия на оболочку, положительного эффекта реактивности и неблагоприятного влияния на характе-

ристики воспроизводства. Углекислый газ имеет такие отрицательные свойства, как значительный перепад давления и связанные с ним механические и акустические нагрузки на конструкцию АкЗ, а также значительный расход мощности в системе циркуляции. В СССР исследовался вариант ЯРБН с охлаждением газом N_2O_4 . В этом варианте использовалось свойство диссоциации этого газа $N_2O_4 \rightarrow 2NO_2$ при нагревании с последующей рекомбинацией при расширении в турбине. Были попытки повысить экономичность этого цикла путем сжижения газа на участке возврата в ЯР.

В разработках газоохлаждаемых ЯРБН в целом предпочтение отдается гелиевому варианту. Ниже указано, что нового вносит переход от натриевого охлаждения к гелиевому.

Характеристики гелиевого теплоносителя. На конструкцию ЯРБН самое сильное влияние оказывает выбор теплоносителя. В этом можно убедиться, сравнивая ЯР с натриевым и гелиевым охлаждением. Достоинства и недостатки того и другого перечислены ниже. Вначале показано влияние теплоносителя на конструкцию, затем - на безопасность ЯР, хотя часть эффектов носит общий характер.

*Преимущества использования гелия по сравнению
с натрием в качестве теплоносителя ЯРБН*

Преимущества	Недостатки
Улучшенные характеристики воспроизводства: хорошие показатели топливного цикла, небольшая реактивность выгорания, упрощенные требования к СУЗ	Большая утечка нейтронов: экономическая неоптимальность размеров АкЗ
Неактивируемость гелия: отсутствие промежуточного контура (удешевление конструкции), ремонтоспособность оборудования	Плохие теплофизические свойства гелия: необходимость шероховатой поверхности ТВЭЛ, большая мощность насосов
Слабое взаимодействие нейтронов с гелием: достаточные зазоры в условиях распухания металлов, малая реактивность теплоносителя	Высокие давления для обеспечения экономичности: проблема теплосъема, большая мощность насосов
Инертность и прозрачность гелия: отсутствие коррозии, невоспламеняемость гелия, дистанционный визуальный контроль	Низкий теплосъем при падении давления: недостаточность естественной циркуляции для расхолаживания
Однофазное состояние гелия: отсутствие опасности внезапной потери гелия или механических ударных повреждений, непрерывность естественной циркуляции	Необходимость надежной аварийной системы расхолаживания
	Малый отрицательный доплеровский коэффициент
	Опасность переходных процессов

Преимущества гелиевого охлаждения. Главным преимуществом гелия является меньший эффект замедления и поглощения нейтронов, чем в случае натрия или других теплоносителей.

Благодаря меньшему поглощению нейтронов в реакции (n, γ) увеличивается доля нейтронов, участвующих в производстве плутония, а более жесткий спектр приводит к увеличению числа мгновенных нейтронов в акте деления, т. е. тоже к росту коэффициента воспроизводства. Последствия жесткого спектра наиболее проявляются в плутониевых системах, так как величина ν для плутония и скорость деления в ^{238}U существенно зависят от энергии падающих нейтронов. Данный эффект был менее значительным в ранних проектах с пониженной скоростью прокачки гелия и малой объемной долей топлива (т. е. с низким коэффициентом воспроизводства). В усовершенствованных проектах эти недостатки устранены. Сравнение ЯРБН с натриевым и гелиевым теплоносителями при условии одинаковой объемной доли топлива показывает, что в гелиевом варианте коэффициент воспроизводства выше, загрузка плутония тоже выше (из-за повышенной утечки), и время удвоения меньше. Это преимущество является важным с точки зрения экономии урановых ресурсов.

Следующее преимущество гелия заключается в том, что он не активируется при облучении. Следовательно, отпадает надобность в промежуточном контуре. Последний необходим в ЯРБН для отделения первого радиоактивного контура от ПГ, что ведет к увеличению капитальных затрат.

В ЯРБН с гелиевым охлаждением проблема распухания не имеет такой остроты, как при жидкометаллическом охлаждении. В связи с относительно малым поглощением и рассеянием нейтронов в гелии в конструкции АКЗ можно предусмотреть увеличенный допуск на распухание металла. Благоприятным следствием слабого взаимодействия нейтронов с гелием является также соответствующая малая реактивность в противоположность натриевой реактивности.

Из-за химической инертности гелия не возникает проблемы несовместимости теплоносителя с конструкционным материалом или топливом. Поэтому в принципе можно повысить температуру гелия на выходе. Прозрачность газового теплоносителя также является весьма благоприятным свойством, так как позволяет осуществлять дистанционный визуальный контроль оборудования.

Необходимо также подчеркнуть, что в смысле безопасности гелий выгодно отличается от натрия химической инертностью по отношению к воде и воздуху. Наконец, тот факт, что гелий может находиться в ЯР только в газообразной фазе, исключает внезапные изменения интенсивности теплопередачи. При жидкометаллическом охлаждении такая опасность существует в случае быстрого перехода натрия из жидкой фазы в газообразную. Одним из серьезных вопросов безопасности ЯРБН является взаимодействие натрия с жидким топливом в процессе неконтролируемой аварии. Если в качестве теплоносителя выступает гелий, то быстрая передача тепла от жидкого топлива к гелию невозможна. Соответственно не возникает опасность механического повреждения отдельных систем при взрывном парообразовании.

Следует отметить еще два достоинства гелия, не указанных на стр 433. В принципе возможна конструкция ЯРБН с прямым тепловым циклом, т. е. с подачей гелия из ЯР прямо на турбину. В таком случае отпадает надобность в промежуточной системе ПГ, капитальные затраты снижаются. Однако нужно решить техническую проблему - разработать новый тип турбины в качестве элемента системы гелиевого охлаждения с высоким давлением. Другое достоинство гелия состоит в том, что выход газа из разгерметизированного ТВЭЛ никак не влияет на эффективность гелиевого охлаждения. В аналогичном случае при жидкометаллическом охлаждении газовые пузыри ухудшают теплосъем в области повреждения ТВЭЛ.

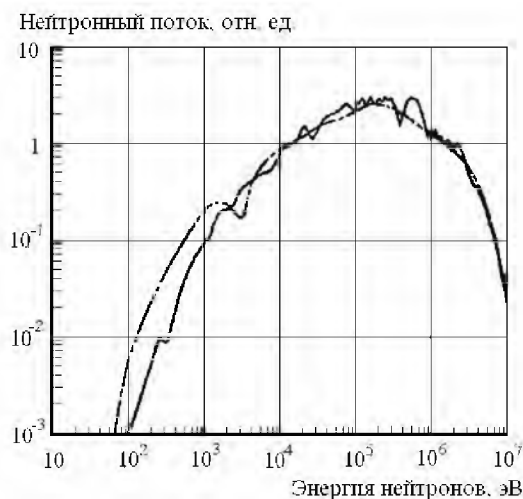
Недостатки гелиевого охлаждения. Слабое по сравнению с натрием взаимодействие нейтронов с гелием имеет и негативную сторону, заключающуюся в увеличении утечки нейтронов. Особенно сильно это проявляется в ЯР сравнительно небольшой электрической мощности (около 300 МВт и ниже). Поэтому ЯРБН с гелиевым охлаждением становятся экономичными при значительной электрической мощности (1000 МВт и выше), когда размеры АкЗ велики и относительная роль утечки падает.

Теплопередающие свойства гелия существенно хуже, чем натрия, поэтому приходится искусственно увеличивать турбулентность гелиевого потока вблизи оболочек ТВЭЛ. В связи с этим растет величина необходимого перепада давления по высоте АкЗ и усложняется вся теплогидравлическая часть ЯР. Значительная необходимая мощность газодувов является прямым следствием плохих теплопередающих свойств гелия.

Наибольшим недостатком ЯРБН с газовым охлаждением является необходимость весьма больших давлений. В АкЗ с плотностью энерговыделения, обеспечивающей экономичность ЯР, требуется создать давление гелия в диапазоне 7 - 10 МПа. Таким образом, ЯРБН с гелиевым охлаждением представляет собой систему высокого давления. При этом следует напомнить, что натриевая система в ЯРБН работает в условиях практически атмосферного давления. Необходимость высокого давления гелия обуславливает специальные требования к конструкции. Например, серьезные требования предъявляются к необходимости замедления темпа аварийного снижения давления. Это ключевой вопрос безопасности ЯРБН с гелиевым охлаждением. Для решения этой проблемы конструкторы пошли по пути создания реакторного бака из упругого бетона.

Учитывая вероятность аварийного снижения давления, необходимо также предусмотреть охлаждение ЯР при низких давлениях. Кроме того, система надежного съема остаточного тепловыделения должна функционировать и в условиях ремонта, а также перегрузки топлива. В том и другом случае естественная циркуляция теплоносителя оказывается недостаточной (в отличие от условий ЯРБН с жидкометаллическим охлаждением). Поэтому возникает необходимость в создании надежной дополнительной системы принудительного охлаждения.

Наконец, недостатком ЯРБН с гелиевым охлаждением является сравнительно малое значение отрицательного доплеровского коэффициента реактивности, обусловленное двумя следующими обстоятельствами. Первое связано с более жестким спектром и соответственно малой долей нейтронов в резонансной области (рис. 5.56),



второе — рост критической загрузки. При этом стоит отметить, что в случае жидкометаллического охлаждения при удалении натрия значение доплеровского коэффициента реактивности также мало.

Рис. 5.56. Сравнение спектров нейтронов в ЯРБН с гелиевым (сплошная кривая) и натриевым (штрихпунктирная кривая) охлаждением.

Таким образом, следует заключить, что по причине наличия ряда серьезных преимуществ гелиевого охлаждения ЯРБН по сравнению с жидкометаллическим гелиевое охлаждение является весьма привлекательным и заслуживает самого тщательного изучения.

Системы реактора. Ниже рассматриваются основные особенности демонстрационной АЭС на основе ЯРБН с гелиевым охлаждением электрической мощностью 360 МВт. Схема АЭС показана на рис. 5.57, а, б. Система парообеспечения электрической мощностью 300 МВт приведена на рис. 5.58. Основные системы охлаждения ЯР (АкЗ, главный ПГ, дополнительные теплообменники, основные и вспомогательные циркуляционные линии и т. д.) размещены внутри корпуса из предварительно напряженного бетона.

Реакторный бак. Из требования высокой экономичности производства электроэнергии вытекает необходимость высокого давления в системе гелиевого охлаждения ЯРБН. Давление должно быть в пределах 7 - 10 МПа, т. е. такого же порядка, как в водо-водяных ЯР. По соображениям безопасности нельзя допустить внезапного аварийного падения давления ниже некоторого критического уровня. Именно по этой причине была выбрана конструкция корпуса из предварительно напряженного железобетона. Сжимающее усилие создается специальной системой оплеток по принципу постоянно действующего обруча. Эта конструкция по существу была заимствована из высокотемпературных тепловых ЯР с газовым охлаждением. Размеры бака в проекте демонстрационного ЯРБН с гелиевым охлаждением составляют 32 м по высоте и 33 м в диаметре.

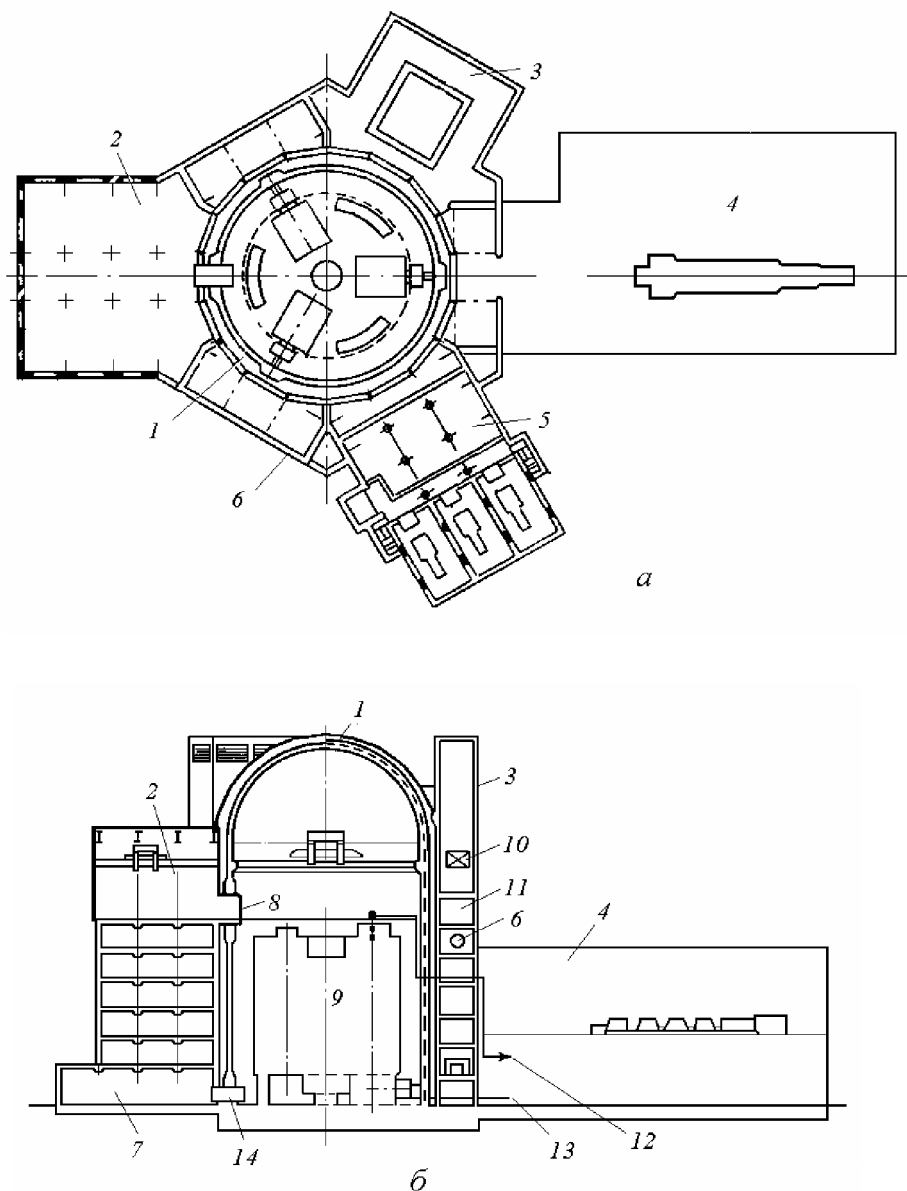


Рис. 5.57. Вид сверху (а) и сбоку (б) АЭС на основе ЯРБН с гелиевым охлаждением: 1 - ЗО ЯР; 2 - помещение для обслуживания ЯР; 3 - хранилище топлива; 4 - турбинный зал; 5 - здание дизель-генератора и контрольных устройств; 6 - дополнительное здание для обслуживания; 7 - системы для очистки гелия и работы с радиоактивными отходами; 8 - монтажный шлюз; 9 - реакторный корпус из предварительно напряженного бетона; 10 - петли дополнительного охлаждения АкЗ; 11 - помещение для насосов дополнительной системы охлаждения; 12 - основная петля охлаждения; 13 - система питательной воды; 14 - шлюз для обслуживания ЯР.

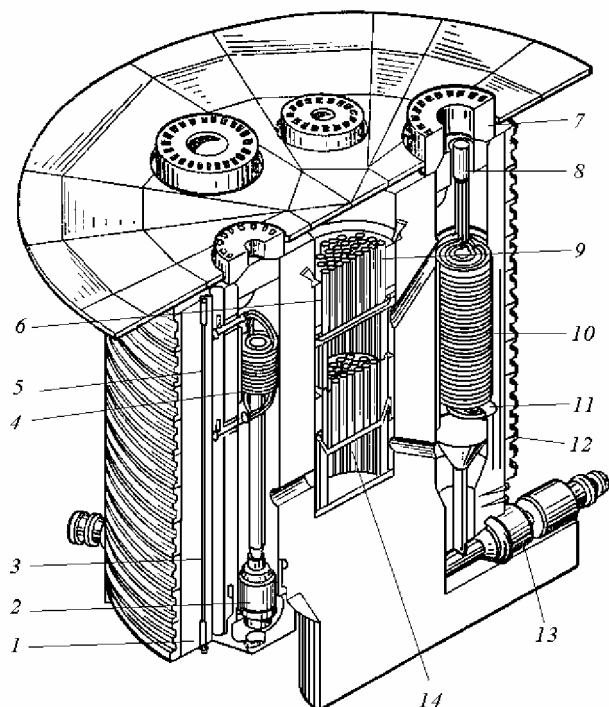


Рис. 5.58. Системы парообеспечения в ЯРБН с гелиевым охлаждением: 1 - реакторный корпус из предварительно напряженного бетона; 2 - дополнительная газодувка; 3 - упрочняющая арматура; 4 - дополнительный теплообменник; 5 - система водяного охлаждения; 6 - полость АкЗ; 7 - отверстие с бетонной пробкой; 8 - трубчатый перегреватель; 9 - орган регулирования; 10 - ПГ; 11 - подвод питательной воды; 12 - конструкция стенки корпуса; 13 - главная газодувка; 14 - АкЗ.

Внутри бака располагается АкЗ с системой крепления и системой радиационной защиты. Имеются три периферийные полости в стенке бака, предназначенные для размещения трех основных охлаждающих петель, каждая из которых содержит ПГ и гелиевую газодувку. Помимо основных охлаждающих петель, предусматриваются три вспомогательные, расположенные в полостях меньшего размера. Доступ к охлаждающим системам при монтаже и ремонте осуществляется через отверстие в верхней части каждой полости. В рабочем состоянии эти отверстия закрываются бетонными пробками.

Каждый ПГ имеет входной объем, соединенный с дополнительным теплообменником посредством канала. Это делается для того, чтобы сохранить распределение температурного поля при переходе от нормального режима принудительного охлаждения основной системой к режиму аварийного охлаждения вспомогательной системой, рассчитанной на естественную циркуляцию теплоносителя.

Все внутренние полости и каналы армированы сталью толщиной 13 мм. Тем самым уменьшается вероятность газовой течи. Стальной лист имеет специальное теплоизоляционное покрытие со стороны теплоносителя. Кроме того, имеется система водяного охлаждения со стороны бетона. Тепловые напряжения, развивающиеся в стали, в значительной мере компенсируются напряжением предварительного сжатия.

К конструкции бака обычно предъявляется требование выдерживать давление, вдвое превышающее рабочее. Кроме того, требуется запас мощности газодувок на случай газовой течи через из проходных отверстий. Основная система охлаждения должна также обеспечить инерцию падения давления при внезапном значительном нарушении герметичности, чтобы задействовать систему отвода остаточного тепловыделения.

Теплопередающие системы. Принципиальная схема системы теплопередачи в газоохлаждаемом ЯРБН представлена на рис. 5.59. Она содержит основной гелиевый контур высокого давления, пароводяную систему и систему сброса тепла. Гелий в основном контуре прокачивается через АкЗ с помощью центробежных газодувок, приводимых в действие электродвигателями. Горячий гелий охлаждается при прохождении через ПГ, отдавая теплоту питательной воде. Образующийся при этом перегретый пар направляется на турбину. Основной охлаждающий контур со всеми его компонентами расположен внутри железобетонного корпуса ЯР.

Пароводяная система запитывается от главного конденсатора, расположенного под турбиной. Питательная вода прогоняется связанными с турбиной насосами через ряд нагревателей, использующих турбинный пар, и затем подается в ПГ. Имеются три ПГ интегрального типа с винтообразным расположением трубок. Вода движется по трубкам вверх, закипает и превращается в перегретый пар.

Система сброса тепла имеет свой водяной контур; в ней используется принцип принудительного охлаждения и испарения воды в атмосфере воздуха. В целом все перечисленные системы производства электроэнергии аналогичны системам в ЯРБН, за исключением того, что в газоохлаждаемом реакторе отсутствует промежуточный контур.

Для снятия остаточного тепловыделения в остановленном ЯР служит одна из трех специальных систем:

- 1) байпасная линия «пар – конденсатор», работающая в нормальных условиях;
- 2) трехпетлевая охлаждающая система АЗ, включающая в себя основные ПГ и газодувки; для работы последних предусмотрены дополнительные двигатели с аварийным питанием;
- 3) дополнительная трехпетлевая система охлаждения АкЗ; в систему входят аварийные газодувки, теплообменники и линии сброса тепла с использованием естественной циркуляции.

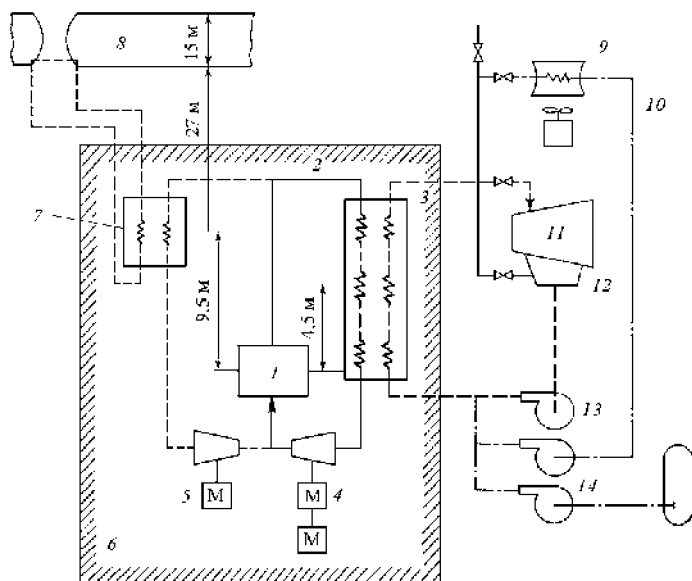


Рис. 5.59. Системы теплопередачи в ЯРБН с гелиевым охлаждением: ——— - основной гелиевый контур; - - - - - система отвода остаточного тепла в остановленном ЯР; - - - - - дополнительная (аварийная) система охлаждения; 1 - АкЗ; 2 - первый контур; 3 - второй контур; 4 - главная газодувка; 5 - дополнительная газодувка; 6 - реакторный корпус из предварительно напряженного бетона; 7 - дополнительный теплообменник; 8 - петля аварийного охлаждения на естественной циркуляции; 9 - градирня; 10 - контур дополнительной системы принудительного охлаждения; 11 - турбина; 12 - конденсатор; 13 - насос для подачи питательной воды; 14 - насосы дополнительной системы охлаждения.

Байпасная линия используется для снятия остаточного тепловыделения, когда все теплопередающие системы находятся в работоспособном состоянии. Линия включается открытием клапана конденсатора при одновременном закрытии турбинного (стопорного) клапана, после чего пар поступает в быстродействующую редукционную охлаждающую установку и далее в конденсатор. Циркуляция гелия и питательной воды через ПГ продолжается обычным образом.

При отказе какого-либо компонента основной охлаждающей системы автоматически включается САОЗ. В этом случае прокачка гелия в каждой из трех петель осуществляется главными газодувками с помощью аварийных двигателей, имеющих варьируемую скорость. Теплота от ПГ отводится в систему воздушного охлаждения. ПГ заполняются водой, которая циркулирует в контуре воздушного охлаждения с помощью циркуляционных насосов. Заборником тепла является водяной бак, в котором вода кипит и испаряется в атмосферу. Расход воды таков, что ее пополнение требуется примерно каждые 20 мин.

На случай неисправности основной и аварийной систем охлаждения (в том числе при падении давления гелия) предусмотрена дополнительная система охлаждения АкЗ, состоящая из трех независимых петель. В каждой петле имеется теплообменник, гелиевая газодувка и водяной контур. Компонентами водяного контура являются бак под давлением, циркуляционные водяные насосы и теплообменник воздушного типа. При отключении питания электрического оборудования расхолаживание АкЗ продолжается за счет естественной вентиляции, т. е. циркуляции гелия, обусловленной перепадом давления по высоте петли (при условии сохранения давления в корпусе).

К основным компонентам теплопередающей системы относятся газодувки и ПГ. Схематическая конструкция главной газодувки демонстрационного ЯРБН с гелиевым охлаждением представлена на рис. 5.60. Каждая из трех таких газодувок жестко вмонтирована в нижнюю часть стенки бетонного корпуса, под ПГ. Горизонтально расположенные электродвигатели находятся за бетонным корпусом.

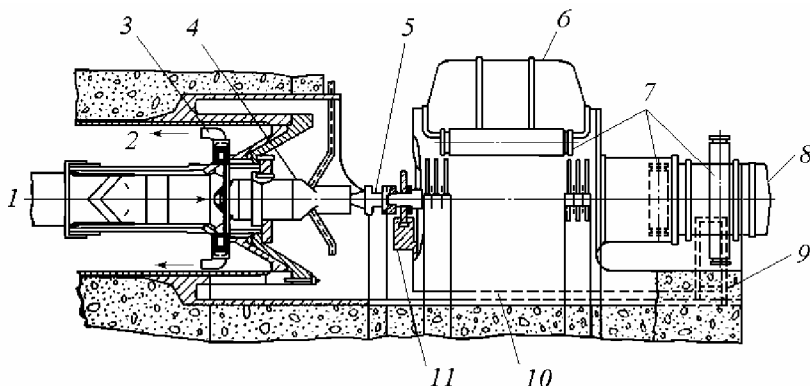


Рис. 5.60. Конструкция главной газодувки ЯРБН с гелиевым охлаждением: 1 - входное отверстие; 2 - выходная полость; 3 - диффузор; 4 - ротор газодувки; 5 - сцепление; 6 - главный двигатель; 7 - система масляного охлаждения; 8 - дополнительный двигатель; 9 - опора; 10 - крепление двигателя; 11 - тормозная система.

Выходящий из ПГ гелий поступает в газодувку и ускоряется рабочим колесом центробежного типа, проходит ряд трубчатых диффузоров и заполняет наружную полость газодувки. Далее через холодный канал гелий направляется во входной объем ЯР.

На рис. 5.61 приведена схема интегрального ПГ, предназначенного для демонстрационного ЯРБН с гелиевым охлаждением. Каждый ПГ помещен в специальную полость бетонного корпуса. Горячий гелий проходит сверху вниз по наружным трубкам, отдает теплоту воде и пару и выходит через нижнее отверстие. Питательная вода движется во встречном направлении и выходит через верхнюю рубашку перегревателя в виде пара.

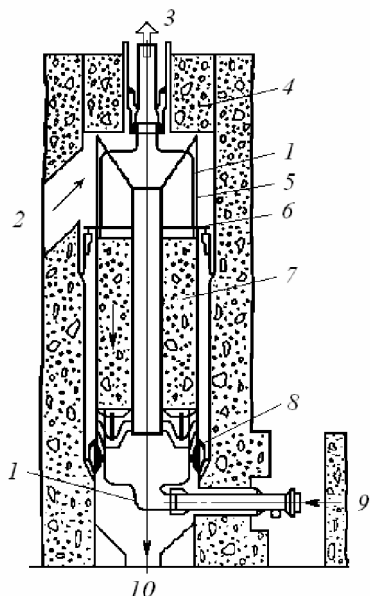


Рис. 5.61. Общая схема конструкции ПГ ЯРБН с гелиевым охлаждением: 1 - расширяющая петля; 2 - гелий из АкЗ; 3 - выходящий пар; 4 - заглушка; 5 - распределитель потока; 6 - крепежный фланец; 7 - спиральный пучок трубок; 8 - сейсмостойкое крепление; 9 - входящий поток воды; 10 - гелий, поступающий в газодувку.

ПГ прикреплен к обкладке бетонного корпуса с помощью верхнего фланцевого соединения, имеет специальную опорную конструкцию и боковые сейсмические ограничители. На входе имеется устройство для формирования однородного потока гелия. Трубчатая навивка, являющаяся теплопередающей частью ПГ, проходит через пластины крепления, передающие механические напряжения на опорную конструкцию. ПГ мощностью около 350 МВт имеет примерно диаметр 4 м и высоту 8 м.

Конструкция АкЗ газоохлаждаемого ЯРБН во многих отношениях подобна таковой в ЯРБН с жидкометаллическим охлаждением, хотя при одинаковой мощности она имеет несколько большие размеры из-за более свободного расположения топливной решетки. Сходство указанных конструкций АкЗ объясняется использованием аналогичных топливных и конструкционных материалов и идентичностью температурных и радиационных условий.

В зонах воспроизводства обычно содержится обедненный уран в виде UO_2 , в некоторых проектах - ThO_2 . Материалом для оболочек и чехлов служит нержавеющая сталь марки 316, с холодной деформацией 20 %, что обусловлено опытом работы ЯРБН с жидкометаллическим охлаждением. Изучаются также возможности использования альтернативных типов конструкционного материала. К ним относятся другие марки аустенитных нержавеющих сталей, ферритные стали и сплавы с высоким содержанием никеля.

Особенностью геометрии АкЗ газоохлаждаемых ЯРБН, как отмечалось, является увеличенное расстояние между ТВЭЛ. Выбор этого расстояния определяется несколькими факторами, в первую очередь мощностью, затрачиваемой на прокачку гелия, и экономией нейтронов. Типичные объемные доли материалов в ЯРБН с гелиевым и с жидкометаллическим охлаждением представлены в табл. 5.2. Из этих данных следует, что объемная доля гелия существенно выше, чем натрия, что является следствием различия теплофизических свойств обоих видов теплоносителя. Вместе с тем этот факт для газоохлаждаемых ЯР является благоприятным с точки зрения последствий радиационного распухания конструкционных материалов.

Таблица 5.2. Типичные объемные доли материалов

Материал	ЯРБН с гелиевым охлаждением	ЯРБН с натриевым охлаждением
Топливо	0,30	0,45
Теплоноситель	0,55	0,40
Конструкционный материал (нержавеющая сталь)	0,15	0,15

На рис. 5.62 схематически представлена конструкция ЯРБН с гелиевым охлаждением электрической мощностью 360 МВт. АкЗ окружена боковой и торцевыми зонами воспроизводства, содержащими сырьевой материал. За боковой зоной воспроизводства расположены сборки защиты. Защита имеется также за торцевыми зонами воспроизводства, причем она должна быть более массивная, чем в ЯРБН с жидкометаллическим охлаждением, из-за малой плотности теплоносителя.

Сечения сборок различных типов представлены на рис. 5.63. Характерные размеры элементов примерно соответствуют таковым в ЯРБН с жидкометаллическим охлаждением. Общая конструкция ТВС представлена на рис. 5.64. Для получения однородных температур гелия на выходе сборки предусмотрена сменная насадка. ТВЭЛ фиксируются в сборке с помощью дистанционирующих решеток, обеспечивающих оптимальное формирование потока теплоносителя в каналах сборки.

Конструкция ТВЭЛ в ЯРБН с газовым охлаждением близка к таковой в ЯРБН с жидкометаллическим охлаждением, за исключением наличия негладкой поверхности оболочки и устройства для выравнивания давления.

Оребрение поверхности ТВЭЛ в активной части приводит к усилению теплопередачи, что использовалось в тепловых газоохлаждаемых ЯР. Поскольку мощность, требующаяся для прокачки гелия, при этом растет, необходим критерий, позволяющий установить компромисс между выигрышем в теплосъеме и дополнительными затратами мощности. Таковым может служить индекс качества теплосъема $I = St^3/f$, где St - число Стэнтона (см. формулу (5.41)); f - коэффициент трения. Величина этого индекса пропорциональна отношению тепловой мощности к мощности прокачки, и ее увеличение является целесообразным.

Типичная негладкость, создаваемая двухмерным рельефом поверхности ТВЭЛ, приводит к почти двукратному росту числа Стэнтона и четырехкратному росту коэффициента трения по сравнению с условиями теплообмена гладкого ТВЭЛ [214]. Таким образом индекс качества теплосъема удваивается. Рассматривались варианты трехмерного рельефа поверхности, при которых расчетный индекс качества возрастает в 4 раза [215].

Негладкая (ребристая) поверхность не только улучшает теплопередачу, но также выравнивает температурное поле ТВЭЛ и дистанционирующих решеток, т. е. обуславливает однородное распухание металла.

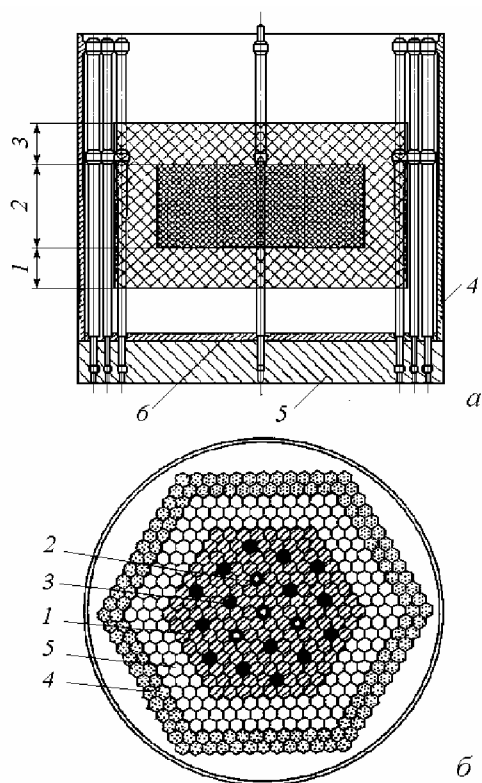


Рис. 5.62. Конструкция ЯРБН с гелиевым охлаждением: *а* - вид сбоку: 1, 3 - верхняя и нижняя торцевые зоны воспроизводства; 2 - АкЗ; 4 - сборки защиты и отражателя; 5 - нижняя плита; *б* - плита в системе выравнивания давления гелия; *б* - вид сверху: 1 - ТВС (150 шт.); 2 - сборки АЗ (4 шт.); 3 - регулирующие стержни (15 шт.); 4 - сборки отражателя и защиты (138 шт.); 5 - сборки боковой зоны воспроизводства (162 шт.)

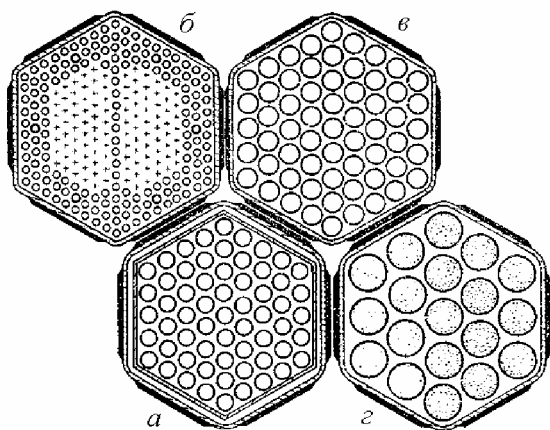


Рис. 5.63. Сечения сборок различных типов: *а* - регулирующая сборка (61 ТВЭЛ); *б* - ТВС (265 ТВЭЛ); *в* - сборка боковой зоны воспроизводства (61 ТВЭЛ); *г* - защитная сборка (19 стержней).

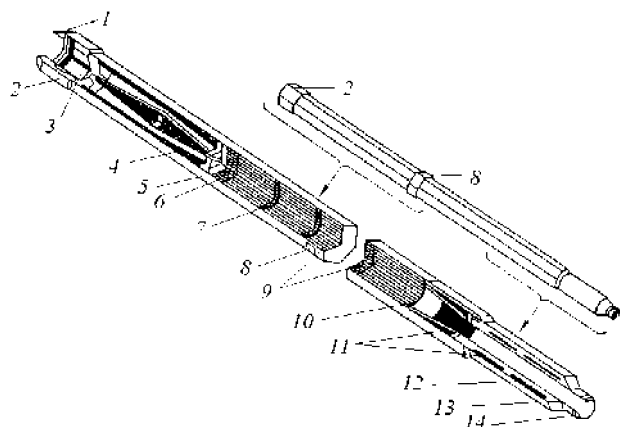


Рис. 5.64. ТВС ЯРБН с газовым охлаждением: 1 - выходное отверстие; 2 - верхние выступы; 3 - сменное сопло; 4 - верхняя защита; 5 - чехол; 6 - решетчатое крепление; 7 - дистанционирующая решетка; 8 - средние выступы; 9 - ТВЭЛ; 10 - решетчатое крепление; 11 - нижняя защита; 12 - ловушка газообразных продуктов деления; 13 - входное отверстие; 14 - нижний хвостовик.

В результате изучения различных способов создания негладкой поверхности, оптимальных с точки зрения снижения давления и возникновения локальных перегревов, предпочтение было отдано ребристой поверхности, представленной на рис. 5.65. Корреляционные теплофизические формулы для такой поверхности приведены ниже.

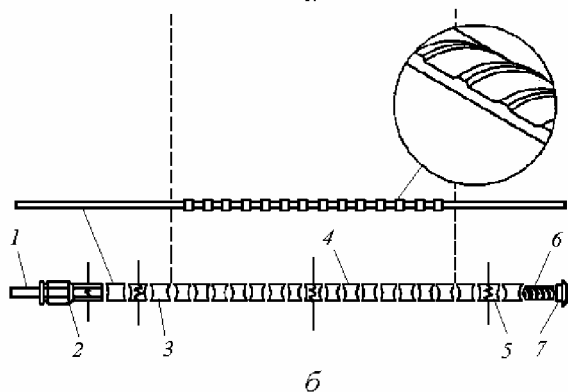
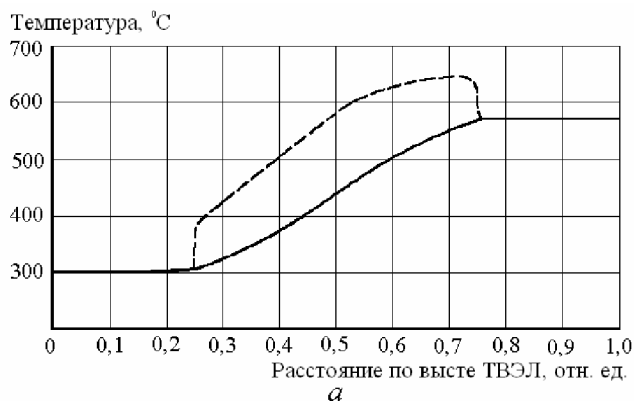


Рис. 5.65. Распределение температуры вдоль ТВЭЛ: а - распределение температуры в теплоносителе (сплошная кривая) и в оболочке ТВЭЛ (штриховая); б - общий вид ТВЭЛ; 1 - нижний наконечник; 2 - ловушка газообразных продуктов деления; 3 - таблетки нижней зоны воспроизводства; 4 - топливные таблетки АкЗ; 5 - таблетки верхней зоны воспроизводства; 6 - прижимная пружина; 7 - верхний наконечник (вверху - участок ребристой поверхности ТВЭЛ).

Давления внутри ТВЭЛ и в АкЗ выравниваются путем вентилирования ТВЭЛ с использованием системы ловушек газообразных продуктов и очистки гелия (рис. 5.66). Благодаря этому осуществляется разгрузка ТВЭЛ от напряжений, вызванных давлением внутренних газов. Одновременно ограничивается попадание радиоактивных веществ в теплоноситель и облегчается поиск дефектных ТВЭЛ, основанный на регистрации атомов от различных групп сборок. Отпадает необходимость в газовой полости, имеющейся в ТВЭЛ ЯРБН с жидкометаллическим охлаждением. Вентилируемые ТВЭЛ имеют то

важное преимущество, что в них устранена причина разрушения оболочки за счет внутреннего давления газов.

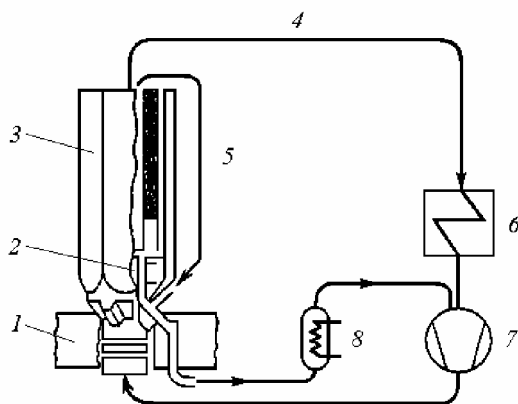


Рис. 5.66. Схема выравнивания давления в ТВЭЛ и в ЯР: 1 - опорная плита; 2 - отвод газообразных продуктов деления; 3 - ТВС; 4 - петля первого контура; 5 - линия вентилирования; 6 - ПГ; 7 - газодувка; 8 - система очистки гелия.

Теплогидравлические свойства АкЗ. Теплогидравлические расчеты имеют особо важное значение при проектировании газоохлаждаемых ЯРБН. Это объясняется, по крайней мере, двумя причинами. Во-первых, температурный перепад на границе ТВЭЛ и теплоносителя в газоохлаждаемых ЯР гораздо выше, чем в ЯРБН с жидкометаллическим охлаждением, что обусловлено высокими теплопередающими свойствами натрия. В этой связи целью конструкторского расчета является минимизация этого температурного перепада. Во-вторых, из-за негладкой поверхности газоохлаждаемых ТВЭЛ возникает турбулентный поток, хотя при низких расходах ламинарная составляющая потока является преобладающей. Характер теплообмена в этих условиях существенно зависит от степени негладкости поверхности.

В случае жидкометаллического теплоносителя корреляция теплопередающих характеристик обычно описывается с помощью числа Пекле. Для газовых теплоносителей более подходящим корреляционным параметром является число Стэнтона, определяемое в виде

$$St = Nu/(RePr). \quad (5.41)$$

Такая комбинация чисел Нуссельта (Nu), Рейнольдса (Re) и Прандтля (Pr) позволяет определить коэффициент теплоотдачи h .

Далее рассмотрен теплообмен газового теплоносителя, протекающего через внутренние каналы. Корреляционные связи уточняются по мере посту-

пления недостающей экспериментальной информации. Например, относительно условий протекания через пристенные каналы и эффекта дистанционирующих решеток могут быть использованы данные работы [215]. В полном расчете предполагается использование методики факторов перегрева, которая развита для расчетов ЯРБН с жидкометаллическим охлаждением. Ниже приводятся типичные результаты теплогидравлических расчетов ЯРБН с гелиевым охлаждением.

Ламинарный поток. Потеря давления в канале определяется формулой

$$\Delta p = f \frac{L}{D_e} \frac{\rho V^2}{2},$$

где f - коэффициент трения. Для ламинарных условий он может быть выражен в виде

$$f_1 = \frac{K}{\text{Re}} \left(\frac{T_w}{T_b} \right), \quad (5.42)$$

где K , T_w и T_b - фактор формы канала, температура стенки и теплоносителя соответственно. Зависимость K от отношения шага к диаметру P/D показана на рис. 5.67. Для типичных условий газоохлаждаемых ЯРБН отношение P/D находится в пределах 1,3 - 1,5 и фактор формы описывается зависимостью [215]

$$K = -128 + 260 \left(\frac{P}{D} \right) - 60 \left(\frac{P}{D} \right)^2. \quad (5.43)$$

Для полностью развитого ламинарного потока гелия Nu также можно представить в зависимости от отношения P/D (см. рис. 5.67) [215]:

$$Nu_\infty = -13,7 + 24,1 \left(\frac{P}{D} \right) - 5 \left(\frac{P}{D} \right)^2. \quad (5.44)$$

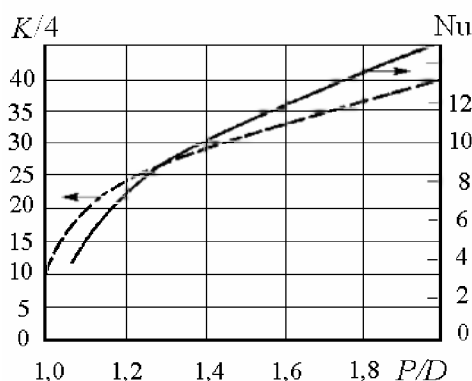


Рис. 5.67. Зависимость Nu (сплошная кривая) и фактора формы канала $K/4$ (штриховая) для ламинарных условий от отношения шага P к диаметру D .

Подчеркнем, что указанная зависимость получена для условий полностью развитого ламинарного потока, тогда как в реальных сборках возмущающие входные эффекты проявляются примерно на половине длины сборки. Для учета этих эффектов вводят так называемое число Грайтца, определяемое как

$$Gz = \frac{Re Pr}{x / D_e}, \quad (5.45)$$

где x - расстояние от входа по длине канала; D_e - гидравлический диаметр. Реальное число Стэнтона в точке x определяется известным соотношением

$$St_x = St_{\infty} \left(1 + \frac{1,99}{Gz^{-0,506} \exp(-0,041Gz)} \right). \quad (5.46)$$

Локальный коэффициент теплоотдачи можно найти, используя формулы (5.41) и (5.44) - (5.46).

Турбулентный поток. Гладкая поверхность. Рекомендуется следующая формула для коэффициента трения в условиях турбулентного потока вдоль гладкого ТВЭЛ [216]

$$f'_t = 1,04(0,0056 + 0,5 Re^{-0,32}), \quad (5.47)$$

где коэффициент 1,04 учитывает эффект пучка ТВЭЛ, а выражение в скобках определено эмпирически для круглых трубок. Формула справедлива при $Re \geq 10\,000$.

Для аналогичных условий число Нуссельта представляется в виде [216]

$$Nu = Nu_{\text{круг}} \left[1 - \Phi(Pr) \right] \left[\frac{D_{eq}}{D} \right]^{n(Pr)} \left(\frac{T_w}{T_{вх}} \right)^{-0,2}, \quad (5.48)$$

где

$$Nu_{\text{круг}} = \frac{(f'/8) Re Pr}{\bar{K} + 12,7 \sqrt{f'/8} (Pr^{2/3} - 1)};$$

$$f' - (1,82 \ln Re - 1,64)^{-2};$$

$$\bar{K} = 1,07 + \frac{900}{Re} - \frac{0,63}{1 + 10 Pr};$$

$$\Phi(Pr) = \frac{0,45}{2,4 + Pr};$$

$$D_{eq} = \sqrt{\frac{2\sqrt{3}}{\pi}} P;$$

P - шаг; D - диаметр ТВЭЛ; T_w - температура стенки; $T_{вх}$ - входная температура теплоносителя.

Число Рейнольдса здесь определяется на основе гидравлического диаметра эквивалентного кольцевого сечения при условии

$$4 \cdot 10^3 \leq Re \leq 6 \cdot 10^5.$$

Негладкая поверхность. Связь теплофизических параметров в случае турбулентного потока негладкой поверхности очень сложна. Коэффициент трения определяется с учетом граничных условий. Путем интегрирования по профилю скоростей получают так называемую безразмерную скорость теплоносителя:

$$U^+ = 2,5 \ln \frac{y^+}{h^+} + C(h^+), \quad (5.49)$$

где $U^+ = \bar{U} / u^*$; $\bar{U}$ - действительная средняя скорость; $u^* = \bar{U} \sqrt{f_t'' / 8}$ - скорость продольного переноса теплоносителя; f_t'' - коэффициент трения для внутреннего канала (см. формулу (5.51)); $C(h^+)$ - параметр негладкости (см. формулу (5.50)); $y^+ = y u^* / \nu$ - безразмерное расстояние; ν - кинематическая вязкость при температуре теплоносителя; y - расстояние до стенки; $h^+ = \varepsilon Re \sqrt{f_t'' / 8}$ - параметр негладкости Рейнольдса; $\varepsilon = h_r / D_e$ - параметр относительной негладкости; h_r - высота ребра; $D_e = 2(R_0^2 - R^2) / R$ - гидравлический диаметр; R - радиус ТВЭЛ; $R_0 = P \sqrt{\sqrt{3} / 2\pi}$ - радиус эффективной цилиндрической ячейки.

В случае ребристой поверхности ТВЭЛ газоохлаждаемых ЯРБН параметр негладкости $C(h^+)$ представляется в виде [214]

$$C(h^+) = C_0 + 0,4 \ln \left[\frac{h_r}{0,01(R_0 - R)} \right] + \frac{5}{\sqrt{h_w^+}} \left[\frac{T_w}{T_b} - 1 \right]^2, \quad (5.50)$$

где

$$C_0 = 4,0 + \frac{2,75}{(h^+)^{0,216}}$$

для области значений $C(h^+) \leq 5,5 + 2,5 \ln(h_b^+)$.

Индексы w и b относятся к стенке и теплоносителю соответственно. Выражение для $C(h^+)$ в более общем случае двухмерного рельефа поверхности ТВЭЛ приводится в [214].

Связь между $C(h^+)$ и коэффициентом трения f_t'' выражается уравнением

$$\sqrt{\frac{8}{f_t''}} = C(h^+) + 2,5 \ln \left(\frac{R_0 - R}{h_r} \right) - B, \quad (5.51)$$

где
$$B = \frac{3,75 + 1,25R_0 / R}{1 + R_0 / R}.$$

Из этого уравнения можно найти f''_b , решая его методом итераций.

Коэффициент теплоотдачи определяют в зависимости от числа Стэнтона путем интегрирования логарифмического температурного профиля

$$T^+ = 2,5 \ln \frac{y^+}{h^+} + G(h^+), \quad (5.52)$$

где корреляционная формула для параметра $G(h^+)$ имеет вид [214]

$$G(h^+) = g_0 \text{Pr}^{0,44} \left(\frac{T_w}{T_b} \right)^{0,5} \left[\frac{h_r}{0,01(R_0 - R)} \right]^{0,053}. \quad (5.53)$$

Здесь
$$g_0 = 4,95(h^+)^{0,24} + \frac{10,3}{(h^+)^{0,7}}.$$

Число Стэнтона определяется следующей формулой [214]

$$St = \frac{f_t'' / 8}{1 + \sqrt{f_t'' / 8} [G(h^+) - C(h^+)]}. \quad (5.54)$$

Действительное значение St , используемое в выражении (5.41), несколько меньше определяемого этой формулой из-за вариации коэффициента теплоотдачи на ребристой поверхности.

Переходный поток. В переходной области $2000 < Re_B < 10\,000$ коэффициент трения рассчитывается с использованием корреляционных формул как для ламинарного, так и турбулентного потоков. Для дальнейшего анализа берется коэффициент трения, имеющий большее значение. Этот подход схематически изображен на рис. 5.68.

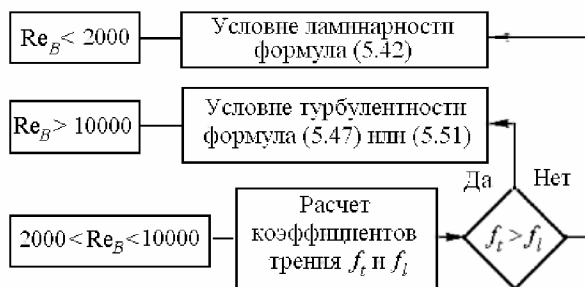


Рис. 5.68. Алгоритм расчета коэффициента трения и коэффициента теплоотдачи в переходном режиме ЯРБН с газовым охлаждением.

Типичные теплофизические характеристики ЯРБН с гелиевым охлаждением. Ниже приводятся типичные рабочие характеристики сборки ЯРБН с гелиевым охлаждением. Общая потеря давления теплоносителя составляет

лишь 0,29 МПа, что заметно меньше, чем для сборки ЯРБН с жидкометаллическим охлаждением. Из этих данных следует, что около половины потерь давления вызвано негладкостью поверхности ТВЭЛ. Хотя общая потеря давления меньше в случае гелиевого теплоносителя, мощность на его прокачку требуется в 4 раза больше, чем на прокачку натрия.

Характеристики ТВС с гелиевым охлаждением

Потери давления, МПа	0,29
Входная температура гелия, °С	298
Выходная температура гелия, °С	530
Максимальная температура оболочки, °С	750
Максимальная линейная тепловая нагрузка, кВт/м	41,0
Радиальный коэффициент неравномерности	1,25
Аксиальный коэффициент неравномерности	1,21
Средняя мощность сборки, МВт	5,34
Средний поток в сборке, кг/с	5,00
Среднее число Рейнольдса	10^5
Скорость потока, м/с	70
Максимальный флюенс, нейтрон/см ² ($E > 0,1$ МэВ)	$2,3 \cdot 10^{23}$
Максимальная глубина выгорания, %	10

Относительные составляющие потери давления гелия в ТВС

Участок	Потери, %
Вход	8,3
Нижняя зона воспроизводства	4,8
АкЗ (грубая поверхность)	44,0
Верхняя АкЗ	7,0
Дистанционирующие решетки	22,6
Участок ускорения	2,1
Выход	11,2

Сборки боковой зоны воспроизводства в газоохлаждаемых ЯРБН из-за относительно низкой мощности заполняются ТВЭЛ с гладкой поверхностью. Кроме того, отношение шага к диаметру P/D выбирается уменьшенным, а в качестве дистанционирующего устройства служит проволочная навивка. Число Рейнольдса также невелико. Однако остаточное тепловыделение в зоне воспроизводства все же значительно благодаря нагреву при поглощении γ -квантов. Требования к теплосъему в боковой зоне воспроизводства также повышены при работе на мощности.

Нейтронно-физические характеристики. Малая плотность теплоносителя и увеличенные зазоры между ТВЭЛ обуславливают особенности в физических характеристиках газоохлаждаемых ЯРБН. Прежде всего, следует учитывать жесткий спектр нейтронов (см. рис. 5.56) и их значительную утечку из АкЗ. Из-за малой доли низкоэнергетичных нейтронов роль резонансного по-

глощения мала, вследствие чего доплеровский коэффициент в газоохлаждаемых ЯРБН примерно вдвое меньше, чем в случае жидкометаллического охлаждения. Для расчета нейтронно-физических характеристик газоохлаждаемых ЯР используются методы и программы, развитые для анализа ЯРБН с жидкометаллическим охлаждением. Однако появляется необходимость учета прострела нейтронов по зазорам между газоохлаждаемыми ТВЭЛ. Иногда это делается введением поправки к величине $k_{эф}$. Для расчета коэффициентов реактивности следует использовать усовершенствованные диффузионные методы. Более строгий учет эффектов прострела делается в рамках кинетических методов и методов Монте-Карло.

Существующие проекты ЯРБН с гелиевым охлаждением основаны на схемах топливного цикла, разработанных для ЯРБН с жидкометаллическим охлаждением. Например, полное обновление АкЗ происходит после трех перегрузок. Интервал между перегрузками выбирается равным 1 году. Для выравнивания поля энерговыделения АкЗ разбивается на несколько подзон (вплоть до четырех) с различной степенью обогащения. Благодаря этому коэффициент радиальной неравномерности получается достаточно низким (около 1,20).

В конструкциях сборок предусматривается индивидуальная регулировка скорости прокачки гелия. Благодаря этому можно добиться одинакового подогрева теплоносителя по всей АкЗ в каждом цикле.

5.2.2. Особенности динамики аварийных ситуаций в реакторах на быстрых нейтронах с газовым охлаждением

Контролируемые аварии. Конструкция ЯРБН с газовым охлаждением разрабатывается с учетом противодействия всевозможным причинам аварии. При этом рассматриваются такие аспекты, как обеспечение нормального функционирования ЯР, удовлетворение лицензионным требованиям, соответствие промышленным нормам и стандартам. Типичные причины аварийных ситуаций классифицируются следующим образом:

- 1) неисправность в системе питательной воды;
- 2) нарушение отвода теплоты из АкЗ;
- 3) возмущения реактивности и распределения энерговыделения;
- 4) попадание влаги в первый охлаждающий контур;
- 5) уменьшение количества теплоносителя;
- 6) выброс радиоактивных продуктов из рабочей системы;
- 7) нарушение работоспособности дополнительных систем;
- 8) внешняя опасность для АЭС.

Полный список возможных последовательностей аварий слишком велик. Так называемый анализ риска показал, что среди часто случающихся переходных процессов преобладают такие последовательности, которые могут привести к нарушениям охлаждения АкЗ. В связи с этим оценка надежности работы газоохлаждаемых ЯРБН рассматривается особо как неотъемлемая

часть деятельности по обеспечению их безопасности. Эта деятельность оказывает влияние на выбор реакторной конструкции в целом еще на стадии проработки самой концепции безопасности. Расчет регулирующих и регистрирующих систем делается при детальном конструировании ЯР, и на завершающей стадии определяются мероприятия по проверке и испытанию всех систем.

Ниже рассмотрены некоторые примеры возможных аварий, специфических для газоохлаждаемых ЯРБН. В категории аварий, характеризующихся аномальным поведением реактивности, одной из причин является течь паропровода. Этот случай заслуживает внимания, поскольку имеется возможность попадания пара в АкЗ. Однако расчеты показывают, что возникающая при этом реактивность невелика, так что опасности разгона ЯР не существует. Другой случай изменения реактивности - утечка гелия из ЯР. Положительная реактивность из-за потери гелия гораздо меньше, чем в ЯРБН с жидкометаллическим охлаждением из-за потери натрия, и тоже считается неопасной. Наконец, рост реактивности возможен из-за ошибочного извлечения регулирующего стержня. Однако вероятность такого события пренебрежимо мала благодаря конструктивным мерам. Одна из них - введение механических ограничителей в устройстве СУЗ.

Следующая категория аварий связана с потерей теплоносителя. В анализе безопасности газоохлаждаемых ЯРБН рассматривается модель крупной аварии, ведущей к падению давления. Постулируется утечка гелия через проходное отверстие с площадью сечения 484 см^2 в корпусе ЯР. Расчеты показывают, что при этом происходит снижение давления за время примерно 1,5 мин до значения 200 кПа, когда гелий заполнит объем, окружаемый ЗО. Одновременно происходит разогрев ТВЭЛ до максимальных температур. Последствия такой постулированной аварии и работоспособность основного оборудования при ее условиях должны быть определены в соответствии с существующими нормативными требованиями. Считается, что на этот крайне маловероятный случай достаточно иметь одну дополнительную систему расхолаживания АкЗ (см. рис. 5.59).

Типичные события, происходящие в результате данной постулированной аварии, можно представить следующим образом. После срабатывания АЗ приводятся в состояние готовности аварийные источники питания (дизель-генераторы) и механизмы дополнительной системы расхолаживания. Устройство, регистрирующее падение давления в основном контуре, дает сигнал на включение газодувки дополнительной системы. В ней создается давление гелия, после чего с помощью соответствующих клапанов осуществляется переключение с основной системы охлаждения на дополнительную.

Ожидается, что во время падения давления поток гелия через АкЗ будет ламинарным. Поэтому анализ последствий ведется в предположении, что параметры теплоотдачи и трения гелия отвечают условию ламинарности. Результаты расчета максимальной температуры оболочки ТВЭЛ в аварийных условиях для типичной конструкции ЯРБН с гелиевым охлаждением приве-

дены на рис. 5.69. Предполагается, что после 1 мин работы одной петли включается вторая петля дополнительной системы расхолаживания. Максимальная температура оболочки наиболее энергонапряженного ТВЭЛ оказывается ниже предельно допустимой примерно на $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ ($T_{\text{пр.доп}} = 1260\text{ }^{\circ}\text{C}$) и ниже температуры плавления примерно на $210\text{ }^{\circ}\text{C}$ ($T_{\text{пл}} = 1370\text{ }^{\circ}\text{C}$). Таким образом, имеется некоторый запас на неучтенные факторы перегрева. Следует отметить, что повышение температуры вблизи предельно допустимого значения в газоохлаждаемых ЯРБН менее опасно, чем в ЯРБН с жидкометаллическим охлаждением, по двум причинам. Во-первых, гелий в отличие от натрия не кипит. Во-вторых, вентилируемая конструкция газоохлаждаемых ТВЭЛ не испытывает внутреннего давления. При желании температуру оболочек газоохлаждаемых ТВЭЛ при аварийном расхолаживании можно снизить, если использовать более мощные двигатели газодувок дополнительной системы. Целесообразность такого решения не очевидна, если учесть возрастание стоимости ЯР и низкую вероятность такой аварии.

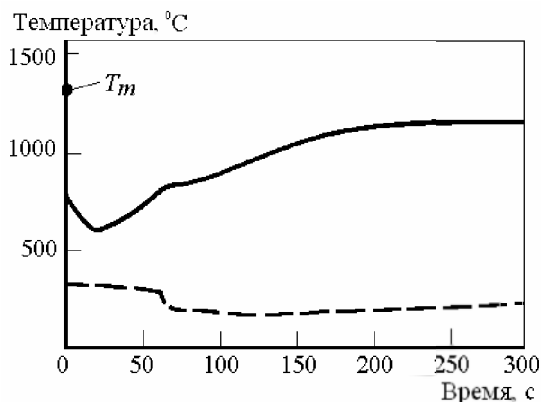


Рис. 5.69. Динамика максимальной температуры оболочки ТВЭЛ (сплошная кривая) и входной температуры гелия (штриховая) во время аварийного расхолаживания АкЗ (T_m - температура плавления оболочки. Скачок при $t \approx 60$ с вызван включением двух петель дополнительной системы охлаждения АкЗ).

В анализе безопасности учитывается, что при отказе основной и. дополнительной систем защиты для смягчения последствий аварии можно использовать физические свойства газоохлаждаемого ЯРБН. Таким важным свойством является способность газа к естественной циркуляции в определенных условиях. Исходя из этого, дополнительную систему охлаждения АкЗ конструируют таким образом, чтобы она обеспечивала, в крайнем случае, пассивную функцию максимально возможного отвода тепла в атмосферу. Это достигается за счет вынесения вывода второго контура охлаждения на высоту нескольких десятков метров (см. рис. 5.59). Эффективность охлаждения путем естественной циркуляции иллюстрируется рис. 5.70. После отключения электропитания основных трех газодувок (в результате постулированной аварии) инерционная прокачка газа продолжается около 90 с. Далее предполагается отказ системы аварийного расхолаживания и дополнительной системы расхолаживания АкЗ. В этом случае происходит автоматическое включение петли естественной циркуляции, которая обеспечивает расход гелия около

3 % номинального значения. Как показывают расчеты, температура оболочки в горячих точках в этих условиях не превышает 650 °С.

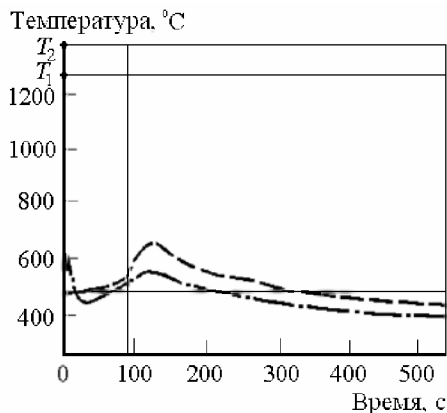


Рис. 5.70. Динамика температуры топлива в «горячей точке» ТВЭЛ при естественной циркуляции гелия: — — — — — максимальная температура топлива; — · — · — · — средняя температура топлива; — — — — — средняя температура для ТВЭЛ в зоне воспроизводства (система естественной циркуляции включается в момент $t = 90$ с); T_1 - предельно допустимая температура до расплавления оболочки; T_2 - температура плавления оболочки.

Неконтролируемые аварии. При анализе безопасности ЯРБН как с натриевым, так и с газовым охлаждением рассматривается гипотетическая авария, вызванная полным отказом либо АЗ, либо всех систем охлаждения. Вероятность такого события чрезвычайно мала, поскольку предполагается неисправность одновременно нескольких независимых систем. Это должно привести к разрушению АкЗ и опасным последствиям для окружающей среды, в связи с чем говорят о МПА. Ее изучение должно показать, в какой мере реакторный бак и ЗО могут ослабить упомянутые последствия. Понимание физических процессов, протекающих в условиях МПА, позволяет более глубоко и целенаправленно оценить возможности ограничения распространения радиоактивных веществ за пределы реакторной системы.

Виды неконтролируемых аварий. Общий комплекс защиты ЯР состоит из основных и дополнительных систем АЗ. Они должны включаться в случаях нарушения нормальных условий работы, когда рабочая система управления неспособна вывести ЯР в безопасный режим по причине неисправности в ней самой либо из-за слишком сильного возмущения. Тогда автоматически происходит аварийный останов ЯР (вывод его в подкритическое состояние), после чего одна из систем расхолаживания обязана недопустить расплавления ТВЭЛ при остаточном тепловыделении. Если же отказала система аварийного останова ЯР либо не сработали системы расхолаживания, авария считается неконтролируемой. Можно выделить три вида неконтролируемых аварий, различных по характеру своего развития:

- 1) полное отсутствие охлаждения после останова ЯР;
- 2) недостаточное охлаждение в процессе работы при одновременном отказе основной и дополнительной систем аварийного останова;
- 3) перегрев при превышении номинальной мощности за счет положительных эффектов возмущения реактивности при одновременном отказе основной и дополнительной систем аварийного останова.

Каждый из этих видов неконтролируемой аварии характеризуется специфической последовательностью физических явлений, которые вкратце рассмотрены ниже с учетом характерных условий газоохлаждаемых ЯРБН. Многие вопросы безопасности ЯРБН, рассмотренные выше, в равной мере применимы и к газоохлаждаемым ЯР, за одним исключением. Все эффекты, обусловленные свойствами жидкого натрия, не имеют аналога в газоохлаждаемых ЯРБН. Достаточно указать, например, на большую теплоемкость натрия и способность его к закипанию в отличие от гелия.

Отсутствие охлаждения после останова ЯР. Аварию подобного вида в газоохлаждаемых ЯРБН следует рассмотреть подробнее по двум причинам. Во-первых, ее вероятность сравнима с вероятностями других неконтролируемых аварий. Во-вторых, она специфична для ЯРБН с газовым охлаждением, тогда как аварии, связанные с перегревом или с недостаточным теплоотбором, развиваются сходным образом в ЯРБН с гелиевым и натриевым теплоносителями.

Авария с отсутствием охлаждения приведет к разрушению АкЗ, если предположить неисправность всех систем охлаждения. Чтобы предотвратить расплавление оболочек ТВЭЛ, необходимо, чтобы работала хотя бы одна охлаждающая петля. Таким образом, постулируется одновременный отказ главной, аварийной и дополнительной систем принудительного охлаждения и нарушение системы естественной циркуляции. Анализ показывает, что вероятность наложения таких событий достаточно мала. Тем не менее необходимо подробное изучение общих причин неисправностей разнообразных компонентов защиты, поскольку, как оказывается, подобные неисправности возникают довольно часто [217].

Последовательность явлений в рассматриваемой гипотетической аварии такова. Вслед за остановкой ЯР главные газодувки продолжают работать некоторое время по инерции, предохраняя АкЗ от перегрева. При этом в АкЗ сохраняется температурное поле, способствующее переходу к естественной циркуляции газа и соответствующему профилю потока по мере затухания мощности газодувок. Этот переходный эффект происходит гораздо быстрее в случае газового теплоносителя по сравнению с натриевым, что связано с большим различием теплоемкостей этих теплоносителей. На этой стадии ожидается интенсивное перемешивание холодного и горячего газов в АкЗ [218].

Картина распределения потока теплоносителя зависит от того, произойдет ли так называемое опрокидывание циркуляции. Это явление состоит в следующем. Температура гелия в центральной части каждой сборки растет быстрее, чем в периферийных частях, где тепло расходуется на нагревание стенок чехлов. Горячий гелий движется вверх, покидает АкЗ и охлаждается в торцевой зоне воспроизводства и защите. Затем охлажденный гелий входит в сборки и начинает двигаться вниз вдоль внутренней поверхности стенок чехлов.

Может возникнуть другая картина, когда гелий движется вверх через центральные более горячие сборки и вниз - через периферийные. Реальное распределение потока, скорее всего, будет определяться комбинацией рассмотренных случаев. В результате ожидается интенсивный перенос тепла из горячих областей ЯР в холодные, что ведет к существенной задержке момента плавления оболочек ТВЭЛ.

Геометрическая деформация АкЗ начинается с момента плавления оболочек ТВЭЛ. Материал расплавленных оболочек стекает вниз и застывает в нижней части АкЗ и в торцевой зоне воспроизводства, образуя пробки в каналах [219]. Топливо в оголенных ТВЭЛ начинает крошиться. Процесс разрушения ТВЭЛ может сопровождаться изменением реактивности ЯР.

Закупорка каналов в сборках ведет к определенным последствиям. При неполной закупорке продолжается некоторое охлаждение ТВЭЛ за счет естественной циркуляции гелия, что сдерживает процесс плавления топлива. Если же таковой начался, расплавленное топливо стекает вниз по свободным междувзвельным зазорам.

Имеются экспериментальные свидетельства тому, что периферийные каналы, прилегающие к последним рядам ТВЭЛ вблизи стенок чехла, закупориваются в последнюю очередь, оставляя проход для расплавленного топлива, по крайней мере, на начальной стадии его плавления. Конвекция газа в АкЗ способствует более сильной закупорке каналов во время стекания жидкой стали. В связи с этим возникает опасность накопления в АкЗ расплавленного топлива с образованием вторичной критической конфигурации. Однако этому противодействуют, по крайней мере, два механизма. Во-первых, остаются свободные каналы в органах регулирования. Вопрос заключается в том, что расплавится раньше: топливо или чехлы регулирующих сборок? Коль скоро образовалось жидкое топливо, сила тяжести вынуждает его стекать вниз через любые щели. Отсутствие жидкого теплоносителя облегчает этот процесс. Во-вторых, прогрессирующее плавление АкЗ сопровождается перемешиванием делящегося и поглощающего материалов, и скорее всего создаются подкритические условия еще до полного расплавления и стекания топлива.

Выше рассматривалось важное для ЯРБН явление вскипания жидкого топлива в процессе экстремальной аварии. В газоохлаждаемых ЯРБН это явление маловероятно из-за высокого давления и большого времени развития аварии, за которое интенсивность остаточного тепловыделения существенно падает.

Несмотря на наличие перечисленных факторов, препятствующих образованию вторичной критической массы, такая опасность все же существует. Специфика здесь заключается в том (в отличие от аварии при отказе АЗ), что критическая конфигурация возникает путем заполнения некоторой емкости жидким топливом, и предшественники запаздывающих нейтронов к этому моменту распались. При этом спектр мгновенных нейтронов отличается пре-

дельной жесткостью, поскольку в топливе нет замедлителя и, напротив, присутствуют поглощающие стержни. Эти особенности как-то влияют на последующий разброс топлива. Но основным процессом в рассматриваемой гипотетической аварии является изменение фазового состояния топлива и его перемещение под действием силы тяжести. Условия критичности будут зависеть от того, с какой скоростью произойдет выход топлива из АкЗ и какая геометрия при этом образуется. Иначе говоря, важным вопросом является обеспечение подкритической конфигурации и удержание расплавленного топлива.

Авария при недостаточном охлаждении. Рассмотрим гипотетическую аварию, вызванную уменьшением потока теплоносителя при работе ЯР на номинальной мощности в условиях несрабатывания всех систем аварийной остановки (глушения). Существует множество причин, которые могут привести к уменьшению потока теплоносителя. Некоторые случаи неисправностей имеют весьма малую вероятность по отношению к единичной АЭС, однако их тоже необходимо предвидеть. Среди типичных неисправностей можно отметить отключение электропитания всех основных газодувок, механические поломки, прекращение подачи питательной воды и др. В результате таких неисправностей происходит сравнительно медленное падение давления, так что быстрота срабатывания АЗ в данных случаях не имеет значения.

В газоохлаждаемых ЯРБН проектируются две независимые и различающиеся между собой системы АЗ. В каждой из них задействован ряд поглощающих сборок (стержней), их общее количество равно примерно 20. Останов ЯР может быть обеспечен с равным успехом той или другой системой. Эффективность одного или пары поглощающих стержней достаточна для прекращения цепной реакции. Таким образом, рассматриваемая авария возможна лишь при условии полного отказа обеих систем АЗ.

В описательном плане аварии при недостаточном охлаждении в ЯРБН с натриевым и гелиевым теплоносителями весьма похожи. По этой причине в их анализе применяются общие расчетные программы (например, SASGAS). Однако имеются и различия. Например, отсутствие натрия обуславливает взаимосвязь между быстрыми реактивными эффектами и сопутствующими физическими явлениями, протекающими в «горячих» каналах при недостаточном охлаждении и в «холодных» каналах при всплеске мощности. Другая особенность ЯРБН с гелиевым охлаждением - высокое давление, из-за чего температура кипения расплавленного топлива повышается и появляются условия для стекания топлива из ТВС с относительно низким энерговыделением, а также затрудняется вскипание топлива после останова ЯР.

Наиболее вероятную динамику развития аварии при недостаточном охлаждении можно представить следующим образом. Начальная стадия характеризуется интенсивным плавлением оболочек ТВЭЛ. В это время поток теплоносителя может оказаться достаточным для поднятия массы расплавленного металла в верхнюю торцевую зону воспроизводства, где эта масса засты-

вает и закупоривает каналы теплоносителя. Затем возможно оседание оставшейся расплавленной массы в нижнюю торцевую зону воспроизводства.

Перемещение конструкционного материала вызывает положительный эффект реактивности и возрастание мощности ЯР до уровня, примерно в 30 раз превышающего номинальную мощность. Доплеровский коэффициент реактивности препятствует образованию критичности на мгновенных нейтронах до тех пор, пока не происходит расплавления топлива. Его стекание может привести к образованию критической конфигурации и даже критичности на мгновенных нейтронах, но с небольшим избытком коэффициента размножения. Ожидается, что процесс не разовьется в большой взрыв, скорее будет носить характер сравнительно спокойного всплеска мощности.

На поведение топлива в ЯРБН с гелиевым теплоносителем в течение рассматриваемой аварии влияет большое давление гелия (примерно 10 МПа). При переходе от атмосферного давления к указанному температура кипения жидкого топлива возрастает от 3500 до 4650 К. Во время всплеска мощности топливо в области максимальной плотности энерговыделения разогревается в такой степени, что происходит его вскипание, часть его испаряется из АкЗ и оседает в торцевых зонах воспроизводства. Процесс испарения приводит к отрицательной реактивности. Давление паров топлива в пике мощности по расчетам составляет 16,5 МПа. Однако работа расширения при этом невелика, поскольку она совершается против давления теплоносителя 10 МПа, и, кроме того, лишь небольшая часть топлива переходит в состояние пара.

Топливо, перешедшее из АкЗ в торцевые зоны воспроизводства, застывает там, образуя корковые наросты на ТВЭЛ. Устойчивость этих корок зависит от скорости проникновения топлива в торцевые зоны, а также условий застывания и выбрасывания из междутвельных зазоров, закупорка которых вполне возможна.

При детальном рассмотрении поведения топлива необходимо учитывать большую разницу температуры плавления (3040 К) и температуры, кипения (4650 К) при давлении 10 МПа. Вследствие такой разницы топливо в области низкой плотности энерговыделения находится в расплавленном состоянии, в то время как в области максимальной плотности энерговыделения - в состоянии интенсивного кипения и испарения. Поэтому к моменту прекращения цепной реакции основная часть АкЗ должна состоять из потоков жидкого топлива, просачивающегося вниз. Стеkanie жидкого топлива происходит непосредственно вслед за стеканием расплавленных оболочек ТВЭЛ, так что жидкая сталь в нижней зоне воспроизводства не успевает застывать. Предполагается, что в этих условиях поверхность ТВЭЛ внизу покрывается устойчивой топливной коркой, играющей роль теплоизоляции. Это обстоятельство препятствует закупорке каналов в нижней зоне воспроизводства во время стекания расплавленного топлива, тем самым уменьшает опасность образования вторичной критической массы. При наличии давления вскипания топлива за счет остаточного тепловыделения не происходит, поэтому рассмотренная динамика аварии может расцениваться как благоприятная с точки зрения безо-

пасности газоохлаждаемых ЯРБН. Более точные заключения можно сделать на основе стендовых экспериментов с расплавленным топливом.

Аварии, связанные с превышением номинальной мощности. Данная категория включает в себя аварии, вызванные случайным введением положительной реактивности при отказе всех систем аварийного останова ЯР. Изучение возможных многочисленных причин возникновения положительной реактивности в ЯРБН с газовым охлаждением показало, что все они не могут привести к быстрому вводу реактивности. Например, падение давления гелия приводит к медленному росту реактивности со сравнительно малой амплитудой. Выброс регулирующего стержня за счет избыточного внутреннего давления гелия не допускается конструкцией СУЗ.

Среди прочих причин можно указать попадание в АкЗ воды или пара, сейсмические колебания, эффекты неустойчивости температурного поля, возмущения в АкЗ, эффекты разностного давления, ошибочные действия оператора. Во всех этих случаях скорость нарастания реактивности не превышает $0,1\beta_{эф}/с$.

В качестве критерия быстрогодействия системы целесообразно принять время выброса регулирующего стержня за счет внутреннего давления (поэтому такое маловероятное событие и было отмечено выше).

В качестве типичного начала подобной аварии рассматривают случайное поднятие регулирующего стержня в условиях невозможности заглушить ЯР. Далее существующие модели дают следующую картину. Поскольку работает система охлаждения, рост температуры оболочек ТВЭЛ отстает от роста температуры топлива. По мере расплавления топлива возрастает внутреннее давление на оболочку, во-первых, из-за объемного расширения, во-вторых, из-за интенсивного газовыделения. Если реактивность вводится достаточно быстро, то на этом этапе происходит разрыв оболочки в районе выхода из АкЗ. При медленном вводе реактивности оболочка плавится. В обоих случаях расплавленное топливо вовлекается в быстрый поток теплоносителя, распыляется там и приобретает вид мелкого песка, который непрерывно выдувается из сборки. Данный механизм удаления топлива из АкЗ препятствует образованию критической конфигурации на стадии плавления топлива, если только работает система прокачки гелия через АкЗ.

5.2.3. Мероприятия по локализации и ликвидации последствий аварий в реакторах на быстрых нейтронах с газовым охлаждением

Защитное окружение. Концепция безопасности ЯРБН с газовым охлаждением предполагает наличие двух основных барьеров, препятствующих распространению радиоактивных веществ: корпуса высокого давления из предварительно напряженного бетона (см. рис. 5.58) и ЗО. Последняя состоит из внутренней герметичной оболочки и внешнего бетонного покрытия. Подобное защитное окружение проектируется исходя из определенных требований

безопасности применительно к авариям без разрушения АкЗ. Так, конструкция корпуса высокого давления рассчитывается таким образом, чтобы при разрыве гелиевого контура максимальная площадь разрыва не превышала определенную величину. Тем самым заранее ограничивается максимальная скорость падения давления. Другое требование касается давления в полости корпуса: оно не должно превышать максимального проектного предела. Типичные требования к ЗО следующие. Она должна обеспечивать внутреннее давление гелия, достаточное для охлаждения АкЗ при падении давления в главном контуре. Вводится предельно допустимое значение утечки гелия. Наконец, ЗО служит барьером, препятствующим распространению радиоактивных продуктов в случае их выброса из АкЗ.

Защитному окружению отводится также важная роль ограничения последствий МПА. Прежде всего представляют интерес такие рассмотренные ниже вопросы, как ограничение и локализация больших энерговыделений, удержание массы расплавленного материала АкЗ, ограничение выхода радиоактивных газов и аэрозолей в окружающую среду.

Локализация энерговыделения. Железобетонный корпус ЯР способен противостоять быстрому выделению большого количества энергии. Количественное сопоставление прочности корпуса и масштабов возможных энерговыделений является предметом специального анализа. Прежде всего следует оценить величину механической работы, связанной с повреждением корпусной конструкции главного охлаждающего контура в процессе расплавления и перемещения материалов АкЗ. Эта оценка зависит от типа аварии. Например, авария с превышением мощности и последующим расплавлением АкЗ протекает без существенного превращения выделяемой энергии в механическую работу.

В аварии, связанной с уменьшением расхода теплоносителя и отказом системы аварийного останова, доминирующими процессами являются кипение и испарение топлива в каналах с максимальным энерговыделением и его стекание в каналах с меньшим энерговыделением. При давлении гелия в главном охлаждающем контуре около 10 МПа давление паров кипящего топлива превосходит указанное значение, но не более чем в 2 раза. В этих условиях, как показывают расчеты в адиабатическом приближении, потенциал механической работы невелик, составляет лишь несколько десятых мегаджоуля. Более того, механизм передачи энергии от АкЗ к стенкам бетонного корпуса посредством идеально сжимаемого рабочего тела (гелия) оказывается малоэффективным. Значительная часть энергии поглотится в массивных конструкциях внутренней защиты. В итоге стенки бетонного корпуса испытывают умеренную нагрузку за счет повышения статического давления, но не будут подвержены действию ударных волн.

В рассматриваемой аварии с недостаточным охлаждением следует обратить внимание на одно физическое явление, приводящее к увеличению энерговыделения в АкЗ. Оно заключается в том, что заполнение жидким топливом каналов охлаждения приводит к радиальной однородности АкЗ и соот-

ветственно к уменьшению вероятности попадания нейтрона из АкЗ в боковую зону воспроизводства. Данный эффект вызывает положительную реактивность в момент затухания прочих переходных процессов. Однако чтобы этот механизм сработал, необходимо выполнение двух условий [220, 221]. Во-первых, время формирования радиальной однородности должно быть очень мало, существенно меньше 0,1 с. Во-вторых, необходимо, чтобы этот процесс протекал при температурах, по крайней мере, на 500 °С ниже, чем температура кипения топлива. В настоящее время трудно сказать, в какой мере эти условия выполняются. Рассматриваемый эффект играет роль не только в ЯРБН с газовым, но также и с натриевым охлаждением. Поэтому дополнительные экспериментальные данные по этой проблеме имели бы важное значение.

Актуальным является вопрос о величине механической энергии, высвобождаемой в авариях при отсутствии охлаждения после глушения ЯР. Было показано, что для уменьшения опасности механических разрушений в этом случае необходимо предусмотреть специальную конструкцию нижней части ЯР с тем, чтобы воспрепятствовать образованию вторичной критической массы при медленном расплавлении и оседания топлива в подкритическом ЯР. Критичность может наступить лишь при условии, что расплавится значительная часть АкЗ и закупорка каналов затруднит растекание жидкой топливной массы. Закупорка может быть вызвана, например, застыванием расплавленной стали в нижней торцевой зоне воспроизводства. В настоящее время образование вторичной критической массы полагают возможным, несмотря на существование механизмов, препятствующих этому (вытекание жидкого топлива через каналы СУЗ, попадание в топливо поглотителя нейтронов). Предварительные оценки [222] показывают, что в случае возникновения условий критичности механическая работа по разрушению конструкции ЯР составит несколько сотен миллионов джоулей. В виду отсутствия жидкого теплоносителя большая часть этой работы будет затрачена на деформацию АкЗ, и лишь небольшая часть энергии будет передана бетонному корпусу. Последний может поглотить гораздо больше энергии по сравнению с выделяемой в неконтролируемых авариях. Так, по оценкам [223], корпус из предварительно напряженного бетона в проектах газоохлаждаемых ЯРБН способен противостоять выделению энергии порядка 2000 МДж. В Argonne National Laboratory были проведены расчеты прочности корпуса из предварительно напряженного бетона применительно к защите ЯРБН. При наличии натрия в ЯР нагрузка на корпус во время неконтролируемой аварии резко усиливается. Оценки показали, что в этом случае корпус способен поглотить энергию около 10 000 МДж, не обнаруживая при этом заметных повреждений. Полагают, что запас прочности бетонного корпуса по отношению к энергии, передаваемой на его стенки во время неконтролируемой аварии, составляет два порядка. Кроме того, нагрузку на корпус в принципе можно уменьшить путем сброса избыточного давления через аварийные клапаны. Однако такая мера

нежелательна из-за выпуска радиоактивных продуктов деления и аэрозолей в атмосферу. Поэтому картину аварии целесообразно рассматривать в варианте несрабатывания системы аварийного сброса давления.

Внутрикорпусное удержание расплавленного топлива. При разработке проектов ЯРБН с газовым охлаждением большое внимание уделялось защите от проникновения расплавленного топлива в окружающую среду. Рассматривались варианты удержания топлива как внутри газоохлаждаемой полости, так и за ее пределами. Предпочтение было отдано первым вариантам, поскольку они более соответствуют типичным конструкциям газоохлаждаемых ЯР с корпусом из предварительно напряженного бетона. Предполагается, что корпус опирается на массивное бетонное основание толщиной около 5 м, изолированное от центральной полости. Эти и другие полости, а также каналы охлаждающих контуров имеют стальное покрытие, играющее роль защиты от теплоносителя. Оно снабжено тепловой изоляцией с внутренней стороны и имеет две независимые системы охлаждения со стороны бетонной стенки, как показано на рис. 5.71. В целом охлаждаемое защитное покрытие представляет собой тепловой барьер, предусматриваемый в реакторных конструкциях с бетонным корпусом. Именно этот тепловой барьер послужил отправной точкой в поисках решения задачи послеаварийного удержания расплавленного топлива в газоохлаждаемых ЯРБН. В качестве улавливающей емкости (поддона) может быть использована нижняя часть центральной полости под АкЗ. Реализация системы послеаварийного удержания расплавленного топлива предполагает выполнение следующих условий:

1) процессы расплавления и стекания топлива не должны приводить к повреждению системы охлаждения защитного покрытия;

2) максимальная температура защитного покрытия при сборе топлива в поддоне не должна превосходить некоторого предельного значения, определяемого термической стойкостью материалов покрытия;

3) необходимо обеспечить скорость теплоотвода, при которой отсутствует закипание охлаждающей воды;

4) не допускается перетечка жидкого топлива из центральной полости в боковые полости через каналы охлаждающего контура.

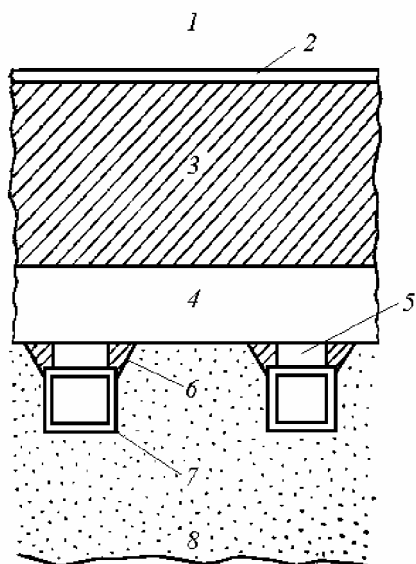


Рис. 5.71. Элементы защитного слоя: 1 – гелий; 2 – внутреннее металлическое покрытие; 3 – термоизоляция; 4 – защитный слой; 5 – воздушные каналы; 6 – сварные крепления; 7 – каналы водяного охлаждения; 8 – бетон.

Условие 1 обеспечивается благодаря механической и тепловой защите системы охлаждения. По поводу возможности выполнения остальных условий можно отметить следующее.

В разработку концепции внутрикорпусного удержания расплавленного топлива входит создание неповреждаемого защитного слоя, выбор основного варианта конструкции корпуса и установление требований, которым она должна удовлетворять. Для этого необходимо определить диапазон изменения начальных условий в различных типах аварий. Прежде всего важно знать объем АкЗ, в котором происходит расплавление материалов как на начальной стадии аварии, так и в последующий период, в зависимости от типа переходного процесса. Большие количества расплавленного топлива с наибольшей вероятностью образуются в авариях, связанных с недостаточным охлаждением при работе ЯР с отсутствием охлаждения после глушения. В авариях первого типа расплавления топлива в боковой зоне воспроизводства не ожидается, поскольку переходный процесс обусловлен энерговыделением за счет реакции деления и системы отвода остаточного тепла предполагаются работающими. В авариях с отказом этих систем переходный процесс развивается медленнее и определяется остаточным тепловыделением. Первые ряды сборок боковой зоны воспроизводства, где тепловой поток за счет остаточного тепловыделения имеет примерно такую же величину, как в АкЗ, в этом случае могут расплавиться. Процесс расплавления зависит также от того, произойдет ли закупорка каналов расплавившейся и затем остывшей сталью.

Трудно оценить, сколь далеко распространяется область плавления по высоте АкЗ и будет ли плавиться опорная плита. Неоднозначность связана с тем, что жидкое топливо может стекать вниз разными способами - через входные отверстия сборок и каналы нижней торцевой зоны воспроизводства либо через каналы СУЗ. Если при этом не произойдет накопления топлива в нижней части АкЗ, ее опорная плита вряд ли расплавится.

После перетекания жидкого топлива в нижнюю часть центральной полости корпуса происходит распространение накопленной и выделяющейся теплоты вверх к опорной плите АкЗ. Ее разрушение и плавление увеличивает объем расплавленного материала. Поскольку этот процесс идет с поглощением теплоты, момент достижения максимальной температуры ЗО запаздывает. Обычно в расчетах исходят из того, что плавится и стекает вниз весь материал от плиты до верха ТВС АкЗ и первого ряда сборок боковой зоны воспроизводства.

Конструкционная проработка различных вариантов удержания расплавленного топлива в центральной полости проводилась относительно недавно специалистами ФРГ и США. Были изучены различные варианты с введением жаропрочного керамического слоя, ванны с бурой, урановой ванны и стальной ванны. При этом использовались аналитические методы расчета, например эмпирическая модель [224]. В ней описывается распространение теплоты в бассейне с внутренними источниками в двухмерной геометрии на основе

механизма теплопроводности вблизи стенок бассейна и механизма излучения - со стороны поверхности жидкости.

В варианте ванны с керамическим слоем используются тугоплавкие материалы, благодаря которым ЗО приобретает роль тигеля. Таким образом, стенки ванны не подвергаются плавлению и не реагируют с материалами расплавленной массы. При нормальной эксплуатации ЯР такая конструкция стенок отличается хорошими защитными качествами. Для ЯРБН с газовым охлаждением данный вариант может быть применен почти без изменений. Толстый керамический слой может поглощать теплоту в течение примерно 30 ч после расплавления АкЗ. Максимальный тепловой поток, образующийся в конечном счете в защитном слое, сравнительно невелик, так что, несколько усилив его охлаждение, можно обеспечить равновесное состояние системы. Однако температура расплавленной массы топлива при этом достаточно высока, около 3000 °С, что близко к температуре кипения. Основным недостаток этого варианта заключается в том, что около 60 - 80 % остаточного тепловыделения сопровождается переносом теплоты с поверхности жидкого топлива в центральную полость бетонного корпуса. Чтобы обеспечить соответствующий теплоотвод, необходима работа основных охлаждающих систем. В случае их выхода из строя аварийная ситуация усугубляется.

Вариант ванны с бурой был предложен в работе [225]. По замыслу автора, стальные герметичные контейнеры, заполненные борсодержащим материалом $\text{Na}_2\text{B}_4\text{O}_7$ (бура), плотно укладываются в нижней части центральной полости. Предполагается, что после расплавления АкЗ оксидное топливо растворится в жидкой буре. Растворение должно происходить при разрушении стальных контейнеров, т. е. при температуре плавления стали, когда процесс растворения идет весьма интенсивно. К сожалению, температура кипения буры сравнительно низкая, около 1700 °С. Поэтому на границах между топливом и бурой могут возникнуть прослойки из паров буры. По этой причине некоторая часть топлива и стали может погрузиться в раствор без растворения.

Были также опасения, что промежуточные слои стали будут препятствовать полному растворению топлива. Для проверки идеи были проведены эксперименты с небольшими количествами материалов [225]. Было показано, что процесс растворения UO_2 действительно идет в присутствии стали. Низкая температура раствора приводит к тому, что лишь небольшая часть теплоты (20 - 30 %), образующейся в ванне за счет остаточного тепловыделения, уходит вверх. Поэтому тепловые потоки на боковую и нижнюю часть ванны сравнительно велики. Тем не менее установление максимального теплового потока, по расчетным оценкам, произойдет не ранее чем через 10 ч с момента расплавления АкЗ. Следует иметь в виду, что стальные контейнеры с бурой испытывают большое внутреннее давление и должны конструироваться с учетом этого. Возможна конструкция вентилируемых контейнеров, однако ее недостаток заключается в опасности попадания влаги внутрь контейнера, а также в выходе паров буры.

В варианте ванны из тяжелого металла предполагается использовать металлический урановый сплав с высокой плотностью и низкой температурой плавления. Ожидается, что после расплавления АкЗ в ванне образуется жидкий тяжелый металл, содержащий взвешенные частицы твердого топлива. Стенки ванны должны состоять из нерасплавляющегося тяжелого металла. Главное преимущество этого варианта заключается в том, что жидкий тяжелый металл заполняет поры и трещины в конструкции ванны. Тем самым затрудняется проникновение расплавленного облученного топлива, которое привело бы к локальному возрастанию теплового потока вблизи защитного слоя. Изучение теплопереноса показало, что отвод теплоты от ванны с жидким тяжелым металлом можно обеспечить при температуре, изменяющейся в достаточно широких пределах. Однако данный вариант страдает следующими недостатками: большая стоимость требуемого урана, опасность проникновения в ванну воды в случае повреждения защитного слоя, возможность коркообразования из тяжелого металла, затрудняющего осаждение облученного оксидного топлива. Кроме того, урановый сплав обладает низкой теплоемкостью, поэтому, например, для четырехчасовой аккумуляции тепла требуется слой уранового сплава толщиной 2 м. При нормальной работе ЯР необходима защита уранового слоя от нейтронного излучения и от окисления за счет влажности.

Вариант стальной ванны основан на использовании в качестве поглотителя теплоты большой массы стальных пластин, которые плавятся вслед за АкЗ, образуя ванну из жидкого легкого металла. В отличие от предыдущего варианта здесь расплавленное топливо, как более тяжелое, опускается на дно стальной ванны. Между сталью и ЗО бетонного корпуса необходимо ввести жаропрочный слой, чтобы предупредить появление горячих пятен. Тепловая емкость стальной ванны больше, чем урановой, поэтому тепловые потоки и температуры вблизи защитного слоя ниже. Данный вариант, как и вариант с керамическим слоем может быть реализован без больших дополнительных затрат и конструктивных изменений в традиционном проекте газоохлаждаемых ЯРБН с корпусом из предварительно напряженного бетона.

Табл. 5.3 позволяет сравнить четыре перечисленных выше варианта. Первый из них (керамический слой) является наиболее простым, однако его работоспособность зависит от эффективности отвода распространяющегося вверх тепла. Варианты ванны с бурой и урановой ванны характеризуются большой аккумулирующей способностью, но требуют существенных конструктивных проработок и экспериментальных исследований. Наконец, вариант стальной ванны представляется компромиссным. Напрашивается также мысль - сочетать достоинства вариантов урановой и стальной ванн. В этом комбинированном варианте основание выполнено из тяжелого металла, сверху накладывается стальной слой.

Комбинированный вариант схематично показан на рис. 5.72. В конструкции ванны имеются три слоя: жаропрочный, урановый и стальной. Их ти-

пичный состав и толщина, полученные в теплофизических расчетах исходя из требований к конструкции, приведены в табл. 5.4. Например, количество стали было определено таким образом, чтобы время аккумуляции тепла, образующегося при остаточном тепловыделении, до наступления равновесного состояния составляло 10 ч при условии, что равновесная температура жидкой стали не превосходит 2000 °С. В качестве тяжелого металла был выбран сплав, содержащий обедненный уран. Количество тяжелого металла должно быть достаточным для заполнения зазоров и пор в жаропрочных блоках, чтобы предотвратить проникновение в них облученного топлива и затруднить их всплытие. В качестве жаропрочного материала может быть использована смесь жженой магнезии (оксида магния), карбида бора и графита. Поскольку графит обладает хорошей теплопроводностью, ЗО следует изолировать от графита дополнительным слоем плавленого кварца толщиной 5 см.

Таблица 5.3. Варианты удержания расплавленного топлива

Параметр	Варианты			
	Керамический слой	Ванна с бурой	Урановая ванна	Стальная ванна
Температура в ванне, °С	высокая (>3000)	низкая (1427)	низкая (>1200)	средняя (> 1500)
Температура защитного слоя, °С	низкая (150 - 200)	высокая (300 - 400)	высокая (280 - 350)	средняя (250 - 300)
Время предравновесной аккумуляции тепла, ч	большое (20 - 40)	среднее (6 - 10)	малое (3 - 4)	среднее (6 - 10)
Максимальный тепловой поток в ЗО, кВт/м ²	низкий (50 - 100)	высокий (200 - 300)	высокий (200 - 300)	средний (150 - 250)
Доля теплоты, отводимой вверх	большая (0,6 - 0,8)	малая (0,2 - 0,3)	средняя (0,3 - 0,4)	малая (0,1 - 0,3)
Требуемая высота центральной полости	малая	большая	большая	большая
Требуемые конструкционные изменения традиционной конструкции	малые	большие	большие	малые
Потребность в экспериментальных исследованиях	небольшая	большая	большая	средняя
Опасность образования вторичной критической массы	небольшая	небольшая	нужны исследования	нужны исследования
Контроль условий	средний	слабый	удовлетворительный	удовлетворительный
Проникновение облученного топлива в трещины	есть	есть	нет	есть
Стоимость	низкая	средняя	высокая	низкая
Недостатки при нормальной работе	нет	есть	есть	нет

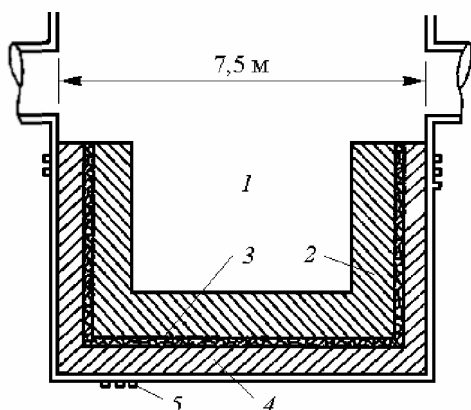


Рис. 5.72. Схема комбинированного варианта жидкометаллической ванны: 1 - свободный объем; 2 - первый плавящийся слой; 3 - тяжелый металл; 4 - жаропрочный слой; 5 - защитный слой и система охлаждения.

Таблица 5.4. Характеристики материалов комбинированного варианта жидкометаллической ванны

Слой	Материал	Толщина нижнего слоя, м	Толщина бокового слоя, м
Жидкий металл	Нержавеющая сталь	0,33	0,33
Тяжелый металл	Сплав обедненного урана	0,03	0,05
Жаропрочный слой	MgO + V ₄ C или	0,25 - 0,3	0,15 - 0,20
	графит + V ₄ C	0,3 - 0,4	0,15 - 0,20
	Слой кварца (под графитом)	0,05	0,05

На рис. 5.73 схематично изображена комбинированная ванна в равновесном состоянии (после 10 ч аккумуляции тепла). В состав нижнего слоя входят материалы как АкЗ, так и стенок ванны. Теплофизические расчеты проводились в рамках модели разделенных жидких масс топлива и стали с использованием эмпирических соотношений [225]. Для ванны цилиндрической формы с отношением высоты к диаметру 0,25 последние имеют вид

$$\left. \begin{aligned} \overline{Nu}_{\text{ВВ}} &= 0,414 Ra_1^{0,216}, \\ \overline{Nu}_{\text{ВБ}} &= 0,163 Ra_1^{0,244}, \\ \overline{Nu}_{\text{ВН}} &= 1,12 Ra_1^{0,103}, \end{aligned} \right\} \quad (5.55)$$

где $Nu_{\text{ВВ}}$, $Nu_{\text{ВБ}}$, $Nu_{\text{ВН}}$ - средние числа Нуссельта для направлений вверх, вбок и вниз соответственно. Внутреннее число Рэлея Ra_1 определяется формулой (5.39). Характеристики жидких металлов содержатся в справочнике [227]. Некоторые исходные данные и расчетные результаты приведены ниже.

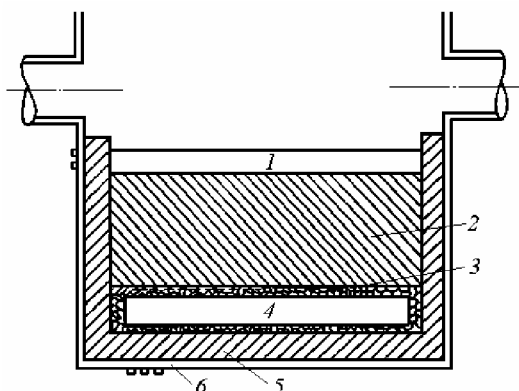


Рис. 5.73. Равновесное состояние комбинированной ванны с тепловыделением $Q = 7,6$ МВт (после 10 ч аккумуляции тепла): 1 - смесь угля и карбида бора при температуре 1400°C ; 2 - сталь при температуре 2000°C ; 3 - верхний корковый слой топлива при температуре 2000°C ; 4 - жидкое топливо при температуре 2865°C ; 5 - нижний слой топлива при температуре $1600 - 2000^{\circ}\text{C}$; 6 - защитный слой.

В приведенной конфигурации ванны верхний отвод тепла не превышает 20 % общего остаточного тепловыделения $7,6$ МВт. Боковой отвод тепла составляет около 44 %, оставшаяся часть тепла уходит вниз. Тепловой поток вблизи защитного слоя достаточно однородный, его максимальное значение (95 кВт/м^2) достигается на боковой части. Общий максимальный отвод теплоты системой, охлаждающей защитный слой, составляет 6 МВт, что в 10 - 15 раз превышает тепловую нагрузку при нормальной работе ЯР. Естественно, подогрев воды существенно увеличивается, и ее расход необходимо увеличить в несколько раз.

Результаты расчета равновесного состояния комбинированной жидкометаллической ванны

Время предравновесной аккумуляции теплоты, ч	10
Равновесное остаточное тепловыделение, МВт	7,6
Равновесная температура стали, $^{\circ}\text{C}$	2000
Скорость отвода тепла, МВт:	
вверх	1,52
в стороны	3,34
вниз	2,75
Температура воды в системе охлаждения защитного слоя, $^{\circ}\text{C}$	80
Эффективный коэффициент теплоотдачи от воды к защитному слою, $\text{Вт}/(\text{м}\cdot^{\circ}\text{C})$	795
Температура жидкого топлива, $^{\circ}\text{C}$	2865
Толщина верхней топливной корки, см	2
Толщина нижней топливной корки, см	6
Тепловой поток в боковом защитном слое, кВт/м^2	95
Тепловой поток в нижнем защитном слое, кВт/м^2	61
Температура бокового защитного слоя, $^{\circ}\text{C}$	250
Температура нижнего защитного слоя, $^{\circ}\text{C}$	190
Средняя температура материалов защиты, $^{\circ}\text{C}$	1400
Максимальная температура у магниевого жаропрочного слоя, $^{\circ}\text{C}$	2000

Расчеты показывают, что максимальная температура защитного слоя в этих условиях не превышает 250 °С. Рассмотренный вариант комбинированной ванны для послеаварийного удержания расплавленного топлива технически осуществим в рамках существующей технологии газоохлаждаемых ЯРБН, бетонный корпус которых снабжен защитным слоем.

Теплоотвод от верхней части полости должен обеспечиваться обычными средствами, предусмотренными в традиционном проекте ЯРБН с газовым охлаждением. Для геометрии полости, изображенной на рис. 5.74, двухмерный теплофизический расчет показал, что при равновесном состоянии ванны необходима скорость теплоотвода вверх, равная примерно 2 МВт, чтобы обеспечить безопасную температуру стенок полости ниже 800 °С. Указанная тепловая нагрузка складывается из двух компонентов. Во-первых, определенный вклад в тепловыделение вносят благородные газы и летучие продукты деления, покинувшие ванну. Во-вторых, происходит перенос теплоты из ванны в верхнюю часть полости. При недостаточном отводе теплоты температура конструкции превысит 800 °С, что приведет к разрушению стенок и увеличению расплавленной массы. В принципе такая ситуация допустима, если не будет происходить переполнения ванны и перетекания жидкого металла через соединительные каналы в боковые полости. Верхний отвод теплоты обеспечивается за счет работы системы охлаждения защитного слоя центральной и других полостей и за счет естественной циркуляции газа в дополнительной системе охлаждения АкЗ.

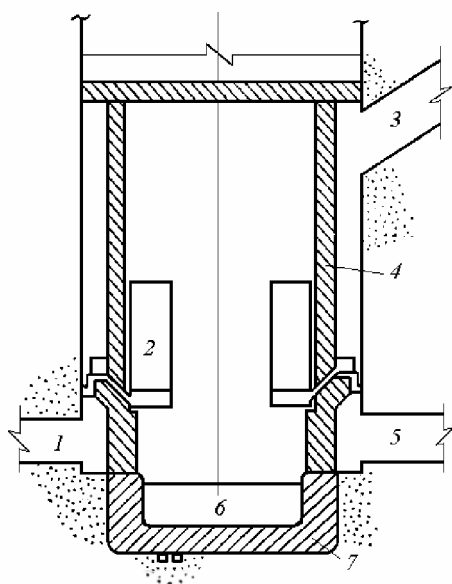


Рис. 5.74. Геометрия центральной реакторной полости для теплофизического расчета: 1 - вход теплоносителя дополнительной системы охлаждения; 2 - остатки АкЗ; 3 - выход теплоносителя; 4 - реакторная защита; 5 - вход теплоносителя дополнительной системы охлаждения; 6 - расплавленная масса АкЗ; 7 - жидкометаллическая ванна.

В разработке системы послеаварийного удержания расплавленного топлива важное значение имеет совместимость материалов. Экспериментальной информации на этот счет пока недостаточно. Имеются данные, свидетельствующие о совместимости

UO₂ и MgO вплоть до температуры 2000 °С и выше. Их совместимость с уран-железными сплавами является предметом исследований. Отметим, что возможное взаимодействие UO₂ и MgO можно ограничить путем механиче-

ского крепления блоков MgO , препятствующего их всплытию в более плотной жидкости.

Важным параметром является время аккумуляирования теплоты до установления равновесного состояния, поскольку для обеспечения необходимого режима теплоотвода от жидкометаллической ванны требуется, по крайней мере, несколько часов.

Концепция послеаварийного удержания топлива в жидкометаллической ванне не является единственной. Роль приемника тепла может играть массивная нижняя часть самого бетонного корпуса. Его конструкция обеспечивает задержку топлива в течение многих суток и может выполнять роль поглотителя теплоты с очень низкой удельной мощностью. Однако проблему создает разложение и растворение бетона жидким топливом, в результате чего возникают продукты взаимодействия, являющиеся источниками дополнительной опасности. Прежде всего из бетона выделяется вода, реагирующая со сталью с образованием водорода. Последний в течение нескольких суток создает взрывоопасную обстановку, если не принять меры по его вентиляции. Кроме того, в состав обычного бетона входит соединение $CaCO_3$ (известняк), которое разлагается на CaO и CO_2 . Чтобы углекислый газ не создал большого давления, необходимо обеспечить его выпуск. Другой способ преодоления этой трудности - использование бетона со специальным составом.

Изложенные в настоящей главе физические особенности аварийных процессов в ЯРБН, а также их математические модели и реализующие их компьютерные программы являются необходимой базой для разработки проектов ядерных энергоблоков повышенной безопасности.

Глава 6

Опыт тяжелых аварий ядерных энергоблоков с реакторами различных типов

Как известно, за более чем тридцатилетний период развития атомной энергетики, предшествовавший Чернобыльской катастрофе, произошло более сорока ядерных аварий с РУ различных типов. Эти аварии имели, однако, достаточно ограниченный характер и, в основном, были локализованы в пределах промплощадок аварийных реакторов. Напротив, последовавшая за этими ядерными инцидентами запроектная авария, произошедшая на ЧАЭС в апреле 1986 г., впервые имела глобальные последствия, фактически поставив перед современной цивилизацией вопрос о дальнейшей судьбе такой ключевой для нее энергетической отрасли, какой является атомная энергетика. Возобновление строительства новых ядерных энергоблоков и разработка проектов АЭС повышенной безопасности, с таким трудом наметившиеся через четверть века после Чернобыльской катастрофы, вновь был прерван тяжелой аварией на японской АЭС «Фукусима», произошедшей в марте 2011 г. Ценой значительных усилий эта авария, в основном, была локализована, хотя ее последствия оказали серьезное влияние на всю мировую экономику. Таким образом, все аварии и инциденты, имевшие место в атомной энергетике за более чем полувековой период ее развития, наглядно убеждают в следующем. Во-первых, обеспечение эксплуатационной безопасности ядерных энергоблоков является не только приоритетной, но также и интернациональной задачей для всего мирового сообщества. Во-вторых, особое значение для предотвращения возможных инцидентов на ядерных энергоблоках имеет тщательное изучение причин, последствий и опыта ликвидации аварий, имевших место в атомной энергетике различных стран, с целью извлечения серьезных уроков и предотвращения подобных аварий в будущем.

Тяжелая авария, произошедшая на втором энергоблоке американской АЭС «ТМ1» в марте 1979 г., сделала очевидной необходимость широкого внедрения в практику эксплуатации ЯЭУ такого основополагающего принципа, каким является «обратная связь по опыту эксплуатации». Реализация этого принципа, сформулированного с учетом уроков вышеуказанной тяжелой аварии, ставит своей конечной целью именно предотвращение возможного повторения таких аварий ЯР, которые уже имели место в практике эксплуатации РУ. Показательно, что в соответствии с действующими нормативными документами перечень задач, подлежащих первоочередному решению при практической реализации этого принципа, включает:

- сбор информации, связанной с отказами, ядерными инцидентами, проектными и запроектными авариями ядерных энергоблоков;

- установление фактических причин произошедших аварий, оценка характера организации процесса эксплуатации ЯЭУ в период, предшествовавший возникновению аварии, а также анализ роли человеческого фактора в зарождении и развитии соответствующей аварийной ситуации;

системный анализ последствий произошедших аварий;

выработку эффективных организационных, технических и других мер, позволяющих извлечь уроки и предотвратить возникновение подобных аварий в будущем.

В контексте реализации вышеуказанных задач в настоящей главе монографии проанализирован опыт аварий, имевших место в ЯЭУ с реакторами основных типов.

6.1. Аварии реакторов с легководным охлаждением

Авария на ЯР SL-1. 3 января 1961 г. в Айдахо (США) на Национальной станции испытания ЯР в результате аварии был разрушен небольшой (тепловая мощность 3 МВт) экспериментальный ЯР с кипящей водой, носивший название SL-1 (стационарный ЯР малой мощности № 1). Причиной аварии стало ручное выведение стержней регулирования во время остановки ЯР, который останавливался на техническое обслуживание и для установки дополнительной контрольно-измерительной аппаратуры. Эта работа была завершена во время дневной смены 3 января, и с 16 до 24 ч бригада из трех человек должна была вновь присоединить механизм привода к стержням регулирования, которые были отсоединены и полностью введены в ЯР, поскольку это требовалось для установки дополнительно контрольно-измерительной аппаратуры. Однако хотя стержни и были отсоединены от приводящего механизма, они могли быть подняты вручную. Для приведения ЯР в критическое состояние достаточно было поднять стержни примерно на 40 см.

В 21 ч 01 мин 3 января на пожарных станциях и в главном штабе управления безопасности испытательной станции, расположенном на некотором расстоянии от корпуса с SL-1, прозвучал сигнал тревоги. В ходе выяснения обстоятельств было обнаружено, что два оператора погибли (третий умер позднее), а в здании возник высокий уровень радиоактивного заражения. Непосредственных причин аварии установить не удалось; стержни могли быть извлечены случайно или умышленно, но это уже никогда не станет известно.

На основании тщательного изучения остатков АкЗ и корпуса ЯР, проведенного во время расчистки места аварии, было сделано заключение, что регулирующие стержни были выведены примерно на 50 см, чего вполне достаточно для очень большого увеличения реактивности. В результате нейтронной вспышки мощность ЯР за примерно 0,01 с достигла 20000 МВт, что привело к расплавлению топливных элементов. Расплавленное топливо вступило в реакцию с находящейся в корпусе ЯР водой, и мгновенное взрывообразование пара с такой силой подбросило воду над АкЗ, что когда вода ударилась о крышку корпуса, то она в свою очередь взлетела на 3 м в воздух и затем упала приблизительно в свое первоначальное положение.

Из аварии были сделаны два основных вывода:

1. Нельзя признать удовлетворительным ЯР (даже малый экспериментальный ЯР), в котором извлечению стержней регулирования не препятству-

ет соответствующая система блокирующих устройств. На современных энергетических ЯР такое извлечение регулирующих стержней, как при аварии на SL-1, было бы невозможно.

2. Выброс воды из АкЗ обычно ведет к уменьшению реактивности, так что вследствие образования дополнительных пустот ЯР автоматически останавливается. Однако как показала авария на SL-1, очень быстрое возрастание реактивности может привести к плавлению топлива раньше, чем образуются значительные пустоты, и цепная реакция прекратится. Этот факт был продемонстрирован при испытаниях на другом американском ЯР: в 1954 г. так называемый ЯР BORAX был намеренно приведен в такое состояние и в результате разрушен.

Авария на АЭС Millstone 1. 1 сентября 1972 г. на АЭС Millstone 1 в Коннектикуте совершался плановый вывод на мощность ЯР типа BWR электрической мощностью 660 МВт. Когда мощность ЯР достигла немногим менее 0,1 % номинальной, оператор заметил, что система очистки воды вышла из строя. Оператор переключил ЯР на вторую систему очистки и продолжал вывод его на мощность. Примерно через полчаса отказала и вторая система очистки воды, и оператор начал останавливать ЯР. Когда же стало ясно, что в теплоноситель первого контура проникла соль из морской воды, то ЯР был быстро остановлен. При расследовании выяснилось, что в результате коррозионного повреждения трубок конденсатора (который охлаждался морской водой) в первый контур попало много морской воды. Одним из последствий этого был выход из строя контрольно-измерительной аппаратуры для определения мощности ЯР, что произошло в результате коррозионного растрескивания защитных кожухов датчиков, чувствительных к агрессивному воздействию хлора.

Впоследствии ЯР был успешно отремонтирован и возвращен в строй. Эта авария, хотя при ней никто не пострадал и не произошло утечки радиоактивности, продемонстрировала относительную уязвимость одноконтурных систем, таких как BWR, по сравнению с двухконтурными ЯЭУ, такими, например, как ВВЭР, PWR, а также CANDU.

Пожар на АЭС Browns Ferry. АЭС Brown Ferry в Алабаме включает три энергоблока с кипящими ЯР мощностью 1065 МВт. 22 марта 1975 г. на первом энергоблоке АЭС рабочий с помощью зажженной свечи пытался отыскать место протечки воздуха вокруг ввода кабеля в бетонную стену. Он нашел отверстие, заделал его куском полиуретана и проверил снова. Течь осталась, а от пламени свечи загорелся полиуретан. Огонь был подхвачен потоком воздуха, занесен в отверстие и начал быстро распространяться, так что его не удалось потушить с помощью огнетушителей. Пожар продолжался 7 ч. В момент его возникновения первый и второй энергоблоки работали на полной мощности. (Третий блок находился в стадии сооружения и не пострадал при аварии.) Огонь, распространившись в горизонтальном и вертикальном направлениях, повредил около 2000 кабелей, а общая стоимость ремонта впоследствии составила примерно 10 млн долл. Из-за опасности короткого за-

мыкания до полной остановки ЯР для тушения пожара нельзя было использовать воду. С помощью воды огонь был быстро потушен.

Оба ЯР были остановлены. Однако вследствие пожара как система охлаждения при останове ЯР, так и САОЗ первого блока не работали в течение нескольких часов. Показательно, что для подачи воды в ЯР операторы вынуждены были использовать все возможные средства, включая даже КН. Для использования этих средств требовалось снизить давление в ЯР, и во время этой процедуры толщина слоя воды над АкЗ уменьшилась до 1,2 м. Однако на протяжении всей аварии было обеспечено достаточное охлаждение АкЗ и предотвращен ее возможный перегрев. При расхолаживании второго блока не возникло сколько-нибудь существенных проблем и включение системы подачи воды высокого давления прошло успешно. Авария не привела к утечке радиоактивности за пределы площадки АЭС и ни один человек серьезно не пострадал. Оба блока, однако, вышли из строя примерно на 1 год, пока не были устранены повреждения, полученные оборудованием.

Основной урок аварии на Browns Ferry можно отнести к категории, которую обычно называют повреждения общего характера. Все кабели систем обеспечения безопасности находились в одном канале и были повреждены одинаковым образом (несмотря на разнообразие систем обеспечения безопасности), так что при пожаре все системы вышли из строя. По результатам анализа указанной аварии были сделаны следующие выводы: а) кабели систем питания и управления контрольно-измерительной аппаратуры, а также защитных систем не должны находиться в общем кабельном канале; б) указанные элементы управления ЯЭУ должны быть разделены физическими барьерами, сохраняющими огнестойкость в течение 3 ч, а если это невозможно, то кабели должны быть разнесены на значительное расстояние (обычно 7 м) и быть защищенными активными средствами пожаротушения для того, чтобы вероятность распространения огня от одного кабеля к другому была крайне низкой.

Авария на АЭС «ТМ1» (штат Пенсильвания, США), произошедшая 28 марта 1979 г. на ее втором энергоблоке. Указанная АЭС перед аварией состояла из двух энергоблоков электрической мощностью по 961 МВт и была оснащена водоохлаждаемыми реакторами PWR с двухпетлевой компоновкой первого контура, включающего два ПГ вертикального типа. Принципиальная схема аварийного энергоблока «ТМ1-2», а также динамика развития указанной аварии представлены на рис. 6.1 – 6.3. Исходным событием этой аварии явилась остановка КН, отмеченного позицией 12 на рис. 6.1. Следствием останова КН явилась остановка питательных насосов 11 (чтобы они не оказались обезвожены), а также автоматическое отключение турбины 15 и включение аварийной системы подачи питательной воды в ПГ. Возникшая ситуация является типичным нарушением штатного режима, которое предусмотрено проектом и при строгом выполнении регламента эксплуатации не приводит к опасным аварийным последствиям.

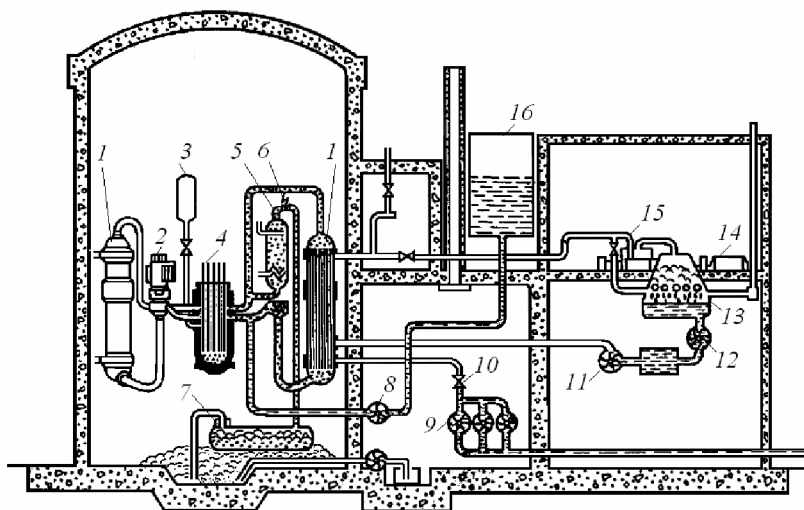


Рис. 6.1. Развитие аварии на энергоблоке АЭС «ТМІ» - потеря теплоносителя (интервал времени от начала аварии 6 - 20 мин): 1 - ПГ; 2 - ГЦН; 3 - гидроаккумулятор CAOЗ; 4 - ЯР; 5 - компенсатор давления; 6 - предохранительный клапан; 7 - барбо-тер; 8 - насос CAOЗ; 9 - аварийные питательные насосы; 10 - задвижки; 11 - пита-тельный насос; 12 - КН; 13 - конденсатор; 14 - генератор; 15 - турбина; 16 - бак CAOЗ.

Вместе с тем эксплуатация энергоблока и в доаварийный период прово-дилась с серьезными нарушениями правил эксплуатации, которые допуска-лись оперативным персоналом «ТМІ-2». Наложение этих нарушений на отказ ряда элементов и устройств ядерного энергоблока привели к возникновению и последующему развитию аварийного режима, приведшего к тяжелой ава-рии. Так, несмотря на тот факт, что все три насоса аварийной подачи пита-тельной воды (позиция 9 на рис. 6.1) были включены, вода в ПГ не поступа-ла. Причиной их обезвоживания явилось ошибочное закрытие задвижек 10, установленных на линиях, которые соединяют насосы 9 с ПГ. Указанное ошибочное закрытие задвижек было допущено в период проведения предше-ствовавшего аварийному событию планового ремонта, проводившегося на «ТМІ-2» за две недели до описываемой аварии. По причине халатного отно-шения к своим служебным обязанностям по завершении ремонта персонал забыл открыть указанные задвижки 10. В то же время контрольные лампочки на щите управления, сигнализирующие о реальном положении задвижек, бы-ли закрыты предупреждающими табличками. Показательно, что сигнализа-ция была исправна и функционировала в штатном режиме, однако информа-ция, передаваемая ею на БЩУ, не могла быть получена оперативным персо-налом. В результате операторы БЩУ были убеждены, что питательная вода поступает в ПГ в соответствии с предпринятыми ими противоаварийными мероприятиями.

Развитие аварийного режима. Быстрое уменьшение подачи питательной воды в ПГ 1 привело к резкому ухудшению теплоотвода от первого контура. При этом реактор продолжал работать с номинальной мощностью. В результате стало повышаться давление в первом контуре. Через несколько секунд оно превысило допустимый уровень, что привело к открытию предохранительного клапана 6 на компенсаторе давления 5. Через этот клапан часть воды из компенсатора давления отводилась в барботер 7. Вследствие повышения давления в первом контуре до 17 МПа через 9 с после исходного события сработала АЗ реактора, прекратившая цепную реакцию. После останова ЯР остаточное тепловыделение продолжалось. Этот продолжавшийся подвод тепла со стороны первого контура при отсутствии подачи питательной воды привел к вскипанию воды в ПГ.

Из-за малой аккумулирующей способности ПГ вертикального типа их осушение произошло достаточно быстро (через 30 - 60 с), что фактически прекратило на несколько минут отвод теплоты, передаваемой из ЯР, в ПГ. После открытия предохранительного клапана давление в первом контуре начало снижаться.

На 13-й секунде оно понизилось до значения, при котором клапан должен был автоматически закрыться. Однако клапан не закрылся, хотя индикатор положения закрывающего клапан соленоида показал, что соленоид сработал. В результате персонал в течение нескольких часов не знал о продолжающейся утечке из первого контура. Отказ клапана создал аварийную ситуацию, эквивалентную малым течам из первого контура.

Динамика аварии была следующей: из-за утечки теплоносителя давление в ЯР уменьшилось. При его снижении до 12 МПа произошло автоматическое срабатывание САОЗ. Сначала из гидроаккумуляторов 3, затем посредством насосов 8 и из бака 16 в АкЗ стала подаваться холодная борированная вода. На протяжении всего времени после исходного события наблюдался рост уровня в компенсаторе давления, сначала из-за расширения воды при ее нагревании, затем из-за кипения воды при снижении давления.

Впоследствии было установлено, что уровнемер давал неправильные показания, завышая фактическое значение. Подъем уровня продолжался и после срабатывания САОЗ. Не зная, что клапан 6 открыт, а задвижки 10 закрыты, операторы неправильно оценили ситуацию и причины повышения давления в компенсаторе давления, считая его причиной работу САОЗ и опасаясь исчезновения пара в КД, как средства управления давлением в первом контуре, операторы допустили серьезную ошибку, решив остановить один, а потом и второй насос САОЗ. Оставшийся в работе насос обеспечивал подачу лишь небольшого расхода воды в первый контур, недостаточного для охлаждения АкЗ. Именно эта ошибка предопределила характер аварии и ее масштабы. Поступающая из САОЗ и вытесняемая из АкЗ вследствие парообразования в ней вода к 6-й минуте полностью заполнила компенсатор давления. Из-за повышения давления в барботере 7 теплоноситель сорвал предохранительную

мембрану и начал вытекать в приямок РУ и оттуда откачиваться дренажными насосами за пределы ЗО в емкости ЖРО. Одновременно происходило парообразование в приямке. Образовавшийся там пар распространялся под ЗО и повышал в ней давление.

На 8-й минуте операторы обнаружили, что вода не поступает в ПГ, и, открыв задвижки 10, возобновили подачу питательной воды в ПГ. Вследствие этого действия определяющим в развитии аварии оказалось не нарушение подачи питательной воды, а зависание предохранительного клапана компенсатора давления.

На 18-й минуте первичные преобразователи зафиксировали повышение радиоактивности, обусловленное выбросом теплоносителя первого контура.

Дренажные насосы были остановлены на 38-й минуте еще до того, как произошло повреждение ТВС. Поэтому вынос дренажными насосами радиоактивности за пределы ЗО был мал.

К 20-й минуте параметры теплоносителя в первом контуре стабилизировались в состоянии насыщения и составили 7 МПа и 663 К.

Через 1 ч 40 мин после начала аварии из-за сильной вибрации ГЦН, возникшей в силу низкого давления и начавшейся кавитации, операторы остановили ГЦН 2 сначала в одной из петель ГЦК, а еще позже (через 1 ч 40 мин) и в другой. В результате принудительная циркуляция в первом контуре прекратилась (см. рис. 6.2).

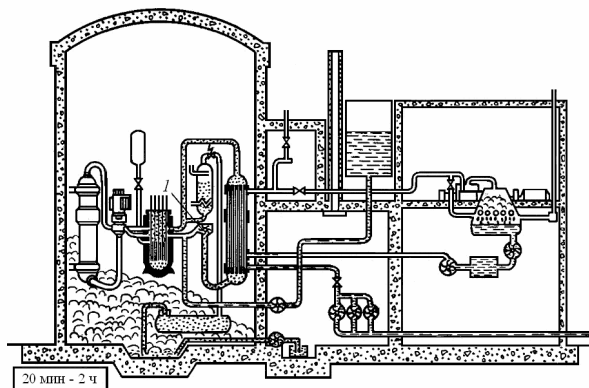


Рис. 6.2. Развитие аварии на энергоблоке АЭС «ТМ-2» - продолжение падения давления (интервал 20 мин - 2 ч с начала аварии).

Фактическое состояние энергоблока «ТМ-2» в последующий период аварии (в интервале 2 – 6 часов с момента ее начала) иллюстрирует рис. 6.3.

В соответствии с расчетами операторов, не знавших, однако, о наличии утечки теплоносителя через незакрытый предохранительный клапан компенсатора давления, отключение ГЦН должно было инициировать переход ГЦК к режиму естественной циркуляции. Естественная циркуляция могла обеспечить достаточно эффективный теплоотвод из АкЗ, однако к моменту отключения ГЦН уже было потеряно около 60 % объема первого контура. Из-за наличия паровых полостей в обеих петлях ГЦК естественная циркуляция так и не была установлена. Полное прекращение циркуляции в ГЦК привело к выкипанию воды в АкЗ, ее обнажению и разогреву (см. рис. 6.3).

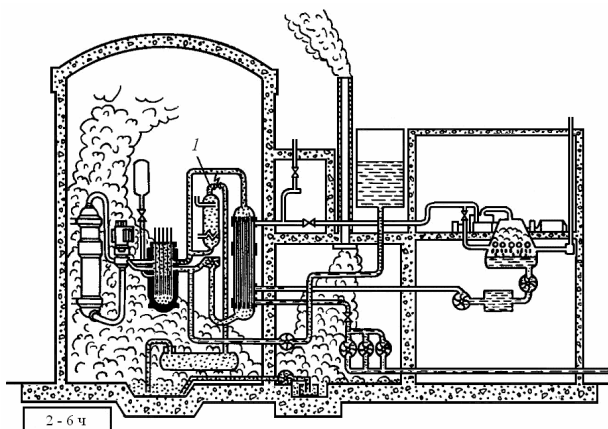


Рис. 6.3. Развитие аварии на энергоблоке «ТМІ-2» - разогрев Ак3 (в интервале 2 – 6 ч после начала аварии).

Результаты компьютерного моделирования аварийной динамики энергоблока «ТМІ-2» в рассмотренный выше начальный период представлены на рис. 6.4.

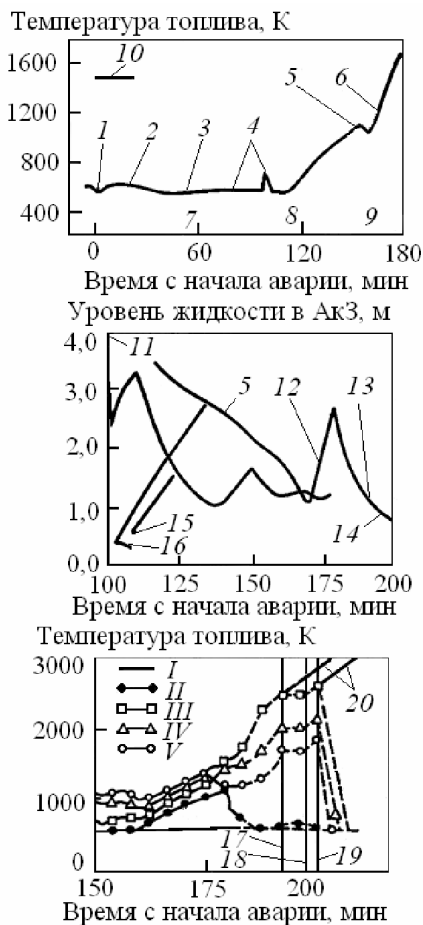


Рис. 6.4. Компьютерное моделирование аварийной динамики «ТМІ-2»: 1 – аварийный останов ЯР; 2 – установившаяся подача питательной воды в ПГ; 3 – равновесное состояние; 4 – остановка ГЦН; 5 – перекрытие запорного вентиля компенсатора давления; 6 – парциркуляционная реакция; 7 – образование пара; 8 – опустошение Ак3; 9 – повреждение Ак3; 10 – данные расчета по ТГРК TRAC; 11 – верх Ак3; 12 – повторный запуск ГЦН; 13 – открытие запорного вентиля компенсатора давления; 14 – срабатывание системы инъекции высокого давления САОЗ; 15 – расчет по программе ИКАО (уровень жидкости); 16 – расчет по программе NSAC (уровень двухфазной смеси); 17 – предохранительный клапан открыт; 18 – предохранительный клапан закрыт; 19 – подача воды высокого давления САОЗ с полным расходом; 20 – экстраполяция температуры топлива.

Ликвидация аварийного режима. Через 2,5 ч после начала аварии операторы закрыли запорный клапан на линии, связывающей компенсатор давления с барботером. На БЩУ была информация о срабатывании соленоида, закрывающего предохранительный клапан, но отсутствовала информация о положении самого клапана. В течение всего времени персонал управлял блоком, рассчитывая, что клапан закрыт. Только после закрытия запорного клапана, который установлен последовательно с вышеуказанным предохранительным, потеря теплоносителя из первого контура прекратилась. Даже в этот момент операторы могли предотвратить дальнейшее развитие аварии включением насосов САОЗ. Однако оперативный персонал еще в течение часа не включал насосы САОЗ, что привело к разогреву и плавлению АкЗ, стеканию топливной массы в нижнюю часть корпуса ЯР.

Высокая температура топлива привела к пароциркониевой реакции, в результате которой в верхней части ЯР начал скапливаться водород, который начал попадать в ПГ и компенсатор давления. В результате автокаталитической реакции практически весь материал циркониевых оболочек ТВЭЛ вступил во взаимодействие с паром. Оставшееся без оболочек топливо осыпалось в нижнюю часть корпуса ЯР, увеличив тем самым гидравлическое сопротивление АкЗ (относительно штатного значения этого параметра), по оценкам, примерно в 200 - 400 раз. Указанное обстоятельство существенно затрудняло восстановление циркуляции теплоносителя в аварийном ЯР. Характер

Разрушения АкЗ аварийного ЯР «ТМІ-2» иллюстрирует рис. 6.5.

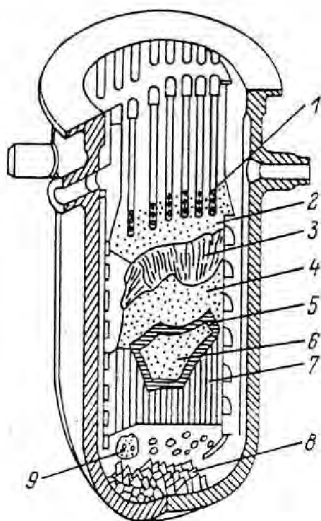


Рис. 6.5. Состояние поврежденной АкЗ ЯР «ТМІ-2» в послеварийный период: 1 - поврежденные ВКУ; 2 - повреждение верхней дистанционирующей решетки; 3 - каверна в верхней части АкЗ (примерно 30 % объема зоны); 4 - верхний слой сплавленных фрагментов ТВС из частиц более 1 мм; 5 - затвердевший кориум толщиной 10-15 см; 6 - расплавленный кориум (смесь топлива и материалов оболочек); 7 - неповрежденные части ТВС; 8 - слой разрушенных ТВЭЛ и их оболочек (около 16 % массы АкЗ); 9 - застывшая часть расплава топлива и оболочек.

Через 3 ч после начала аварии была зафиксирована высокая радиоактивность как в реакторном отделении, так и в других помещениях.

Еще через 3 ч было объявлено аварийное положение из-за высокого уровня радиации в рабочем и вспомогательных помещениях. В этот период предпринимались попытки наладить циркуляцию в первом контуре посред-

ством запуска ГЦН. Эти попытки, однако, были безрезультатны вследствие кавитации и вибраций насосного агрегата.

Через 3 ч 20 мин после пуска пассивной системы САОЗ удалось прекратить разогрев АкЗ, обеспечить ее затопление и охлаждение. Предпринимавшиеся в течение нескольких часов попытки ликвидации образовавшихся в первом контуре паровых полостей путем повышения давления пассивного впрыска воды из гидроаккумуляторов 3 оказались безрезультатными. В результате отвод теплоты от теплоносителя первого контура в ПГ так и не был обеспечен. В этих условиях персонал изменил план действий.

Открытием запорного клапана компенсатора давления 5 давление было снижено до 4,1 МПа, при котором включились гидроаккумуляторы, однако в корпус ЯР было инжектировано сравнительно небольшое количество воды. Во время открытия запорного клапана компенсатора давления через остававшийся открытым предохранительный клапан 6 в реакторное отделение попал водород. Произошло воспламенение водородно-воздушной смеси в объеме 30, что привело к повышению давления и включению насосов спринклерной системы и разбрызгиванию воды в объеме 30.

Через 6 мин возгорание было ликвидировано и спринклерная система была остановлена. Давление в первом контуре оставалось высоким и попытки снизить его до значения, при котором можно было бы включить насосы САОЗ, были безрезультатными. Через 11 ч после начала аварии запорный клапан компенсатора давления вновь был закрыт. В этой ситуации на протяжении последующих двух часов аварийный ЯР фактически оставался без сколько-нибудь эффективного охлаждения.

Через 13 ч 30 мин после начала аварии постоянным впрыском воды из системы САОЗ высокого давления удалось начать постепенное повышение давления в первом контуре, что позволило почти через 16 ч после начала аварии включить ГЦН. Тем самым удалось начать стабильное охлаждение АкЗ.

В результате парациркулиевой реакции образовалось около 1000 кг водорода, скопившегося за этот период в верхней части реактора над АкЗ. Удаление водородного пузыря продолжалось 8 сут. Для его удаления использовалось два метода:

1) абсорбирование водорода водой первого контура с отводом его в барботер, который находился при атмосферном давлении, где водород удалялся, а затем, пройдя систему очистки, сбрасывался в атмосферу;

2) с помощью электронагревателей компенсатора давления водород удалялся из теплоносителя и выпускался через запорный клапан.

Примерно через месяц стало возможным отключить ГЦН и перейти к естественной циркуляции, поскольку разогрев теплоносителя за счет работающих насосных агрегатов превышал остаточное тепловыделение топлива в разрушенной (см. рис. 6.5) АкЗ «ТМІ-2».

Уроки аварии. По мнению комиссии для расследования причин аварии на «ТМІ-2» непосредственной причиной аварии была ошибка оперативного

персонала, отключившего насосы САОЗ и тем самым на длительный срок оставившего первый контур без циркуляции теплоносителя.

Сопутствующими причинами явились следующие: имевшие место отказы оборудования (заклинивание предохранительного клапана компенсатора давления); эргономические недостатки конструкции БЩУ; просчеты в профессиональной подготовке оперативного персонала ЯЭУ; грубые нарушения регламента эксплуатации (отсутствие контроля за положением задвижек на линии аварийной подачи питательной воды). Совокупность указанных негативных факторов обусловила переход нерегламентного эксплуатационного состояния ядерного энергоблока, в целом не представлявшего собой угрозы безопасности ЯЭУ, в тяжелую аварию, которая имела серьезные последствия. Среди них – полное разрушение АкЗ, структуру корнума которой в послеаварийный период иллюстрирует рис. 6.6.

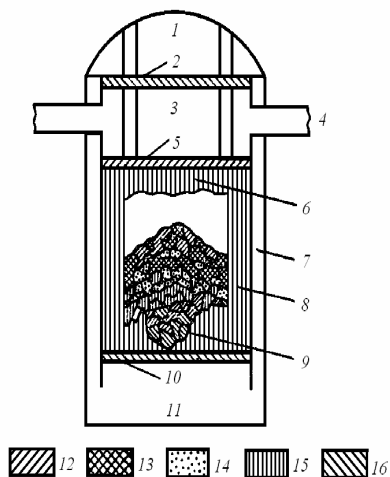


Рис. 6.6. Структура корнума разрушенной АкЗ ЯР «ТМІ-2» в послеаварийный период: 1 – верхняя часть ЯР; 2 – верхняя решетка; 3 – верхняя камера; 4 – горячие трубопроводы; 5 – верхняя опорная плита АкЗ; 6 – остатки верхних частей ТВЭЛ; 7 – опусковой участок; 8 – сохранившие свое положение, но поврежденные ТВЭЛ; 9 – остатки нижних частей ТВЭЛ; 10 – нижняя опорная плита АкЗ; 11 – нижняя камера; 12 – разрушение оболочки топлива; 13 – окисление, разрушение, охрупчивание и диспергирование оболочки топлива; 14 – серьезное повреждение топлива, образование эвтектики UO_2/Zr ; 15 – блокировка эвтектикой UO_2/Zr и цирконием; 16 – неповрежденные участки АкЗ.

По оценкам американских специалистов только выгрузка поврежденной АкЗ из корпуса (см. рис. 6.5 и 6.6) аварийного ЯР потребовала затрат, превышающих 1 млрд долл. Тем не менее эксплуатация энергоблока «ТМІ-2» так и не была восстановлена. Авария сопровождалась значительным радиоактивным выбросом в атмосферу, суммарная величина которого составила около $1,1 \cdot 10^{17}$ Бк. Указанная радиоактивность в основном была обусловлена изотопами ^{87}Kr (период полураспада $T_{1/2} = 1,3$ ч), ^{88}Kr ($T_{1/2} = 2,8$ ч), ^{133}Xe ($T_{1/2} = 5,3$ сут), а после их распада, в основном, определялась ^{85}Kr ($T_{1/2} = 10$ лет). При этом сохранение целостности ЗО обеспечило удержание значительной части радионуклидов в пределах зоны аварии и существенно ослабило повышение радиоактивности за пределами АЭС. Таким образом, несмотря на допущенные персоналом ошибки, предпринятые противоаварийные мероприятия оказались достаточными для предотвращения такого выброса радиоактивности, который представлял бы значительную угрозу для населения штата Пенсильвания и сопредельных с ним территорий.

Авария на АЭС Ginna. Как известно, одним из типичных, предусмотренных проектом, отказом оборудования ядерного энергоблока, оснащенного водоохлаждаемым реактором типа ВВЭР или PWR, является разрушение одной из трубок ПГ. Именно такой вид отказа произошел 25 января 1982 г. на расположенной в штате Нью-Йорк АЭС Ginna с двухпетлевым ЯР PWR производства фирмы Westinghouse. В 9 ч 28 мин станция работала на полной электрической мощности (490 МВт). Вскоре после этого значительно упало давление в первом контуре ЯР, затем почти сразу же последовали включение системы инъекции САОЗ высокого давления, остановка ЯР и турбины и герметизация ЗО. Компенсатор давления был опустошен почти полностью. Такое развитие событий характерно для разрушения трубки ПГ, в результате чего вода первого контура протекает во второй, находящийся при более низком давлении. Следуя обычной процедуре, предусмотренной для случая разрушения трубки ПГ, операторы остановили ГЦН и перекрыли главные запорные задвижки на паропроводе, идущем от аварийного ПГ.

Чтобы быстрее выровнять давление в первом и втором контурах и ликвидировать течь, операторы открыли разгрузочный клапан с механическим приводом, соединенный с компенсатором давления. Это позволило теплоносителю истекать в дренажную емкость компенсатора давления. Однако по завершении этой операции попытка оператора закрыть предохранительный клапан компенсатора давления не дала результатов вследствие аварийного зависания этого клапана подобно тому, как это имело место в ходе вышерассмотренной аварии на «ТМІ-2». Отказ предохранительного клапана потребовал от оператора перекрыть запорную задвижку компенсатора давления, чтобы предотвратить дальнейшую потерю теплоносителя первого контура (к этому времени она составила около 38 м^3). Тем не менее резкое снижение давления в АкЗ после срабатывания предохранительного клапана вызвало интенсивное вскипание теплоносителя, что привело к возникновению в верхней части корпуса ЯР паровой полости. Аварийный останов ГЦН, выполненный оперативным персоналом в начальной фазе развития аварии, через два часа был завершен, и восстановление циркуляции в первом контуре позволило восстановить эффективное охлаждение АкЗ, предотвратив тем самым аварийную разгерметизацию ТВЭЛ. Ввиду того, что аварийный ПГ был изолирован, в другом, остававшемся в работе, давление поднялось до величины срабатывания его предохранительного клапана, сбросившего некоторую часть пара из его парового объема в атмосферу. Относительно небольшая радиоактивность этого пара была, в основном, обусловлена изотопами криптона и ксенона.

В последующий период расхолаживание ЯР проводилось сначала путем отвода остаточного тепловыделения через неповрежденный ПГ, а затем, примерно через 24 ч, системой САОЗ низкого давления.

Послеаварийное обследование ПГ показало, что в его объеме находился незакрепленный посторонний предмет массой около 1 кг. Из-за его вибрации ряд трубок ПГ получил серьезные повреждения, и в результате одна из них

была разрушена, что и привело к возникновению рассмотренной выше аварийной ситуации. Этот предмет, по-видимому, находился в ПГ несколько лет, после того как по небрежности он был оставлен ремонтной бригадой во время выполнения планово-предупредительного ремонта. В дальнейшем поврежденные трубы были заглушены и ПГ возвращен в эксплуатацию.

При последующем анализе этой аварии было признано, что операторы аварийного энергоблока в целом действовали в соответствии с инструкциями по ликвидации аварийных ситуаций такого типа. Вместе с тем в ходе аварии оперативным персоналом была допущена известная задержка в процессе принятия оперативных решений по реализации комплекса адекватных ситуации противоаварийных мероприятий. При последующем анализе своевременность их выполнения была признана неприемлемой ввиду того, что подобная авария уже имела место на одном из энергоблоков АЭС Prairie Island (штат Орегон) 2 октября 1979 г., т.е. более чем за два года до вышерассмотренного инцидента.

Авария на АЭС «Dawis-Bess» [34]. 9 июня 1985 г. на АЭС «Dawis-Bess» с ЯР типа PWR мощностью 906 МВт (эл.) создалась аварийная ситуация, характеризующаяся полным прекращением подачи питательной воды в ПГ в течение 15 мин.

Исходное событие - отключился основной питательный насос. Оператор открыл впрыск воды в компенсатор объема, стремясь воспрепятствовать росту давления в первом контуре вследствие разогрева теплоносителя из-за снижения расхода питательной воды. Так как была достигнута величина аварийной уставки по давлению в первом контуре, аварийная защита отключила ЯР. Закрылись стопорные клапаны турбины, сработали главные предохранительные клапаны. Аварийные переходные процессы, протекавшие в этих условиях в ЯЭУ, были понятны и прогнозируемы оперативным персоналом. Вместе с тем операторами ядерного энергоблока было обнаружено, что обе главные паровые задвижки закрыты. Это были первый и второй отказы среди многочисленных нарушений в работе оборудования, имевших место в ходе развития данной аварии. Второй питательный турбонасос начал останавливаться, так как его турбина осталась без пара. Оператор, наблюдая снижение уровня в ПГ и не ожидая автоматического включения аварийных питательных насосов по низкому уровню воды в ПГ, решил инициировать их включение, для того чтобы уменьшить потерю воды из ПГ. Однако он ошибочно нажал не на те кнопки и изолировал ПГ от системы аварийной подпитки. В результате этого система аварийной подпитки не смогла выполнить возложенные на нее функции из-за отказа по общей причине. Это был третий отказ в цепи событий рассматриваемой аварии. Четвертым и пятым нарушениями нормальной работы оборудования и вторым отказом по общей причине было последовательное отключение первого и второго аварийных питательных турбонасосов из-за превышения их оборотов. Следующими (шестым и седьмым) отказами в работе оборудования и третьим отказом по общей причине в системе аварий-

ной подпитки был отказ изолирующих эту систему клапанов на открытие по командам от системы автоматического управления и от кнопок дистанционного управления. К этому времени уровень воды в ПГ существенно снизился, а температура и давление первого контура начали быстро расти. Оператор полностью открыл впрыск в компенсатор объема, для того чтобы сдерживать рост давления. Было принято решение включить пусковой питательный электронасос и с его помощью подать воду в ПГ.

Таким образом, дальнейшее развитие аварии было прекращено. В ходе этих операций в различных системах проявились еще пять отказов, в том числе отказ на закрытие разгрузочного клапана на компенсаторе объема так же, как это имело место во время известной аварии на АЭС «ТМІ-2». Однако на АЭС «Дейвис-Бесс» операторы заметили неполадку клапана и закрыли расположенный ниже по потоку блокировочный клапан для предотвращения дальнейшего падения давления; разгрузочный клапан оставался открытым всего 1 мин, в то время как на АЭС «ТМІ-2» - около 2,5 ч.

Авария на блоке АЭС «Dawis-Bess» продолжалась до стабилизации состояния не более 30 мин, однако за это время имело место 12 нарушений в работе различного оборудования.

Авария на Чернобыльской АЭС (ЧАЭС). 26 апреля 1986 г. в 1 ч 23 мин на четвертом блоке ЧАЭС произошла тяжелая авария с разрушением АкЗ ЯР и значительной части реакторного отделения. На момент аварии ЧАЭС состояла из четырех энергоблоков с кипящими водографитовыми ЯР РБМК-1000 канального типа тепловой мощностью 3200 МВт каждый. Реакторы РБМК обладают положительным паровым коэффициентом реактивности. Недостатком ЯР данного типа является также пространственная неустойчивость нейтронного потока. СУЗ реактора включала в себя 211 стержней-поглотителей. При срабатывании АЗ все стержни вводились в АкЗ со скоростью 0,4 м/с. Предписанный (уже только после анализа причин произошедшей аварии) запас реактивности для ЯР РБМК-1000 был равен 30 стержням.

При проектировании АкЗ ЯР РБМК разработчики стремились к максимальной эффективности использования ядерного топлива за счет выбора такого уран-графитового соотношения, которое позволяет применять уран малого обогащения. При таком уран-графитовом соотношении обеспечивается максимальный коэффициент размножения в сухой уран-графитовой решетке. Именно величина уран-графитового соотношения обуславливает шаг решетки 250×250 мм и диаметр тепловых каналов $d = 80$ мм. Поскольку вода поглощает тепловые нейтроны более эффективно, чем графит, исполнительные органы СУЗ имели следующую конструкционную особенность: длина поглощающей части составляла 6,2 м. (герметичный цилиндр с кольцами карбида бора В₄С) и нижняя часть – вытеснитель был заполнен графитовыми кольцами, длина которых составляла 4,6 м, а длина соединительной штанги – 0,6 м. То есть, длина каждой из этих частей была меньше полной длины АкЗ.

Таким образом, важнейший конструктивный просчет, допущенный при проектировании исполнительных органов СУЗ состоял в том, что длина поглотителя (6,2 м) и вытеснителя (4,6 м) была меньше высоты АкЗ (7 м). В результате при опускании стержней из крайнего верхнего положения столб воды в нижней части каналов СУЗ заменялся вытеснителем, что могло привести к появлению положительной реактивности, а не отрицательной, которая ожидается при опускании стержней СУЗ. В наибольшей мере это проявляется, если поле энерговыделения смещено в нижнюю часть АкЗ. Недостаточной была также скорость ввода органов СУЗ в АкЗ.

Отмеченные недостатки нейтронно-физических процессов, органически присущие данному классу ЯР, конструктивные просчеты, допущенные при проектировании исполнительных органов СУЗ, а также ряд ошибок, допущенных оперативным персоналом, привели к тяжелой аварии запроектного класса. Отсутствие ЗО обусловило распространение радиоактивных выбросов на большие территории.

Для отвода остаточного тепловыделения ЯР РБМК предназначена система аварийного охлаждения реактора (САОР), подающая при авариях, требующих интенсивного охлаждения АкЗ, необходимое количество воды в технологические каналы. В САОР могут вводиться при необходимости поглотители нейтронов. Система защиты от превышения давления в реакторном пространстве при аварийных ситуациях обеспечивает отвод части пара в бассейн-барботер для его конденсации. Система локализации аварий, предназначенных для локализации радиоактивных выбросов при разуплотнениях трубопроводов контура охлаждения ЯР (кроме пароводяных коммуникаций верхних трактов технологических каналов и той части опускных труб, которая находится в помещении барабанов-сепараторов, а также трубопроводов парогазовых сбросов из реакторного пространства), включает в себя систему герметических помещений (в их числе плотные боксы, рассчитанные на избыточное давление 0,45 МПа). Помещения боксов и парораспределительные коридоры соединены пароотводящими каналами с барботажно-конденсационным устройством.

Авария произошла в процессе планового останова энергоблока на средний ремонт. К моменту останова АкЗ содержала 1659 ТВС со средним выгоранием 10,3 МВт·сут/кг, 1 дополнительный поглотитель и 1 незагруженный канал. Основную часть ТВС (75 %) составляло топливо первой загрузки с выгоранием 12 - 15 МВт·сут/кг. С процессом останова были совмещены испытания одного из турбогенераторов в режиме выбега с нагрузкой собственных нужд. Целью этих испытаний была экспериментальная проверка возможностей использования механической энергии ротора останавливающегося турбогенератора для электроснабжения механизмов собственных нужд, прежде всего ГЦН и насосов аварийного охлаждения, в условиях полного обесточивания АЭС (например, при аварии в энергосистеме с полным ее развалом). Такое использование энергии выбега ротора позволяет сохранить электропитание до запуска резервных источников электропитания. Подобные испыта-

ния не впервые проводились на ЧАЭС. В предшествующих испытаниях не был достигнут ожидаемый эффект из-за слишком быстрого падения тока возбуждения генератора и обусловленного этим снижения напряжения на шинах генератора. В новой серии испытаний предусматривалось устранение этого недостатка с помощью специального регулятора магнитного поля генератора.

Однако уже на стадии разработки программы был допущен ряд ошибок. Одна из них состояла в том, что эксперимент сочли чисто электротехническим, не влияющим на ядерную безопасность ЯР. Вследствие этого не было уделено должного внимания безопасности ЯР в процессе испытаний. Программой не только не были предусмотрены дополнительные меры безопасности, но даже снижены существующие штатные меры. Так, программой предусматривалось отключение САОР на весь период испытаний (более 4 ч). Это связано с тем, что при разработке программы испытаний предполагалось, что при падении тепловой мощности ЯР до 700 - 1000 МВт будет прекращена подача пара ко второй турбине и начнется выбег турбогенератора. Чтобы исключить срабатывание САОР в ходе эксперимента, программа предусматривала заблокировать ее, а электрическую нагрузку насосов САОР имитировать подключением к турбогенератору двух ГЦН в дополнение к шести, работавшим до того. Этот пункт программы содержит сразу две ошибки. Во-первых, отключение САОР было необязательным для достижения цели испытаний. Во-вторых, и это главное, подключение дополнительных ГЦН к останавливаемому генератору усилило связь, казалось бы, чисто электротехнического эксперимента с нейтронно-физическими процессами в ЯР.

25 апреля в 01 ч персонал приступил к снижению мощности ЯР, работавшего в номинальном режиме. В 13 ч 05 мин при тепловой мощности ЯР 1600 МВт был отключен от сети первый турбогенератор. Электропитание системы собственных нужд (4 ГЦН, 2 питательных электронасоса и др.) было переведено на шины оставшегося в работе турбогенератора. В 14 ч в соответствии с программой испытаний была отключена САОР. Однако по требованию диспетчера энергосистемы дальнейшее снижение мощности было задержано, и более 9 ч ЯР в нарушение регламента эксплуатации работал при половинной мощности с отключенной САОР.

Во время работы с половинной мощностью происходил процесс нестационарного ксенонового отравления ЯР. Компенсация обусловленной этим отрицательной реактивности, необходимая для поддержания мощности неизменной, производилась выдвижением из АкЗ стержней-поглотителей СУЗ, что последовательно уменьшало оперативный запас реактивности. В 23 ч 10 мин, т. е. в момент, соответствующий максимальной глубине йодной ямы, снижение мощности блока было продолжено.

Хронология развития аварии на энергоблоке № 4 ЧАЭС представлена на рис. 6.7.

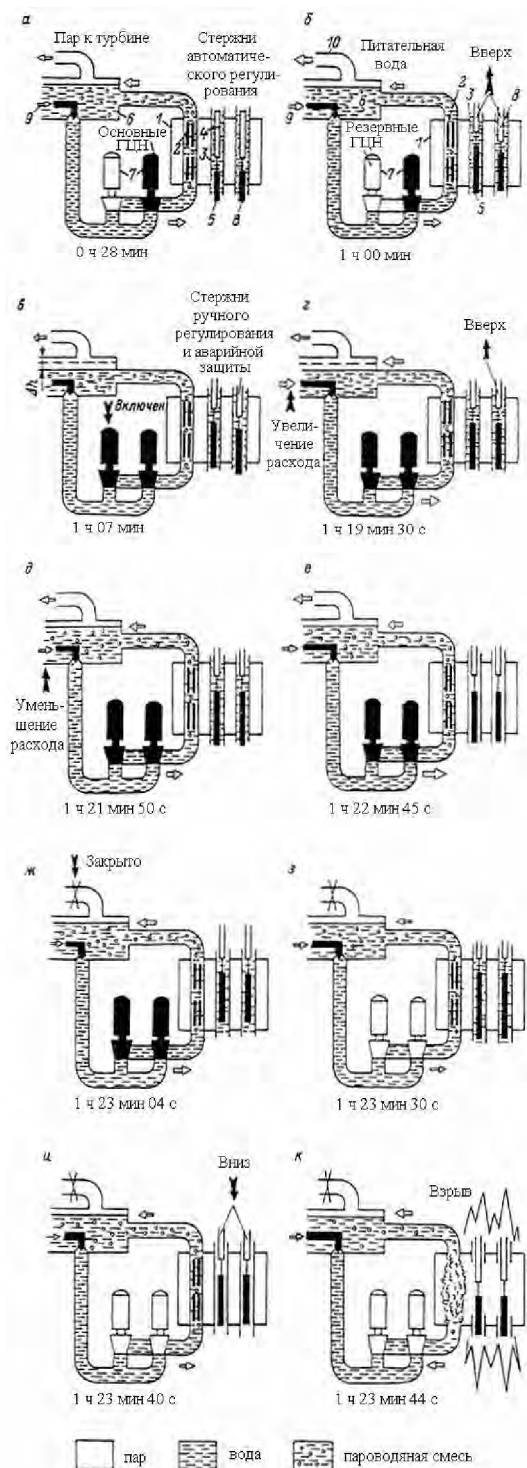


Рис. 6.7. Развитие аварийного режима на энергоблоке № 4 ЧАЭС: а - 0 ч 28 мин 26 апреля 1986 г.; б - 1 ч 00 мин; в - 1 ч 07 мин; г - 1 ч 19 мин 30 с; д - 1 ч 21 мин 50 с; е - 1 ч 22 мин 45 с; ж - 1 ч 23 мин 04 с; з - 1 час 23 мин 30 с; и - 1 ч 23 мин 40 с; к - 1 ч 23 мин 44 с; 1 - графитовая кладка ЯР; 2 - технологический канал с ТВЭЛ; 3 - канал со стержнями-поглотителями; 4 - стержень АР; 5 - графитовый вытеснитель; 6 - барабан-сепаратор; 7 - ГЦН; 8 - стержни.

Развитие аварийного режима. Программой испытаний было предусмотрено провести испытания с выбегом турбогенератора, сохранявшего нагрузку собственных нужд при тепловой мощности ЯР 700 - 1000 МВт. Однако после отключения системы ЛАР, в 0 ч 28 мин 26 апреля (см. рис. 6.7, а), производившегося в соответствии с регламентом эксплуатации ЯР при малой мощности, оператору не удалось достаточно быстро устранить возникший при этом разбаланс измерительной части автоматических регуляторов, в результате чего тепловая мощность реактора снизилась до 30 - 40 МВт. В течение всего этого времени продолжалось нестационарное ксеноновое отравление, что уменьшило оперативный запас реактивности до уровня, равного 15 стержням.

Имея целью вернуть ЯР к мощности, предусмотренной программой испытаний, персонал

начал выводить оставшиеся стержни СУЗ из АкЗ. В результате этого к часу ночи 26 апреля 1986 г. была достигнута тепловая мощность, примерно равная 200 МВт. При этом часть стержней СУЗ оказалась в крайнем верхнем положении, а часть - в крайнем нижнем.

Состояние ЯР и контура многократной принудительной циркуляции (КМПЦ) в моменты 0 ч 28 мин и 1 ч 00 мин иллюстрируется рис. 6.7, а и б. В соответствии с программой испытаний к шести работавшим ГЦН дополнительно были подключены еще два (см. рис. 6.7, в). Одна из целей подключения состояла в том, чтобы по окончании эксперимента, в котором в режиме выбега должны были работать четыре ГЦН, после их полного останова в работе остались еще четыре ГЦН, которые охлаждали бы АкЗ. Однако в момент подключения ГЦН уровень тепловой мощности ЯР был существенно ниже предусмотренного программой. Как было установлено впоследствии при анализе аварии, эксплуатация ЯР типа РБМК является потенциально опасной, особенно, при восьми работающих ГЦН. Вследствие того, что суммарный расход воды превысил допустимый для такой мощности предел, уменьшилось парообразование в технологических каналах, стало снижаться давление в барабанах-сепараторах, уровень в них понизился на величину Δh (исходный уровень указан на рис. 6.7, в штриховой линией). Попытки персонала вручную поддерживать эти параметры, увеличив подачу питательной воды (см. рис. 6.7, з), не увенчались успехом. Чтобы не допустить останова ЯР, персонал заблокировал сигналы АЗ по давлению и уровню в барабанах-сепараторах, сняв еще одну систему обеспечения безопасности. Уменьшение парообразования на этом этапе развития аварийного режима вносило отрицательную реактивность, что приводило к еще большему выдвиганию вверх стержней АЗ.

В 1 ч 19 мин 30 с (см. рис. 6.7, з) уровень воды в барабанах-сепараторах, пониженный ранее на Δh , начал расти. Из-за притока относительно холодной питательной воды в АкЗ там практически прекратилось парообразование, что вплотную приблизило опасность. При малом количестве пара в технологических каналах образование 1 % пара по массе увеличивает объемное паросодержание на 20 %, что превышает обычную долю пара в каналах, создавая ситуацию, когда вклад парового эффекта реактивности может оказаться столь большим, что начнется саморазгон ЯР. Между тем оперативный запас реактивности в результате предшествующих действий оператора оказался чрезмерно малым. В 1 ч 19 мин 58 с давление продолжало падать, что и привело к закрытию БРУ-К. Это несколько замедлило падение давления, но не остановило его.

В 1 ч 21 мин 50 с (см. рис. 6.7, д) уровень воды в барабанах-сепараторах значительно повысился. Так как это было достигнуто четырехкратным увеличением расхода питательной воды, оператор резко сократил ее подачу. В 1 ч 22 мин 10 с в контур стало поступать меньше недогретой воды, что несколько усилило парообразование, стабилизировав уровень в барабанах-сепараторах. При этом, естественно, высвободилась положительная реактивность, но она была тут же скомпенсирована стержнями АР. В 1 ч 22 мин 30 с

расход питательной воды снизился в большей мере, чем требовалось (до двух третей нормального расхода). Этого не удалось предотвратить из-за недостаточной эффективности системы управления, не предназначенной для такого нерегламентного режима. В 1 ч 22 мин 30 с на распечатке, выдаваемой информационно-измерительной системой, была выдана информация, что оперативный запас реактивности по меньшей мере вдвое ниже минимального значения, требующего немедленного останова ЯР. Однако персонал, решавший задачу стабилизации ЯР, по-видимому, просто не успел ознакомиться с этими данными.

В 1 ч 22 мин 45 с расход питательной воды и паросодержание в технологических каналах наконец стабилизировались, а давление стало медленно повышаться (см. рис. 6.7, в). Решив, что ЯР возвратился в стабильный режим, персонал начал испытания. В 1 ч 23 мин 04 с (см. рис. 6.7, ж) были закрыты стопорно-регулирующие клапаны второй турбины. Имевшаяся АЗ ЯР, которая должна была немедленно остановить его по факту закрытия стопорных клапанов обеих турбин, была заблокирована персоналом, чтобы иметь возможность повторить испытания, если первая попытка окажется неудачной, хотя программой испытаний, не говоря уже о регламенте эксплуатации, такая блокировка не предусматривалась. Из-за блокировки АЗ ЯР продолжал работать с тепловой мощностью около 200 МВт. Закрытие клапанов турбины привело, с одной стороны, к повышению давления в барабанах-сепараторах, а с другой - к уменьшению подачи воды в ЯР, так как четыре из восьми ГЦН получали электропитание от останавливающегося турбогенератора. В результате взаимодействия этих противоположно направленных факторов высвободилась положительная реактивность, вследствие чего начала повышаться тепловая мощность ЯР (см. рис. 6.7, з). Через 3 с она превысила 530 МВт, а период ЯР стал намного меньше 20 с. Положительный паровой коэффициент реактивности способствовал неблагоприятному развитию аварийного режима. Лишь эффект Доплера в некоторой мере компенсировал непрерывно высвобождавшуюся положительную реактивность.

Только в этот момент персонал осознал меру опасности, и в 1 ч 23 мин 40 с начальник смены дал команду нажать кнопку «АЗ-5» (см. рис. 6.7, и), по сигналу которой в АкЗ вводятся все регулирующие стержни и стержни АЗ. Это было последней попыткой предотвратить аварию, последним действием персонала до взрыва и последней из множества вызвавших его причин. Каждый из стержней-поглотителей СУЗ имеет расположенный ниже его вытеснитель - алюминиевый цилиндр, заполненный графитом, поглощающий нейтроны в значительно меньшей мере, чем вода. Когда стержень СУЗ находится в верхнем положении, нижний конец вытеснителя поднят на 1,25 м выше нижней границы АкЗ. В самой нижней части каналов СУЗ находилась вода, почти не содержащая пара. По команде «АЗ-5» стержни поглотители начали входить в верхнюю часть АкЗ, еще практически не внося отрицательной реактивности. Вытеснители же, пройдя при этом всю нижнюю часть АкЗ и вытеснив из каналов СУЗ находившуюся там воду, внесли положительную ре-

активность. При проектировании ЯР и выборе конструкции стержней СУЗ и вытеснителей считалась невероятной работа ЯР в условиях, когда практически все стержни и связанные с ними вытеснители одновременно пойдут вниз из крайнего верхнего положения.

Введение большой положительной реактивности под действием вытеснителей привело к скачкообразному росту мощности ЯР и интенсивному парообразованию. Стержни СУЗ остановились, пройдя лишь два-три метра. Оператор обесточил муфты сервоприводов, чтобы стержни упали в АкЗ под действием собственной тяжести. Однако это не дало эффекта. Под влиянием нараставшей положительной реактивности начался саморазгон ЯР на мгновенных нейтронах. К 1 ч 23 мин 44 с (см. рис. 6.7, к) мощность цепной реакции в 100 раз превысила номинальную. Продолжавшееся снижение расхода воды технологическими каналами при непрерывно нараставшей тепловой мощности ЯР сопровождалось интенсивным парообразованием, а затем кризисом теплоотдачи, разогревом топлива и его разрушением. Бурное вскипание теплоносителя, в который попали частицы разрушенного топлива, привело к резкому повышению давления в технологических каналах, их разрыву и взрыву, разрушившему ЯР. Следствием этого явился выброс активных продуктов деления во внешнюю среду. Парообразование и резкое повышение температуры в АкЗ создали условия для возникновения пароциркониевой и других химических экзотермических реакций. Спустя 2 с после первого взрыва произошел второй, причиной которого, по мнению многих специалистов, было образование смесей кислорода с водородом и оксидом углерода. При этом разрушилась часть здания реакторного отделения, наружу было выброшено из ЯР около четверти графита и часть топлива. В этот момент цепная реакция прекратилась. Очевидцами наблюдалось проявление химических реакций в виде фейерверка вылетающих из ЯР раскаленных и горячих фрагментов. Часть их, упав на крышу машинного зала, вызвала пожар.

С момента аварии не прекращается дискуссия о природе взрывов на ЧАЭС. Взрывы принято классифицировать по природе запасенной энергии и механизму ее быстрого высвобождения. При химических взрывах высвобождается энергия межатомных связей, при ядерных - энергия атомного ядра. По механизму высвобождения энергии взрывы разделяют на тепловые и цепные. При тепловых взрывах высвобождение энергии связано с температурой: чем больше высвобождается энергии, тем большей становится температура, а ее рост, в свою очередь, способствует дальнейшему высвобождению энергии. При цепных взрывах энергия высвобождается элементарными актами, каждый из которых инициирует несколько новых посредством выделения нескольких нейтронов в исходном акте.

Авария на ЧАЭС, связанная с совокупностью разнородных процессов, не поддается элементарной классификации. Второй самый мощный и разрушительный взрыв был типично химическим. По природе запасенной энергии первый взрыв следовало бы отнести к ядерным, так как при саморазгоне ЯР выделялась энергия деления ядер урана. По механизму же высвобождения

энергии взрыв был тепловым, обусловленным тем, что система охлаждения ЯР не справилась с отводом теплоты, вследствие чего увеличилось объемное паросодержание. Но в этом механизме присутствуют элементы ядерного взрыва, так как положительная обратная связь по тепловыделению замыкалась через паровой эффект реактивности и цепной процесс деления урана, причем роль этого эффекта резко возросла в период разгона ЯР на мгновенных нейтронах.

Наконец, по поражающим факторам авария на ЧАЭС имела два, присущих ядерным взрывам, - проникающую радиацию и радиоактивное заражение, но в ней не было двух других, характерных для ядерных взрывов, факторов - ударной волны и светового излучения. Принципиальное отличие Чернобыльской аварии от взрыва ядерного боеприпаса состоит в том, что во втором случае радиоактивные осколки рождаются в момент взрыва, в Чернобыльской же аварии были выброшены радиоактивные продукты деления, накопившиеся под оболочками ТВЭЛ за весь период нормальной работы ЯР с начала топливной кампании. Вследствие этого, уступая более чем на пять порядков хиросимскому взрыву по энергии механических разрушений, Чернобыльская авария превосходит его более чем на два порядка по радиоактивному заражению долгоживущими нуклидами.

В связи с изложенным неправомерно без дополнительных уточнений называть Чернобыльскую аварию ядерным взрывом, а тем более проводить аналогию между Чернобылем и Хиросимой. Вместе с тем нельзя категорически отрицать присутствие в механизме ее развития элементов ядерной природы взрыва. Следует подчеркнуть, что главная опасность при авариях на АЭС связана не с ядерным взрывом, а с утечкой радиоактивных продуктов деления и с радиоактивным заражением местности.

Послеаварийный режим. В результате взрывов в ЯР и выброса разогретых фрагментов его АкЗ на крыши некоторых помещений служб реакторного отделения, деаэрационной этажерки и машинного зала возникло свыше 30 очагов горения. Повреждение отдельных маслопроводов, короткие замыкания в электрических кабелях и интенсивное тепловое излучение от ЯР привели к образованию очагов пожара в машинном зале, реакторном зале и в примыкающих к нему частично разрушенных помещениях. Возникла угроза распространения пожара на соседний, третий блок, турбогенераторы которого расположены в том же машинном зале, что и турбогенераторы аварийного четвертого блока. Пожар удалось ликвидировать к 5 ч утра. В 5 ч 26 апреля был остановлен третий блок, а в 1 ч 13 мин и 2 ч 13 мин 27 апреля - первый и второй блоки.

В момент взрыва цепная реакция в АкЗ аварийного ЯР прекратилась. Вместе с тем оказалась полностью разрушенной система ее охлаждения. Изменение температуры топлива в первые после аварии дни носило немонотонный характер. Согласно оценкам специалистов [26], в момент взрыва произошел разогрев топлива до 1600 - 1800 К. В течение последующих нескольких десятков минут температура топлива снизилась в результате отдачи теп-

лоты графитовой кладке и конструкциям ЯР. В дальнейшем температура топлива стала повышаться под воздействием остаточного тепловыделения. К 4 - 5 мая температура топлива стабилизировалась, а затем стала снижаться из-за охлаждения потоком атмосферного воздуха.

Соприкосновение графита с пароводяной смесью, а затем с атмосферным воздухом привело к возгоранию графита. Это создавало опасность расплавления топлива, оставшегося в ЯР, концентрирования части расплавленного топлива в нижней области АкЗ, образовании за счет этого критической массы и возникновения самопроизвольной цепной реакции. Попытка снизить температуру в шахте ЯР и предотвратить разгорание графитовой кладки с помощью аварийных и вспомогательных питательных насосов не дало желаемого эффекта. Вследствие этого было принято решение локализовать очаг аварии забрасыванием с вертолетов шахты ЯР теплоотводящими и фильтрующими материалами (соединениями бора, доломитом, песком, глиной, свинцом). С 27 апреля по 10 мая было сброшено около 5000 т материалов, в результате чего шахта ЯР была покрыта слоем сыпучей массы, интенсивно адсорбирующей аэрозольные частицы. Одновременно с целью уменьшения температуры и снижения концентрации кислорода в пространство под шахтой ЯР подавался азот от компрессорной станции. К 6 мая прекратился рост температуры в шахте ЯР и началось ее снижение под воздействием стабильного конвективного потока воздуха через АкЗ в атмосферу.

В дальнейшем вокруг аварийного ЯР с целью его консервации было возведено специальное укрытие, изолировавшее его. При этом было обеспечено надежное охлаждение ЯР и оснащение комплексом информационно-измерительных средств, с помощью которых производится контроль за протекающими там процессами, за температурным и радиационным состоянием ЯР.

Авария сопровождалась значительным выбросом за пределы аварийного блока АЭС радиоактивных нуклидов. Выброс представлял собой растянутый во времени процесс, состоявший из нескольких стадий.

Первая стадия связана с выбросом диспергированного топлива из разрушенного ЯР. Состав радионуклидов был примерно таким же, как в облученном топливе, но был обогащен летучими изотопами йода, теллура, цезия, благородных газов. На второй стадии (с 26 апреля по 2 мая 1986 г.) потоком горячего воздуха и продуктами горения графита из ЯР выносилось мелкодисперсное топливо. Мощность выброса за пределы аварийного блока уменьшалась мерами, принимаемыми по прекращению горения графита и по фильтрации выброса. На третьей стадии (2 - 6 мая) было отмечено быстрое нарастание мощности выхода продуктов деления за пределы АкЗ. Причина этого - разогрев топлива до температур выше 1973 К остаточным тепловыделением. При этом в результате зависящей от температуры миграции продуктов деления и химических превращений диоксида урана происходили утечка продуктов деления из топливной матрицы и вынос их в аэрозольной форме на продуктах сгорания графита. Специальные меры привели к образованию более тугоплавких продуктов деления в результате их взаимодействия с вве-

денными материалами, а также к стабилизации и последующему снижению температуры топлива. В итоге этих мер с 6 мая 1986 г. наступила четвертая стадия с быстрым уменьшением выброса.

Суммарный выброс продуктов деления (без радиоактивных благородных газов) составил примерно 50 МКи, что соответствует приблизительно 3,5 % общего количества радионуклидов в ЯР на момент аварии. Выброс радиоактивных веществ завершился в основном к 6 мая 1986 г. Из ЯР, согласно оценкам, вышло 100 % ксенона и криптона, 20 % йода-131, 10 % цезия, 4 % стронция, 3 % плутония.

Во время аварии радиоактивные материалы были разбросаны по территории станции, попали на крышу машинного зала, крышу третьего блока, на металлические опоры вентиляционной трубы. Территория станции, стены, кровли зданий получили значительное радиоактивное загрязнение также вследствие оседания радиоактивных аэрозолей и радиоактивной пыли.

В зоне, прилегающей к АЭС, в короткие сроки была проведена дезактивация территории, а также создан комплекс гидротехнических сооружений, позволивших предотвратить радиоактивное загрязнение подземных и поверхностных вод в районе АЭС.

Значительное количество радиоактивных веществ вышло за пределы АЭС. Высота струи выброса 27 апреля 1986 г. превышала 1200 м, а уровни радиации в ней достигали 1000 мР/ч на расстоянии 5 - 10 км от места аварии. Загрязненные воздушные массы переносились ветром на большие расстояния, приведя к радиоактивному загрязнению не только 30-километровой зоны вокруг станции, но и значительных территорий в ряде областей Украины, Белоруссии и России. В настоящее время усилиями большого числа отечественных и зарубежных организаций получены карты плотности загрязнения территории изотопами ^{137}Cs , ^{90}Sr , ^{239}Pu , которые будут определять радиационную обстановку на ближайшие несколько десятилетий. В первый же период после аварии была проведена эвакуация населения из 30-километровой зоны. В дальнейшем потребовалось переселение свыше 115 тыс. человек с больших пораженных территорий. Авария на ЧАЭС привела к прекращению хозяйственной деятельности человека в зонах заражения, но не к гибели природы.

Уроки аварии. Авария на четвертом блоке ЧАЭС относится к классу аварий, связанных с вводом избыточной реактивности. Авария обусловлена наложением нескольких причин.

Во-первых, перед нажатием оператором кнопки аварийной остановки ЯР «АЗ-5» РУ находилась в состоянии физической и теплогидравлической неустойчивости. В условиях развивающегося ксенонового отравления ЯР, приведшего к практическому исчерпанию оперативного запаса реактивности, а также при практически нулевом недогреве теплоносителя на входе в АкЗ, достаточно было любого возмущающего фактора, чтобы нарушить это неустойчивое состояние. Необходимо подчеркнуть, что режим использования выбега генератора является проектным, разработан на основании совместного

решения главного конструктора и генерального проектировщика для повышения безопасности ЯР в режиме обесточивания [228]. Впервые этот режим опробовался на ЧАЭС в 1982 г.

Во-вторых, непосредственным импульсом для возникновения аварии явилось нажатие кнопки «АЗ-5», в силу чего из-за порочной конструкции управляющих стержней в нижнюю часть ЯР была введена положительная реактивность и начался разгон мощности.

В-третьих, этот разгон принял катастрофический масштаб из-за большого (около $5\beta_{эф}$ в данном случае) парового коэффициента реактивности, который присущ реакторам РБМК и влияние которого особенно велико на начальном этапе парообразования в АкЗ.

Таким образом, непосредственными причинами аварии явились нейтронно-физические и конструктивные особенности ЯР РБМК, реализации которых способствовали ошибочные действия персонала.

Подобная точка зрения изложена в докладе комиссии Госпроматомнадзора СССР [229]. Практически к аналогичным выводам пришли авторы доклада INSAG - международной группы экспертов по ядерной безопасности при генеральном директоре МАГАТЭ [230]. Более того, результаты работы специалистов из организации, разработавшей ЯР РБМК-1000, опубликованные в 1993 г., позволяют прекратить дискуссию о технических причинах аварии. В работе показано, что в силу большого парового коэффициента реактивности и недостаточной эффективности системы АЗ даже проектная авария (разрыв напорного коллектора) на малой мощности приводит к разрушению ЯР и лишь «реализация мероприятий, последовавшая после аварии на Чернобыльской АЭС, приводит к тому, что во всем исследованном диапазоне начальной мощности - МПА с обесточиванием не вызывает опасного изменения мощности, и быстрая АЗ останавливает ЯР» [231]. Таким образом, ЯР был обречен в силу своих проектных характеристик и лишь ждал реализации соответствующих исходных условий. 26 апреля 1986 г. эти условия были созданы действиями персонала.

Что касается действий персонала, споры о которых продолжаются до сегодняшнего дня, то мы хотели бы еще раз сослаться на анализ этой проблемы, выполненный в докладе комиссии Госпроматомнадзора СССР [229]. Да, персонал совершил ряд ошибок, но степень его вины была сознательно (подчеркнем это слово) преувеличена в официальном докладе, представленном СССР в МАГАТЭ в 1986 году [232], по результатам обсуждения которого INSAG выпустила свой первый доклад [233]. Такова была установка высшего политического руководства страны, спровоцированная руководством советского ядерного ведомства. Недостатки ЯР типа РБМК были известны задолго до аварии. Это неоспоримый факт, поскольку он многократно подтвержден документально. Существовали даже планы модернизации конструкции стержней управления и модернизация этих реакторных установок в целом. Однако они либо не реализовывались, либо реализовывались крайне медленно.

Некоторые документы, раскрывавшие недостатки, доходили, по крайней мере, до руководства АЭС с ЯР типа РБМК. В частности, положительный выбег реактивности при вводе стержней в АкЗ ЯР экспериментально был зафиксирован в декабре 1993 года при пусковых испытаниях блока № 1 Игналинской АЭС и блока № 4 ЧАЭС. Этот эффект и его возможные последствия для безопасности стали предметом обсуждения между Институтом атомной энергии им. И. В Курчатова (научный руководитель проекта РБМК) и Научно-исследовательским институтом энерготехники (главный конструктор РБМК). «...В общем случае можно показать (основываясь на данных, приведенных выше), что положительный выбег реактивности при срабатывании АЗ происходит, когда количество полностью извлеченных стержней больше 130 и $K_z > 1,7...$ » и, далее, «при снижении мощности до 50 % ... запас реактивности уменьшается за счет отравления и возникнут перекосы высотного поля до $K_z > 1,9$. Срабатывание АЗ в таком случае может привести к выделению положительной реактивности» [234]. Научный руководитель предположил, что «более тщательный анализ позволит выявить и другие опасные ситуации» и предложил ряд практических мер, чтобы их предотвратить. В ответе главного конструктора [235], который был направлен руководителям всех АЭС с ЯР РБМК и в вышестоящие организации, сообщалось, что «...мы имеем дело с известным явлением...». Кроме того, сообщалось, что известны и меры по ликвидации опасных явлений.

В связи с изложенным представляется необходимым детально рассмотреть диагностические, а также теплофизические аспекты запроектной аварии на энергоблоке № 4 ЧАЭС, а также проанализировать эти аспекты в их взаимосвязи с нейтронно-физическими особенностями энергетических водографитовых ЯР с канальной структурой АкЗ. В контексте указанного анализа следует подчеркнуть, что реактор РБМК-1000 энергоблока № 4 26 апреля 1986 г. непосредственно перед аварией, возникновение и развитие которой инициировала именно начальная фаза срабатывания «АЗ-5» (ЯР, таким образом, был не остановлен, а приведен в аварийный режим неконтролируемого нарастания мощности), физически находился в состоянии развивающегося ксенонового отравления. Последнее привело к практическому исчерпанию оперативного запаса реактивности. Кроме того, в предаварийном теплогидравлическом режиме ЯР находился при той величине недогрева теплоносителя на входе в АкЗ, которая была близка к нулевому значению. Указанное обстоятельство существенно облегчало вскипание теплоносителя даже при незначительном всплеске мощности АкЗ.

В настоящее время можно считать окончательно установленным [56, 229 - 231 и др.], что именно вскипание теплоносителя в нижней части АкЗ в условиях срабатывания аварийной защиты «АЗ-5» при эксплуатации РБМК-1000 энергоблока № 4 непосредственно перед его остановом 26 апреля 1986 г. на малом (6 - 8 %) уровне мощности явилось исходным событием всего последовавшего за этим вскипанием аварийного переходного процесса. Как следует из представленных в [229, 230] данных, именно вскипание теплоносителя в

указанных условиях, а также последовавшие за этим вскипанием разгон реактора на мгновенных нейтронах, кризис теплоотдачи 2-го рода, который в свою очередь инициировал возникновение пароциркониевой реакции с образованием большого количества водорода, взрыв этого водорода и разрушение всего реакторного отделения энергоблока, обусловили катастрофические последствия этой аварии. Как отмечено выше, инициирующая роль процесса генерации паровой фазы в нижней части АкЗ при срабатывании «АЗ-5» подтверждается, в частности, результатами детального анализа аварийной динамики РБМК-1000, который был выполнен через семь лет после аварии специалистами из организации главного конструктора канальных водографитовых ЯР в работе [231]. Авторы этого исследования убедительно показали, что в силу большого парового коэффициента реактивности (до $5\beta_{эф}$), а также недостаточного быстрогодействия АЗ (скорость перемещения 0,4 м/с) даже такая предусмотренная проектом этого реактора аварийная ситуация, как разрыв одного напорного коллектора реактора, произошедший на уровне мощности ЯР ниже 40% от номинального значения, приводит к разрушению АкЗ. Оценивая характеристики безопасности РБМК-1000 в указанный доаварийный период, следует еще раз обратить внимание на конструктивные просчеты, допущенные при проектировании управляющих стержней этого реактора с поглотителем из карбида бора, которые были снабжены укороченными (по отношению к полной высоте АкЗ, составляющей 7,0 м) графитовыми вытеснителями [236]. Главный недостаток указанной конструкции, как теперь установлено [56, 229 - 231 и др.], состоял именно в том, что при поднятом поглощающем стержне каждый из таких вытеснителей общей длиной 4,5 м оставлял незаполненными участки канала СУЗ по 1,25 м в верхней и нижней частях этого канала.

С учетом вышеуказанных физических и конструктивных особенностей РБМК-1000 непосредственным импульсом для возникновения аварии явилось именно нажатие оператором реактора на энергоблоке № 4 ЧАЭС 26 апреля 1986 г. кнопки аварийной защиты «АЗ-5». Следует подчеркнуть, что введение стержней АЗ в АкЗ и последовавший за началом этого процесса неконтролируемый разгон ЯР произошел при весьма неблагоприятных для этого типа реакторов физических факторах. В первую очередь в их числе необходимо отметить следующие:

- а) малый оперативный запас реактивности, составлявший восемь находившихся в АкЗ стержней;
- б) близкий к нулевому входной недогрев теплоносителя;
- в) низкий (порядка 6...7 %) уровень мощности ЯР.

В указанных конкретных ядерно-физических и теплогидравлических условиях разгон ЯР на мгновенных нейтронах фактически был обусловлен вышеуказанной ошибочной конструкцией стержней СУЗ - наличием укороченного (не достигающего по высоте на 1,25 м до нижнего торца АкЗ во взведенном состоянии поглощающего стержня) графитового вытеснителя, на-

чальная фаза движения которого в течение первых пяти секунд приводила к вытеснению воды в нижних частях каналов СУЗ и, следовательно, обуславливала внесение положительной реактивности в нижнюю часть АкЗ. Напротив, при наличии достаточно большого оперативного запаса реактивности (ее минимальный запас, как это установлено регламентом эксплуатации РБМК-1000 уже после аварии на ЧАЭС в 1986 г., не должен быть менее 30 стержней) имеют место принципиально иные физические условия, которые состоят в следующем. При срабатывании «АЗ-5» определенная часть стержней СУЗ начинает свое движение не из верхнего, а из промежуточного положения по высоте АкЗ, непрерывно внося по мере своего движения отрицательную реактивность. Тем самым создаются условия для подавления очагов вскипания теплоносителя, которые могли локально возникнуть в течение первых секунд срабатывания «АЗ-5» в той части АкЗ, в которой стержни СУЗ начинали свое движение их верхнего (взведенного) положения. Завершая изложенное, следует подчеркнуть, что вероятность возникновения аварийного разгона РБМК-1000, принадлежавшего к рассматриваемому доаварийному поколению, который обладал недопустимо высоким значением положительного парового коэффициента реактивности, а также вышеуказанной ошибочной конструкцией стержней СУЗ, резко возросла именно в режимах останова этого ЯР, т.е. при низких уровнях мощности и возможном малом запасе реактивности.

Спектр № 4 автоспектральной плотности акустического шума в технологическом канале на рис. 6.8, зарегистрированный одним из авторов настоящей монографии в 1978 г. на энергоблоке № 1 ЧАЭС, т.е. почти за 8 лет до аварии 26 апреля 1986 г., иллюстрирует именно такой предаварийный эксплуатационный режим. Спектры № 1...3, которые измерены в технологическом канале 42-40 этого ЯР уже после срабатывания «АЗ-5» и соответствуют режиму расхолаживания ЯР, зарегистрированы в трех спектральных диапазонах: $f = 0,02 \dots 0,5$ кГц (спектр № 1); $f = 0,02 \dots 2,0$ кГц (спектр № 2); $f = 0,02 \dots 5,0$ кГц (спектр № 3). Как следует из этих экспериментальных данных [237], низкочастотный шумовой фон насосной группы ГЦН реактора типа ЦВН-7 отчетливо виден на каждом из представленных спектров. Отсутствие шумовых спектральных компонент в полосе частот $f = 200 \dots 400$ Гц свидетельствует об отсутствии процесса генерации паровой фазы на теплоотдающей поверхности ТВЭЛ. В то же время спектр № 4 на рис. 6.8, в котором такие спектральные составляющие присутствуют (спектр № 4 зарегистрирован в спектральном диапазоне $f = 0,02 \dots 0,5$ кГц в первые секунды после срабатывания «АЗ-5», т.е. именно в режиме останова ЯР) свидетельствует о наличии кипения теплоносителя в ситуации, которая в значительной мере напоминает аварийный переходной процесс 26 апреля 1986 г. на блоке № 4 ЧАЭС. Вскоре после получения вышеуказанных экспериментальных данных об аномальном вскипании теплоносителя в канале РБМК-1000 в режиме его останова эти материалы были доложены в том же 1978 г. в организации главного конструктора – Научно-исследовательском и конструкторском институте энерготехники (НИКИЭТ).

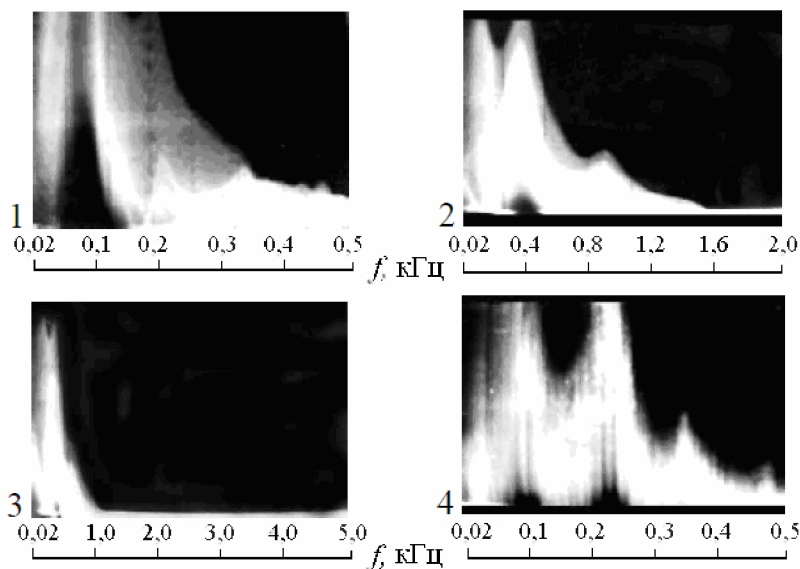


Рис. 6.8. Сравнение частотных структур АСП акустического шума, зарегистрированного в условиях отсутствия кипения в технологическом канале реактора РБМК-1000 (спектры № 1...3, измеренные в спектральных диапазонах 0,5; 2,0; 5,0 кГц) и в режиме генерации паровой фазы в результате срабатывания защиты «АЗ-5» (спектр № 4).

Авария на ЧАЭС потребовала принятия комплекса организационных и технических мер по повышению безопасности всех типов АЭС. Применительно к ЯР РБМК существенно уменьшена положительная обратная связь, обусловленная паровым коэффициентом реактивности. Он снижен от (5 - 6) до (0,7 - 0,8) в установкой в АкЗ дополнительных поглотителей (80 в РБМК-1000 и 55 в РБМК-1500), увеличением оперативного запаса реактивности с 30 до 43 - 48 стержней в РБМК-1000 и 53 - 58 стержней в РБМК-1500, увеличением обогащения топлива от 2 до 2,4 %. Конструкция стержней СУЗ изменена так, что в извлеченном состоянии нижний конец вытеснителя располагается на уровне низа АкЗ и тем ликвидирована возможность ввода положительной реактивности при опускании стержней из крайнего верхнего положения. Длина поглощающей части стержня увеличена до 6,8 м. Изменением системы электродинамического торможения время ввода стержней СУЗ в АкЗ сокращено с 18 до 12 с. При этом часть стержней СУЗ переведена в режим быстрой аварийной защиты, что сократило время аварийного останова ЯР до 2 - 2,5 с. Введена автоматическая АЗ ЯР, предусматривающая его заглушение по факту уменьшения запаса реактивности ниже предельного допустимого значения. Эти меры исключают возможность неуправляемого разгона ЯР даже при ошибочных действиях персонала. Разработан также ряд организационно-технических мероприятий для предотвращения аварийных ситуаций. В их

числе - самоподхват сигнала АЗ до полного ввода стержней в АкЗ, предотвращение кавитационного срыва ГЦН и вскипания теплоносителя при входе в АкЗ снижением расхода теплоносителя при тепловой мощности ЯР 700 МВт, циклический расчет текущего значения оперативного запаса реактивности и требование заглушения ЯР при снижении запаса реактивности до 30 стержней, определение перечня АЗ, отключение которых запрещено при всех режимах, требование об обязательном присутствии главного инженера АЭС или его заместителя по науке и инспектора Госатомнадзора при выводе ЯР на мощность и др. Начато сооружение 30 над реакторами РБМК. В результате проведенной реконструкции радиоактивные выбросы в атмосферу сокращены для РБМК-1000 до 22 Ки на один ЯР в сутки, а следующим этапом предусмотрено их снижение до 1,5 Ки. Совокупность этих мер обеспечивает безопасность работы АЭС с реакторами РБМК и снижает риск от их эксплуатации до уровня, определяемого требованиями современной нормативно-технической документации.

Важный вывод из Чернобыльской аварии состоит также в необходимости широкомасштабного международного сотрудничества в вопросах мирного использования ядерной энергии.

6.2. Аварии реакторов с тяжеловодным замедлителем

Авария на ЯР NRX. ЯР NRX, расположенный в Чок-Ривер, Канада, являлся экспериментальным ЯР и, в некоторых отношениях, предшественником существующих ЯР типа CANDU. Его полная расчетная тепловая мощность составляла 40 МВт; поперечный разрез топливного канала этого ЯР показан на рис. 6.9. Топливный стержень охлаждается легкой водой, протекающей по кольцевому зазору между стержнем и трубкой высокого давления, которая в свою очередь находится в трубке каландра, расположенной в резервуаре с тяжелой водой, служащей замедлителем.

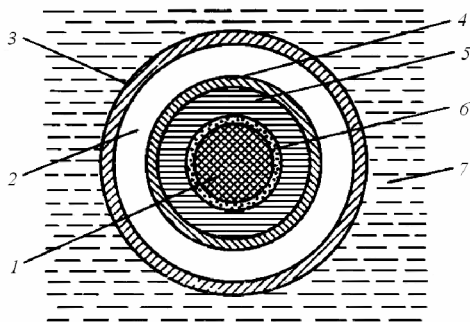


Рис. 6.9. Поперечный разрез топливного канала ЯР NRX: 1 - топливо; 2 - воздушный зазор; 3 - трубка резервуара с тяжелой водой (трубка каландра); 4 - оболочка канала с легководным теплоносителем (H_2O); 5 - кольцевой зазор с легкой водой; 6 - оболочка топлива; 7 - тяжелая вода D_2O .

12 декабря 1952 г. проводились испытания ЯР на малой мощности. Расход легководного теплоносителя во многих каналах был уменьшен, поскольку тепловыделение в топливе было достаточно мало. Заметив, что внезапно зажглось несколько красных сигнальных лампочек, указывающих на извле-

чение стержней регулирования из АкЗ, руководитель испытаний спустился в полуподвальный этаж и обнаружил, что один из операторов открывает вентили, что должно привести к полному извлечению групп стержней регулирования из АкЗ. Он немедленно перекрыл все неправильно открытые вентили, после чего стержни должны были опять опуститься в ЯР. Часть из них действительно погрузилась в АкЗ, однако другие, по неясным причинам, опустились ровно настолько, чтобы погасли красные сигнальные лампочки. Эти последние стержни находились в почти полностью извлеченном состоянии.

Из полуподвального этажа руководитель испытаний позвонил своему помощнику в комнату управления и распорядился, чтобы он посредством нажатия определенных кнопок ввел все регулирующие стержни в АкЗ и начал готовиться к повторному испытанию. Однако тот неверно понял указания и нажал не те кнопки, которые нужно. К счастью, оператор в комнате управления вскоре заметил быстрый рост мощности ЯР и нажал кнопку «аварийной остановки ЯР». После этого регулирующие стержни должны были под действием силы тяжести упасть в АкЗ, однако многие из них не упали, и мощность ЯР продолжала расти. После краткого совещания было решено слить тяжеловодный замедлитель из каландра. В результате этих действий ЯР был остановлен, хотя и не очень быстро, поскольку для слива замедлителя потребовалось некоторое время. Пиковая тепловая мощность, достигнутая ЯР, составила от 60 до 90 МВт.

Возрастание мощности в условиях ограниченного расхода теплоносителя в ряде каналов привело к вскипанию легкой воды, что вызвало повышение внутреннего давления в трубках с теплоносителем и привело к их разрушению. Ситуация усугубилась потерей легководного теплоносителя из топливных каналов, что привело к увеличению реактивности и усилению первоначального всплеска мощности. В итоге часть топлива расплавилась, а резервуар каландра с тяжелой водой лопнул в нескольких местах. Около 1 млн 3800 м³ воды, содержащей продукты деления с радиоактивностью около 10 000 Ки, вылилось в полуподвальный этаж здания.

АкЗ и каландр ЯР, восстановить которые не представлялось возможным, были демонтированы и захоронены, а реакторная площадка дезактивирована. Усовершенствованные АкЗ и каландр были установлены спустя примерно 14 месяцев после аварии.

Основным уроком, извлеченным из аварии, явилось требование обеспечения абсолютной безопасности работы системы стержней регулирования, и в современных ЯР в этом направлении достигнут значительный прогресс. Авария на NRX усугубилась тем фактом, что этот тип ЯР имеет положительный пустотный коэффициент реактивности, так что при естественном развитии событий (при вскипании воды вследствие ее нагрева) происходит увеличение плотности нейтронов в АкЗ.

Авария с повреждением АкЗ на АЭС Lucens. Экспериментальный ЯР тепловой мощностью 30 МВт с охлаждением диоксидом углерода и с тяжеловодным замедлителем, установленный на АЭС Lucens в Швейцарии, соеди-

нял в себе черты английских магноксовых ЯР и тяжеловодных аппаратов. Топливный элемент состоял из графитовой колонны с семью параллельно расположенными продольными каналами (рис. 6.10, *а*). В каждом канале находились топливные стержни из металлического урана с малым обогащением, в тонкой оболочке из магниевого сплава (Magnox) (см. рис. 6.10, *б*). Каждый топливный стержень размещался в циркалоевой трубке высокого давления, нижний конец которой был закрыт, так что поток диоксида углерода под высоким давлением ($6 \cdot 10^4$ Па) опускался по кольцевому зазору между графитовой колонной и трубкой высокого давления, а затем поднимался и охлаждал отдельные топливные стержни. Тяжеловодный замедлитель помещался в резервуаре каландра из алюминиевого сплава диаметром 3 м и высотой также 3 м, через который и проходили вертикально расположенные трубки высокого давления (см. рис. 6.10, *в*).

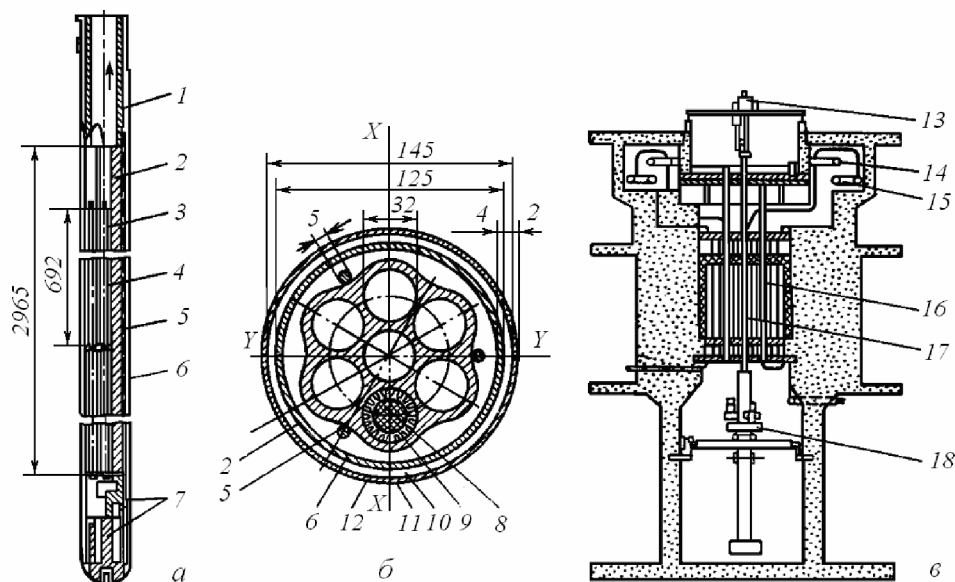


Рис. 6.10. Схематическое изображение ЯР Lucens и его топливного элемента: 1 - верхний стальной хвостовик (соединительный патрубок для теплоносителя); 2 - графитовая колонна; 3 - топливный стержень; 4 - канал с теплоносителем; 5 - соединительный стержень (циркалой); 6 - трубка, несущая давление (циркалой); 7 - нижние графитовые хвостовики; 8 - урановый стержень; 9 - магневая оболочка; 10 - CO_2 под низким давлением; 11 - замедлитель (D_2O); 12 - трубка каландра (замедлитель); 13 - машина для отсоединения трубок, несущих давление; 14 - вход первого контура; 15 - выход первого контура; 16 - управляющий стержень; 17 - несущая давление трубка с топливным элементом; 18 - выгружающая машина.

21 января 1969 г. на ЯР произошла авария, приведшая к разрушению одной из топливных сборок и повреждению соответствующей трубки высокого

давления. Диоксид углерода устремился в резервуар с замедлителем и после разрушения его предохранительного диска под ЗО ЯР (которая в данном случае представляла собой подземную полость), вынося с собой продукты деления и большую часть тяжеловодного замедлителя. Впоследствии ЯР был демонтирован.

Исследование причин аварии оказалось делом очень сложным и продолжалось почти 10 лет. Как было установлено, к аварии привело проникновение воды в один из топливных каналов, расположенных на периферии АкЗ, что произошло вследствие течи через уплотнительные кольца вала газодувки, прокачивающей диоксид углерода. Поскольку нижний конец трубки высокого давления был закрыт, то после остановки ЯР в этих периферийных каналах на дне осталось некоторое количество воды. Коррозия на уровне поверхности раздела «вода – воздух» привела к почти полному разрушению оребрения на коротком участке топливного стержня.

При пуске ЯР 21 января 1969 г. вода и продукты коррозии были вынесены из топливного канала. Однако вследствие отсутствия оребрения в области, подвергшейся коррозионному разрушению, оболочка из магниевого сплава начала плавиться (при 640 °С). Расплавленная часть оболочки вскоре стекла в нижнюю часть канала и затвердела, заблокировав проход потоку теплоносителя через канал. В результате металлический уран вскоре нагрелся до температуры плавления (1130 °С). Произошло воспламенение урана и магниевого сплава в атмосфере диоксида углерода, и расплавленный металл начал стекать в графитовую колонну, приводя к неравномерности ее нагрева.

Колонна изогнулась и вступила в контакт с трубкой высокого давления, которая в свою очередь перегрелась и прорвалась под действием высокого давления газообразного теплоносителя. Всего несколькими секундами ранее ЯР был остановлен по причине утечки продуктов деления в газообразный теплоноситель.

Сразу же после разрыва трубки высокого давления давление в резервуаре с замедлителем резко возросло. При давлении $8 \cdot 10^5$ Па вылетела предохранительная диафрагма, что произошло через 0,1 с после разрушения трубки, и расширяющийся теплоноситель выбросил из резервуара с замедлителем около 1 т тяжелой воды.

После прорыва трубки высокого давления графитовая колонна также разрушилась и перегретый жидкий уран, и магниевый сплав вступили в контакт со стенками трубки. Произошло локальное плавление циркаловой стенки, и жидкий металл был выброшен в замедлитель. Примерно 2 кг тонкодисперсного материала со взрывом прореагировали с тяжеловодным замедлителем. Образовавшаяся в результате взрыва струя пламени повредила соседние трубки высокого давления, которые, однако, были охлаждены обратным потоком тяжелой воды до того, как произошло их разрушение. Всплеск давления при взрыве достигал $(1,6 - 2,5) \cdot 10^4$ Па и привел к выбросу еще большего количества тяжелой воды из бака.

Возможно, наиболее существенным аспектом этой аварии является тот факт, что проникновение воды в АкЗ не было идентифицировано. Способность магниевой оболочки успешно противостоять коррозионному воздействию воды хорошо известна, однако в данном случае решающим оказался весьма локализованный и продолжительный характер процесса коррозии, приведшего к разрушению оребрения. Следует также отметить недостатки схемы с параллельными отдельно расположенными каналами с закрытыми концами. Позднее было определено, что даже в случае полной блокировки потока теплоносителя в одном из каналов графитовой колонны, расход через топливную сборку уменьшается только примерно на 2 %.

6.3. Аварии газоохлаждаемых реакторов

Пожар на ЯР в Уиндскейле. Эта авария произошла на одном из больших ЯР с воздушным охлаждением, построенных для наработки плутония и расположенных на площадках Управления атомной энергетики Великобритании в Уиндскейле, на северо-западном побережье Великобритании. 7 октября 1957 г. ЯР останавливался для проведения плановых работ по техническому обслуживанию для удаления энергии, накопившейся в графите за счет смещения атомов - энергии Вигнера. Согласно принятой процедуре, использовался ядерный нагрев графита до такой температуры, при которой атомы естественным образом перемещались в свое первоначальное положение. При этом процессе высвобождается дополнительная энергия, выделяющаяся в виде тепла. Этого тепла оказывается достаточно для продолжения процесса отжига и после прекращения ядерного нагрева. Однако из-за конструктивных особенностей уиндскейлского ЯР при этом остаются зоны неотожженного графита, для которых требуется вторичный ядерный нагрев. 10 октября в 11 ч операторов насторожили показания датчиков радиоактивности, которые указывали на десятикратное превышение активности над нормальным фоновым уровнем. В 16 ч 30 мин при визуальном осмотре топливных каналов было обнаружено, что многие топливные элементы раскалены докрасна. Попытки выгрузить эти топливные элементы оказались неудачными, поскольку они распухли и были зажаты в топливных каналах. Дальнейшие попытки в ночь с 10 на 11 октября охладить ЯР с помощью диоксида углерода также оказались безуспешными. 11 октября в 8 ч 55 мин для охлаждения перегретого топлива была использована вода, и, наконец, 12 октября в 3 ч 20 мин АкЗ была приведена в холодное состояние.

Поскольку ЯР охлаждался воздухом, то материалы, высвободившиеся из поврежденных топливных элементов, были вынесены потоком воздуха через вытяжную трубу. Труба была оборудована системой фильтров, которые, однако, улавливали только 50 % содержащихся в потоке частиц. Она также была неэффективна для удаления благородных газов (ксенона и криптона) и летучего йода-131, общая радиоактивность от выброса которого в атмосферу составила 20000 Ки.

В ходе расследования причин аварии было высказано предположение, что повторный ядерный нагрев был произведен слишком быстро, и в результате один из топливных элементов был поврежден. Окисление урана в поврежденном элементе и привело к пожару, охватившему также и окружающий графитовый замедлитель. Горение графита дало выделение дополнительной энергии в области АкЗ, окружающей место возникновения пожара, и к вечеру 10 октября огнем было охвачено 150 каналов, содержащих примерно 8 т уранового топлива. Операторы, проявившие большую отвагу, чтобы воспрепятствовать распространению огня, выгружали топливные элементы из каналов, прилегающих к зоне возгорания. Когда же, наконец, для охлаждения каналов решили использовать воду, то при этом шли на осознанный большой риск, связанный с возможностью взрыва, что увеличило бы масштабы аварии и выброс радиоактивности. Поэтому при выполнении этой процедуры на станции было объявлено аварийное положение.

Очевидно, что этот ранний тип ЯР очень отличается от современных энергетических установок. Использование в нем металлического топлива сделало возможным возгорание, в результате чего началось горение графита, поддерживаемое продолжающейся циркуляцией воздуха через ЯР. Тем не менее эта авария представляет особый интерес при анализе безопасности ЯЭУ, поскольку выброс йода был намного больше, чем, например, при аварии на АЭС «ТМІ-2».

Последствия аварии в Уиндскейле изучались Национальной комиссией по радиологической защите. Согласно сделанной оценке, среди населения могло произойти около 30 дополнительных смертей от заболевания раком, что составляет 0,0015 % прироста смертности от рака (другими словами, за тот период, когда могут произойти эти 30 летальных исходов, среди подвергшейся облучению части населения от раковых заболеваний согласно статистике умрет примерно 1 млн человек).

Плавление топлива на АЭС St. Laurent. На АЭС St. Laurent, принадлежащей компании Electricite de France, был установлен ЯР Magnox тепловой мощностью 500 МВт, пущенный в эксплуатацию в январе 1969 г.

Перегрузка ЯР производилась на ходу с помощью специальной машины, которую называют перегрузочной. Перегрузочная машина представляет собой устройство очень больших размеров; движение машины над верхней частью ЯР и выбор надлежащего положения по отношению к каждому входному отверстию для выгрузки и загрузки топлива управляются компьютером. Схематическое изображение ЯР АЭС St. Laurent приведено на рис. 6.11.

17 октября 1960 г. во время ночной смены, когда ЯР работал почти на полной мощности, производились обычные перегрузочные операции. Графитовые пробки, которые были временно помещены в один из топливных каналов АкЗ, заменялись топливом. Перегрузочная машина выгрузила графитовые пробки из АкЗ в пустые камеры-хранилища и загрузила топливо из полных камер, однако затем вдруг остановилась. Для полной загрузки одного топливного канала требуются три полные камеры с топливными элементами,

причем в каждой камере содержатся четыре топливных элемента. Когда перегрузочная машина остановилась, то оператор заблокировал систему автоматического управления и после серии выполненных вручную операций ошибочно загрузил в канал вместо топлива устройство для ограничения расхода. Эти устройства использовались для регулировки расхода газа в отдельных каналах. Таким образом, загрузка ограничителя в канал привела к сокращению расхода теплоносителя и к ухудшению условий охлаждения топливных элементов. Часть топливных элементов в неверно перегруженном канале нагрелась выше температуры плавления, и расплавленное топливо вытекло из канала на расположенную под ним двойную решетку. В результате этой утечки радиоактивных продуктов деления сработала система сигнализации, и ЯР был остановлен. Расплавленное топливо (около 50 кг) осталось внутри массивной бетонной конструкции, так что утечка радиоактивности за ее пределы если и произошла, то была малой, и никто при аварии не пострадал. Однако для полного завершения операций по очистке и повторного пуска ЯР потребовался почти год. Перегрузочная машина была модифицирована, и в дальнейшем нельзя было так просто заблокировать систему автоматического управления и перевести машину на ручное управление.

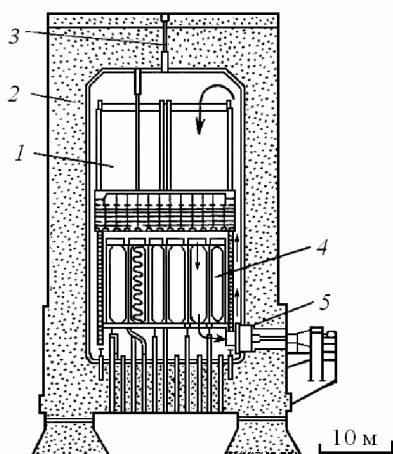


Рис. 6.11. ЯР АЭС St. Laurent: 1 - АкЗ; 2 - бетонный корпус; 3 - установочные трубки; 4 - ПГ; 5 - газодувка.

Эта авария, как и аналогичная на ЯР British Chapel-cross в Шотландии, вновь продемонстрировала важность тщательного согласования характеристик теплосъема и тепловыделения по всей системе в целом и для каждой ее составной части. Список ошибок операторов был пополнен, и это был тот необходимый опыт, который позволил в дальнейшем избежать этих ошибок.

Проникновение морской воды в первый контур ЯР AGR на АЭС Hunterstone. Этот инцидент произошел вскоре после ввода в эксплуатацию усовершенствованных газоохлаждаемых ЯР на АЭС Hunterstone в Шотландии. 2 октября 1977 г. ЯР В2 был остановлен для внесения ряда усовершенствований в конструкцию установки. 11 октября продолжалось понижение давления диоксида углерода в ЯР, когда система аварийной сигнализации, показания приборов и пробы газа начали указывать на повышенное содержание влаги в газообразном теплоносителе ЯР. Впоследствии было установлено, что в корпус ЯР проникло около 800 л морской воды. Изоляция в кольцевом

зоре под ПГ была сильно повреждена. Ее пришлось полностью заменить, а ЯР находился в нерабочем состоянии около 28 мес. Стоимость ремонтных работ составила 13 млн фунтов стерлингов.

Сначала казалось неправдоподобным, что в корпус высокого давления газоохлаждаемого ЯР могло проникнуть такое большое количество морской воды. Как выяснилось, это произошло при следующих обстоятельствах. (Для наглядности на рис. 6.12 показана схема охлаждения газодувок.) Во время первого пуска ЯР в апреле 1977 г. было обнаружено, что деминерализованная вода в контуре охлаждения одной из газодувок дает кислую реакцию из-за присутствия в ней диоксида углерода, проникшего через трещину в сварном шве уплотнения. Чтобы обеспечить работу ЯР до плановой остановки в октябре, было решено продолжать пусконаладочные работы, а кислую воду слить посредством временного присоединения к системе охлаждения мор-

ской водой, предотвращая таким образом коррозию системы охлаждения газодувки.

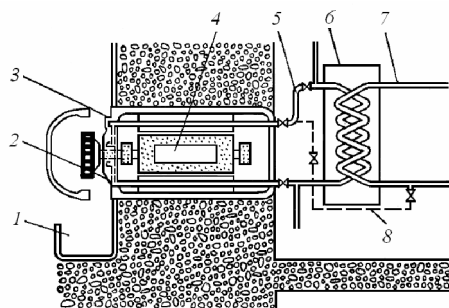


Рис. 6.12. Система охлаждения газодувки ЯР Hunterston B: 1 - кольцевой зазор под ПГ; 2 - лабиринтное уплотнение; 3 - место образования течи; 4 - мотор газодувки; 5 - деминерализованная вода; 6 - теплообменник; 7 - морская вода.

Когда же давление газа понизили, и оно стало меньше давления в системе охлаждения морской водой, то появилась потенциальная возможность для ее проникновения в систему охлаждения газодувки. Этого не должно было бы произойти, если бы запорные ventили на временном соединении для слива воды, которые считались перекрытыми, были бы действительно перекрыты. На самом же деле они были частично приоткрыты.

Этот инцидент указал на опасность временных модификаций установки, сделанных без полного анализа всех возможных последствий, а также на важность правильного указания на положения ventилей.

Повреждение топлива на ЯР AGR АЭС Hinkley Point B. Согласно проекту, перегрузка усовершенствованных газоохлаждаемых ЯР производится на ходу. Во время первой перегрузки на ходу двух первых ЯР типа AGR на АЭС Hunterstone и Hinkley Point в ряд каналов должно было быть загружено топливо вместо фиктивных топливных сборок, размещенных там при исходной загрузке ЯР топливом. К ноябрю 1978 г. в эти так называемые вакантные каналы было загружено около 15 топливных сборок на АЭС Hinkley Point и 20 сборок на АЭС Hunterstone.

19 ноября 1978 г. на АЭС Hinkley Point производилось извлечение топливной сборки из канала 4K05 ЯР P4. Топливная сборка была поднята примерно на 3 м, затем вдруг зацепилась, и лебедка перегрузочной машины ос-

тановилась из-за перегрузки. Впоследствии операция выгрузки была закончена без дальнейших осложнений. Визуальное обследование соединительных стержней топливных сборок (стрингеров), извлеченных из этого канала ЯР, показало, что графитовые втулки, окружающие третью, четвертую и пятую топливные сборки, серьезно повреждены. В результате повреждения графитовых втулок был ограничен доступ теплоносителя к находящимся над ними топливным сборкам, так что произошел их перегрев, повлекший повреждение части топливных стержней, из которых сделана топливная сборка. Впоследствии большое количество графитовых втулок, соответствующих 4-й сборке, было извлечено из ЯР во время проведения регламентированного внутриреакторного осмотра. По уровню радиационного излучения втулок можно было сделать вывод, что они никогда ранее не находились в АкЗ ЯР и повреждение произошло в процессе загрузки. Сборки, которые получили повреждения, были загружены ранее в том же году в вакантные каналы при работе на 82 % полной мощности. Этот инцидент вызвал сомнения в безопасности перегрузок ЯР типа AGR на ходу, и на них было наложено эмбарго. Для выяснения причин и обстоятельств случившегося была начата программа исследовательских работ.

Когда топливо опускается в ЯР, то оно испытывает существенный удар со стороны очень сильного потока газа, проходящего через пустой канал. Как полагают, в ряде графитовых втулок топливных сборок могли быть небольшие трещины и при перегрузке на ходу из-за перепада давления произошло дальнейшее растрескивание втулок 4-й сборки. Для обнаружения трещин во втулках были разработаны соответствующие методы, которые наряду с другими усовершенствованиями были внедрены на ЯР. Перегрузки на ходу возобновились, но на пониженной мощности.

6.4. Аварии реакторов на быстрых нейтронах с жидкометаллическим охлаждением

Авария с плавлением топлива на ЯР EBR-1. Американский первый экспериментальный ЯР-бридер (EBR-1) известен как ЯРБН, впервые использовавшийся для производства электроэнергии. К его сооружению приступили в 1948 г., а выработка электроэнергии началась в декабре 1951 г. Проектная тепловая мощность ЯР составляла 1 МВт, а электрическая мощность 200 кВт. Конечно, производство электроэнергии носило, скорее, демонстрационный, чем экономический характер.

Схематическое изображение АкЗ ЯР представлено на рис. 6.13, а. За время своего срока службы ЯР эксплуатировался с АкЗ четырех различных конфигураций, в каждой из которых использовалось металлическое топливо. В первых трех АкЗ применялся высокообогащенный уран, состоящий в основном из изотопа ^{235}U . Во второй АкЗ топливо использовалось в виде уранциркониевого сплава, содержащего 2 % циркония. Диаметр топливных стержней составлял 1,25 см, и 217 таких стержней, упорядоченных в треуголь-

ную решетку, образовывали расположенную в центре шестигранную АкЗ поперечным размером 19 см. Малый размер АкЗ указывает на большую компактность ЯРБН с жидкометаллическим охлаждением. Вокруг этой центральной зоны с высоким обогащением ^{235}U располагается бланкет, содержащий стержни с естественным ураном (см/ рис. 6.13, а). В качестве теплоносителя в ЯР использовалась смесь натрия с калием, остающаяся жидкой при комнатной температуре.

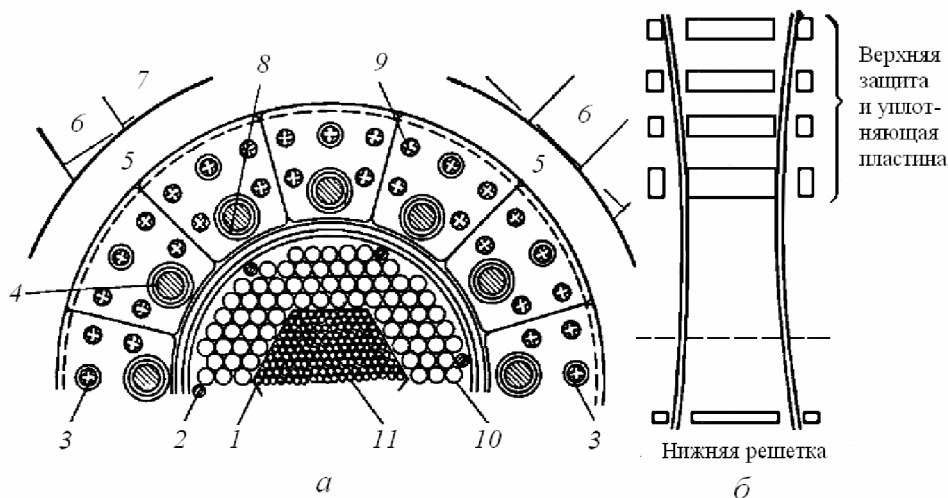


Рис. 6.13. Схематическое изображение ЯРБН EBR-1, поясняющее произошедшую на нем аварию с плавлением топлива: 1 - стальная перегородка; 2 - связующие стальные стержни; 3 - внешний бланкет; 4 - аварийные стержни внешнего бланкета (8 шт.); 5 - воздушный зазор; 6 - графит; 7 - алюминий; 8 - регулирующие стержни внешнего бланкета (4 шт.); 9 - кольцевые зазоры, охлаждаемые воздухом; 10 - стержни внутреннего бланкета (138 шт.); 11 - топливные стержни (217 шт.).

В этой АкЗ при очень малых расходах теплоносителя наблюдались осцилляции мощности. 29 ноября 1955 г/ был начат эксперимент для исследования этого эффекта. В ходе этого эксперимента, проводившегося при полном прекращении циркуляции теплоносителя через АкЗ и с отключением определенных блокирующих устройств системы безопасности, производилось резкое увеличение мощности для определения скорости возрастания реактивности с температурой. Предполагалось прекратить эксперимент при достижении топливом температуры 500 °С, однако вследствие наложения изучаемого эффекта и ошибки оператора температура поднялась выше 720 °С. При такой температуре началось взаимодействие металлического уранового топлива с оболочкой из нержавеющей стали, в результате чего расплавилось примерно 40 % АкЗ, но это, однако, не привело к взрыву, повреждению установки или возникновению радиационной опасности.

Сближение топливных стержней в ЯРБН приводит к возрастанию реактивности или плотности нейтронов. Это имеет непосредственное отношение

к инциденту с расплавлением АкЗ EBR-1. Топливные стержни имели возможность изгибаться, как показано на рис. 6.13, б, и это привело к возрастанию реактивности, причем процесс оказался саморазвивающимся, поскольку при увеличении температуры увеличивался и изгиб. Это и явилось причиной возникновения температурного эффекта, исследовавшегося в ходе эксперимента, который был впоследствии объяснен теоретически. АкЗ ЯР EBR-1 позднее была демонтирована и заменена другой, в конструкции которой для устранения этого температурного эффекта использовались дистанционирующие ребра. Расширение этих ребер при повышении температуры приводит к расширению АкЗ, что создает отрицательный, а не положительный, как наблюдалось ранее, температурный коэффициент реактивности.

Эксплуатация ЯРБН EBR-1, окончательно остановленного в декабре 1963 г., дала ценную информацию об особенностях конструирования ЯР. В настоящее время АкЗ всех ЯР проектируются со значительным количеством налагаемых ограничений, так что они всегда имеют отрицательный температурный коэффициент реактивности. Фактически представляется возможным создавать в будущем для ЯРБН АкЗ с внутренне присущей конструкции безопасностью, заключающейся в том, что при их расширении цепная реакция будет прекращена даже в том случае, если не сработает система стержней регулирования. Это является одной из специфических особенностей ЯРБН, которая делает их в некоторых отношениях даже более безопасными, чем тепловые ЯР.

Авария с плавлением топлива на быстром ЯР-размножителе Enrico Fermi. ЯР Enrico Fermi являлся демонстрационным быстрым ЯР-размножителем с натриевым охлаждением тепловой мощностью 200 МВт (электрической мощностью 61 МВт). Установка была построена вблизи Лагуна-Бич, штат Мичиган, и начала работать в 1963 г. После продолжительной эксплуатации на малой мощности в 1971 г. мощность ЯР стали увеличивать. При этом было замечено, что температура теплоносителя над двумя топливными сборками (из 155) превышает нормальную, а температура над другими топливными сборками ниже нормальной.

ЯР был остановлен и произведена перестановка сборок в АкЗ для определения, зависит ли эта температурная аномалия от положения в зоне или же она присуща самим топливным сборкам.

5 октября 1966 г. начало производиться увеличение мощности ЯР до уровня (67 МВт), выбранного для испытаний зоны с переставленными топливными сборками. Примерно в 15 ч, когда тепловая мощность ЯР составляла 20 МВт, оператор заметил контрольный сигнал, указывающий, что скорость изменения плотности нейтронов приобрела беспорядочный характер. С этой проблемой сталкивались и раньше и относили ее на счет случайных флуктуаций электрической природы в системе управления. ЯР был переведен на ручное управление, а когда неустойчивости исчезали, то снова переключались на автоматическое управление и продолжали повышение мощности.

В 15 ч 05 мин, когда тепловая мощность ЯР составляла 27 МВт, вновь стали наблюдаться сигналы хаотического характера. Вскоре после этого было

замечено, что стержни управления находятся выше своего нормального положения. Проверка температур на выходе из АкЗ показала, что температура теплоносителя на выходе из двух сборок аномально высока: 380 и 370 °С по сравнению со среднемассовой температурой всего теплоносителя на выходе из ЯР, составляющей 315 °С. В 15 ч 09 мин от расположенных в вытяжных трубах верхней части здания датчиков вентиляционной системы поступили сигналы тревоги. Здание было автоматически изолировано (в это время в нем никого не было) и было сделано объявление о радиационной опасности. Повышение тепловой мощности ЯР было остановлено на 31 МВт и было начато ее снижение. К 15 ч 20 мин тепловая мощность ЯР была снижена до 26 МВт, затем ЯР был остановлен на ручном управлении.

В течение следующего года было извлечено и исследовано большое количество топливных сборок. В результате было обнаружено, что значительная часть топлива в двух сборках расплавилась. Причина же аварии стала ясна только по окончании периода расследования. Она оказалась относительно тривиальной. Под АкЗ было установлено шесть небольших циркуляционных пластинок, которые должны были создавать восходящий поток натрия. Одна из этих пластинок оторвалась и почти полностью перекрыла доступ теплоносителя во входные отверстия нескольких сборок.

Ремонт полученных ЯР повреждений выполнялся с помощью специально сконструированных механизмов с дистанционным управлением, и ЯР вновь достиг полной проектной мощности в октябре 1970 г., четыре года спустя после аварии.

Хотя при аварии на Enrico Fermi не было пострадавших и не произошло утечки радиоактивности за пределы ЗО, в циркулирующий натриевый теплоноситель попали продукты деления с радиоактивностью 10000 Ки. Эта авария обратила внимание на потенциальную проблему, связанную с блокировкой потока посторонними предметами, оказавшимися в циркулирующем по контуру натрия. В частности, необходимо тщательно оценивать рабочие условия любой системы ЯР, которая может оказаться подверженной вибрационным разрушениям, приводящим к поступлению в теплоноситель фрагментов разрушенных ВКУ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Теплофизика безопасности атомных электростанций: монография* / А. А. Ключников, И. Г. Шараевский, Н. М. Фиалко и др. - Чернобыль: Ин-т проблем безопасности АЭС НАН Украины, 2010. - 484 с.
2. *Pioro I. L. and Duffey R. B. Heat Transfer and Hydraulic Resistance at Supercritical Pressures in Power Engineering Applications*, ASME Press, New York, NY, USA, 2007, 334 p.
3. *Incropera F. P., DeWitt D. P., Bergman Th. L. and Lavine A. S. 2007. Fundamentals of Heat and Mass Transfer*, 6th ed., J. Wiley & Sons, Inc., New York, NY, USA, 997 p.
4. *Çengel Yu. A. and Ghajar A. J., 2011. Heat and Mass Transfer: Fundamentals & Applications*, 4rd ed., McGraw-Hill, New York, NY, USA, 924 p.
5. *NIST Reference Fluid Thermodynamic and Transport Properties - REFPROP*, 2010. NIST Standard Reference Database 23, Ver. 9.0, E. W. Lemmon, M. L. Huber and M. O. McLinden, National Institute of Standards and Technology, Boulder, CO, U.S. Department of Commerce, April.
6. *International Encyclopedia of Heat & Mass Transfer*, 1997. Eds: G. F. Hewitt, G. L. Shires and Y. V. Polezhaev, CRC Press, Boca Raton, FL, USA, 1312 p.
7. *Nuclear Engineering Handbook*, 2009. K.D. Kok, Editor, CRC Press, Boca Raton FL, USA, 768 p.
8. *Perry's Chemical Engineers' Handbook*. 2008. 8th ed., Eds.: D. W. Green and R. H. Perry, McGraw-Hill Companies, Inc., New York, NY, USA.
9. *Mechanical Engineers' Handbook*. 2006. Editor: M. Kutz, 3rd ed., J. Wiley & Sons, Inc., Hoboken, NJ, USA, 1088 p.
10. *Oka Yo., Koshizuka S., Ishiwatari Y. and Yamaji A. 2010. Super Light Water Reactors and Super Fast Reactors*, Springer, 416 p.
11. *Lewis E. E., 2008. Nuclear Reactor Physics*, Academic Press, Burlington, MA, USA, 293 p.
12. *Shultis J. K. and Faw R. E. 2008. Fundamentals of Nuclear Science and Engineering*, 2nd ed., CRC Press, Boca Raton, FL, USA, 591 p.

13. *Lamarsh J. R. and Baratta A. J.* 2001. Introduction to Nuclear Engineering, 3rd ed., Prentice Hall, Upper Saddle River, NJ, USA, 783 p.
14. *Hewitt G. F. and Collier J. G.* 2000. Introduction to Nuclear Power, 2nd ed., Taylor & Francis, New York, NY, USA, 304 p.
15. *Tong L. S. and Weisman J.* 1996. Thermal Analysis of Pressurized Water Reactors, 3rd ed., American Nuclear Society, La Grange Park, IL, USA, 748 p.
16. *Power Plant Engineering*, 1996. Black & Veatch, Springer, New York, NY, USA, 879 p.
17. *Glasstone S. and Sesonske A.* 1994. Nuclear Reactor Engineering.: Reactor Systems Engineering, 4th ed., Vol. 2, Chapman & Hall, New York, NY, USA.
18. *Lahey R. T. Jr. and Moody F. J.* 1993. The Thermal-Hydraulics of a Boiling Water Nuclear Reactor, 2nd ed., American Nuclear Society, La Grange Park, IL, USA, 631 p.
19. *Todreas N. E. and Kazimi M. S.* 1990. Nuclear Systems I: Thermal Hydraulic Fundamentals, Taylor & Francis, New York, NY, USA, 703 p.
20. *Todreas N. E. and Kazimi M. S.* 1990. Nuclear Systems II: Elements of Thermal Hydraulic Design, Taylor & Francis, New York, NY, USA, 506 p.
21. *Krane K. S.*, 1988. Introductory Nuclear Physics, J. Wiley & Sons, New York, NY, USA, 845 p.
22. *Leung L. K. H., Pioro I. L. and Bullock D. E.* Post-Dryout Surface-Temperature Distributions in a Vertical Freon-Cooled 37-element Bundle, Proc. 10th Int. Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-10), Seoul, Korea, October 5-9, 2003, Paper # C00201.
23. *Guo Y., Bullock D., Pioro, I. and Martin, J.* 2006. Measurements of Sheath Temperature Profiles in Bruce LVRF Bundles under Post-Dryout Heat Transfer Conditions in Freon, Proc. 14th Int. Conf. on Nuclear Eng. (ICONE-14), July 17 - 20, Miami, FL, USA, Paper # 89621.
24. *Kirillov P.L., Terent'eva M.I. and Deniskina, N.B.* 2007. Thermophysical Properties of Nuclear Engineering Materials (In Russian), 2nd ed., IzdAT Publ. House, Moscow, Russia, 194 p.
25. *Naidin M., Pioro I., Zirn U., and Mokry S.* 2009. Supercritical Water-Cooled NPPs: General Layout and Thermodynamic-Cycles Options, 4th Int. Symp. on Supercritical Water-Cooled Reactors, March 8-11, Heidelberg, Germany, Paper No. 78.
26. *Кузнецов Ю. Н.* Теплообмен в проблеме безопасности ядерных реакторов. - М.: Энергоатомиздат, 1989. - 296 с.
27. *Правила ядерной безопасности реакторных установок атомных станций (ПБЯ РУ АС - 89). ПНАЭ Г-1-024.* - М., 1989. - 46 с.
28. *Общие положения обеспечения безопасности атомных станций (ОПБ-2000), НП 306.1.02/1.034 - 2000, АЯР Украины.* - К., 2000. - 44 с.
29. *Collier J. G.* Safety issues - thermal hydraulic consideration // Nucl. Reactor Safety Heat Transfer. Proc. of Int. Centre for Heat Mass Transfer. - 1981. - N 12. - P. 113 - 128.

30. *Букринский А. М.* Аварийные переходные процессы на АЭС с ВВЭР. - М.: Энергоиздат, 1982.
31. *Riebold W. X.* Loss of coolant accident // Nucl. Reactor Safety Heat Transfer. Proc. of Int. Centre for Heat Mass Transfer. - 1981. N 12 - P. 273 - 324.
32. *Banerjee S., Hancox W.T.* Transient thermohydraulics for nuclear reactors // Heat transfer. - 1978. - Vol. 6. - P. 311-337 (1978. Proc. of VI Int. Heat Transfer Conf. Toronto, Canada).
33. *LWR System safety analysis* // Nuclear reactor safety heat transfer / J. F. Jackson *et al.* // Proc. of Int. Centre Heat Mass Transfer. - 1981. - Vol. 12. P. 415 - 480.
34. *Радиоактивные отходы АЭС и методы обращения с ними* / А. А. Ключников, Э. М. Пазухин, Ю. М. Шигера, В. Ю. Шигера - Чернобыль: Ин-т проблем безопасности АЭС НАН Украины, 2005. - 487 с.
35. *Казачков И. В., Али Хасан Могаддам.* Моделирование теплогидравлических процессов при тяжелых авариях на АЭС. - К.: НТУУ «КПИ», 2008. - 172 с.
36. *Sehgal B. R.* Accomplishments and challenges of the severe accident research // Nuclear Engineering and Design. - 2001. - Vol. 210. - P. 79 - 94.
37. *Theofanous T. G. et al.* In-vessel coolability and retention of a core melt // DOE/TO-10460. - 1995.
38. *Kymalainen O. et al.* In-vessel retention of corium at the Loviisa Plant // Nuclear Engineering and Design. - 1997. - Vol. 169. - P. 109 - 130.
39. *McDonald P. E., Buescher B. J., Hobbms R. R. et al.* PBF severe fuel damage program: results and comparison to analysis // Proceedings of the Int. Meeting on Light Water Reactor Accident Evaluation. - Cambridge. - Massachusetts. - 1983. - Paper 1.7.
40. *Carboneau M. L., Berta V. T., Modro M. S.* Experiment analysis and summary report for OECD LOFT Project Fission Product Experiment LP-FP-2 // OECD LOFT-T-3806. - 1989.
41. *Livolant M., Schwarz M., von der Hardt P.* The PHEBUS FP Program // Proceedings of the FISA-95 Meeting "EU Research on Severe Accidents". - EUR 16896 EN. - 1996. - P. 27 - 47.
42. *Hagen S., Hofmann P., Noack V. et al.* The cora-program: out-of-pile experiments on severe fuel damage // Proceedings of the Fifth Int. Topical Meeting on Nuclear Thermal-Hydraulics, Operations and Safety. - China. - Beijing. - 1997.
43. *Sepold L. et al.* Reflooding experiments with LWR-type fuel rod simulators in the QUENCH facility // Proc. NURETH-9. -1999.
44. *Theofanous T. G., Yuen W. W., Angelini S. et al.* // Lower head integrity under in-vessel steam explosion loads. - 1996. - DOB/ID-10541.
45. *Sehgal B. R. et al.* Core melt pressure vessel interactions during a light water reactor severe accident (MVI Project) // Proceeding of FISA-97 Meeting of EU Research on Severe Accidents. - Luxembourg, 1997.

46. *Sehgal B. R. et al.* Core Melt Pressure Vessel Interactions During a Light Water Reactor Severe Accident (MVI Project) // Proceeding of FISA-99 Meeting of EU Research on Severe Accidents. - 1999.
47. *Magalion D. et al.* The FARO programme recent results and synthesis // CSARP Meeting. - Bethesda. - Maryland. - 1997.
48. *Sehgal B. R., Bui V. A., Dinh T. N., Nourgaliev R. R.* Heat transfer processes in reactor vessel lower plenum during late phase of in-vessel core melt progression // J. Advances in Nuclear Science and Technology. - Plenum Publ. Corp. - 1998. - Vol. 26.
49. *Asmolov V. V.* Latest findings of RASPLAV Project // Proc. OECD/CSNI workshop on in-vessel core debris retention and coolability. - 1998.
50. *Huhtiniemi I., Magalion D.* Insight into steam explosions with corium melts in KROTOS // Proc. NURETH-9. - 1999.
51. *Колесниченко А. Ф., Казачков И. В., Водянюк В. О., Лысак Н. В.* Капиллярные МГД-течения со свободными границами. - К.: Наук. Думка, 1988. - 176 с.
52. *Gorislavets Yu. M., Kazachkov I. V., Kolesnichenko A. F. et al.* Controlled decomposition of a liquid metal jets and films in technological and power devices // Liquid metal MHD flows. - Kluwer Acad. Publ. - Holland. - 1989. - P. 293 - 298.
53. *Sehgal B. R. et al.* Experiments and analyses of melt jet impingement during severe accidents // Proc. NUTHOS-5. - Beijing. - China. - 1997.
54. *Sehgal B. R., Nourgaliev R. R., Dinh T. N., Karbojian A. K.* Integral experiments on in-vessel coolability and vessel creep: results and analysis of the FOREVER-C1 test // Proceedings of the Workshop on 'Severe Accident Research in Japan, SARJ98. - Japan. - 1998.
55. *Sehgal B. R., Nourgaliev R. R., Dinh T. N.* Characterization of heat transfer processes in a melt pool convection and vessel-creep experiment // NURETH-9. - San Francisco. - 1999.
56. *Самойлов О. Б., Усынин Г. Б., Бахметьев А. М.* Безопасность ядерных энергетических установок: Учебное пособие для вузов // Под ред. Л. С. Стермана. - М.: Энергоатомиздат, 1989. - 280 с.
57. *Кириллов П. Л., Богословская Г. П.* Теплообмен в ядерных энергетических установках. - М.: Энергоатомиздат, 2000. - 456 с.
58. *Ядерные реакторы повышенной безопасности. Анализ концептуальных разработок / В. М. Новиков, И. С. Смирнов, П. Н. Алексеев и др.* - М.: Энергоатомиздат, 1993. - 384 с.
59. *Хабенский В. Б., Герлига В. А.* Нестабильность потока теплоносителя в элементах энергооборудования. - СПб: Наука, 1994. - 288 с.
60. *Петухов Б. С.* Теплообмен в движущейся однофазной среде. - М.: Изд-во МЭИ, 1993. - 352 с.
61. *Маргулова А. В.* Атомные электрические станции. - 5-е изд. - М.: Энергоатомиздат, 1994. - 296 с.

62. Жуков А. В., Сорокин А. П., Матюхин Н. М. Межканальный обмен в ТВС быстрых реакторов. - М.: Энергоатомиздат, 1989. - 182 с.
63. Делайе Дж., Гуо М., Ритмюллер М. Теплообмен и гидродинамика в атомной и тепловой энергетике. - М.: Энергоатомиздат, 1984. - 424 с.
64. Ганчев Б. Г. Охлаждение элементов ядерных реакторов стекающими пленками. - М.: Энергоатомиздат, 1987. - 192 с.
65. Дементьев Б. А. Ядерные энергетические реакторы: Учебник для вузов. - М.: Энергоатомиздат, 1984. - 280 с.
66. Bergles A. E., Collier J. G., Delhave J. M. et al. Two-phase flow and heat transfer in the power and process industries. - Washington: Hemisphere, 1981.
67. Уолтер А., Рейнольдс А. Реакторы-размножители на быстрых нейтронах: Пер. с англ. - М.: Энергоатомиздат, 1986. - 624 с.
68. Стырикович М. Л., Резников М. И. Методы экспериментального изучения процессов генерации пара: Учебн. пособие для ВУЗов. - Изд. 2-е, перераб. и доп. - М.: Энергия, 1977. - 279 с.
69. Мигров Ю. А., Соловьев С. Л. Теплогидравлические расчетные коды нового поколения. Общая характеристика и перспективы развития // Теплогидравлические коды для энергетических реакторов (разработка и верификация). Теплофизика-2001. - Обнинск, 2001. - С. 13 - 16.
70. Шараевский И. Г., Домашев Е. Д., Архипов А. П., Шараевская Е. И. Верификация нижней границы пузырьковой структуры двухфазного потока в тепловыделяющих сборках // Теплофизические коды для энергетических реакторов. Теплофизика-2001. - Обнинск, 2001. - С. 221 - 223.
71. Нигматуллин Б. И., Василенко В. А., Соловьев С. Л. Разработка расчетных кодов нового поколения - актуальная задача развития отечественной атомной энергетики // Теплоэнергетика. - 2002. - № 11. - С. 2 - 10.
72. Бобков В. П., Смогалева И. П. О точности описания различными кодами критических тепловых потоков в пучках стержней // Теплоэнергетика. - 2001. - № 3. - С. 21 - 28. Опыт создания и основные характеристики теплогидравлического расчетного кода нового поколения КОПСАР / В. А. Василенко, Ю. А. Мигров, С. Н. Волкова и др. // Теплоэнергетика. - 2002. - № 11. - С. 11 - 16.
73. Левитан Л. Л., Боровский Л. Я. Голография пароводяных потоков. - М.: Энергоатомиздат, 1989. - 152 с.
74. Chung H. M., Thomas G. R. The retarding effect of hydrogen on zircaloy oxidation / NSAC. - Rept NSAG-29. - 1981.
75. Hu K., Theofanoy T. G. On the measurement and mechanism of dryout in coarse particle (corium debris) beds // Proc. Third Int. Topical Meeting Reactor Thermal Hydraulics. Newport, USA, 1996. Oct. 15 - 18. Vol. 1. P. 8.
76. Reactor risk reference document // USNRC Report NUREG-1150. - U.S. Nuclear Regulatory Commission. - 1987.

77. *Denny V. E., Sehgal B. R* Analytical prediction of core heat up/liquefaction/slumping / Proceedings of the Int. Meeting on light water reactor severe accidents evaluation. - Cambridge Mass. - 1983.
78. *Pilch M. M. et al.* The probability of containment failure by direct containment heating in Zion / NUREG / CR-6075, Sand 93-1535. - 1993.
79. *Takumi K. et al.* Results of recent NUPEC hydrogen related tests // Water Reactor Safety Information Meeting. - Washington D.C. - 1993.
80. *Wolf L. et al.* Hydrogen mixing experiments in the HDR containment under severe accident conditions // Water Reactor. Safety Information Meeting. - Washington D.C. - 1993.
81. *Ciccarelli G. et al.* High temperature hydrogen-air steam detonation experiments in the BNL small scale development apparatus // Water Reactor Safety Information Meeting. - Washington D.C. - 1993.
82. *Dorofeev S. et al.* Flame acceleration limits for nuclear safety applications // CSARP Meeting. - New Mexico. - 1999.
83. *Berthoud G., Brayer C.* First vapor explosion calculations performed with the MC3D code // Proc. CSNI specialists meeting on FCIs. - Tokai. - Japan. - 1997.
84. *Magalion D. et al.* Corium melt quenching tests at low pressure and sub-cooled water in FARO // Proc. NURETH-9. - 1999.
85. *Шихмурзаев Ю. Д.* Растекание вязкой жидкости по твердой поверхности // Докл. АН СССР. - Физика. - 1991. - Т. 36. - № 11. - С. 749 - 752.
86. *Bolshov L. A. et al.* Numerical models of molten core spreading processes in nuclear reactor safety problems // Proc. of the 4* Int. Topical Meeting on Nuclear Thermal Hydraulics. - Operations and Safety. April. - Taipei. - Taiwan. - 1994.
87. *Griffiths R. W. and Fink J. H.* Effects of Surface Cooling on the Spreading of Lava Flows and Domes // Journal of Fluid Mechanics. - 1993. - Vol. 252. - P. 667 - 702.
88. *Suzuki H. et al.* Fundamental Experiment and Analysis for Melt Spreading on Concrete Floor // Proceedings of 2nd ASME/JSME Nuclear Engineering Conference. - 1993. - Vol. 1. - P. 403 - 407.
89. *Veteau J. M.* CORINE Program / DECD/CSNI/NEA Workshop on Large Molten Pool Heat Transfer. - 1994. - P. 531 - 548.
90. *Cognet G. and Bouchter J. C.* VULCANO: A Large Scale UO2 Program to Study Corium Behavior and Cooling for Future Reactors / DECD/CSNI/NEA Workshop on Large Molten Pool Heat Transfer. - 1994. - P. 521 - 529.
91. *Fieg G. et al.* Simulation Experiments on the Spreading Behavior of Molten Core Debris // Proceedings of the 1996 National Heat Transfer Conference, session "Fundamental Phenomena in Severe Accidents". - Houston. - Texas. - August 3-6, 1996.-HTC-V61.9.-P. 121 - 129.
92. *Steinwarz W.* Investigation on the Phenomenology of Ex-Vessel Core Melt Behavior // Presented to Joint INV/EXV Clusters Meeting. - Roma. - 1997.

93. *Farmer M. T., Sienicki J. J., Chu C. C. and Spencer B. W.* The MELT-SPREAD-1 Computer Code for the Analysis of Transient Spreading and Cooling of High-Temperature Melts, ANL. - 1993.
94. *LAVA - A Computer Code for Simulation of Lava Flows.* - GRS. - Koln. - Germany. - 1997.
95. *Veteau J. M. and Wittmaack R.* CORINE Experiments and Theoretical Modeling // *FISA-95 Proceedings.* - Luxemburg EUR 16896 EN. - 1996. - P. 271 - 285.
96. *Sehgal B. R. et al.* Experimental investigation on melt spreading in one and two dimensions // *RIT/NPS Report EU-CSC-2D1-98.* - 1998.
97. *Dinh T. N. et al.* Experimental simulation of core melt spreading on a LWR containment floor in a severe accident // *CD-ROM Proceedings Int. Conference on Nuclear Engineering, ICONE-6.* - San Diego. - 1998.
98. *Konovalikhin M. J., Dinh T. N., Sehgal B. R.* Experimental simulation of core melt spreading in two dimensions // *The 9th Int. Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics NURETH-9.* - San Francisco. - California. - 1999.
99. *Cole R.K. et al.* CORCON-Mod2: a computer program for analysis of molten core-concrete interactions / *NUREG/CR-3920, SAND84-1246.* - 1984.
100. *Reimann M. et al.* The WECHSEL-Mod2 Code: a computer program for the interaction of a core melts with concrete including the long term behavior. Model description and User's Manual // *KfK Report KfK-4477.* - 1990.
101. *Froment K., Seiler J. M.* On the importance of a strong coupling between physico-chemistry and thermalhydraulics for modelling; late phases of severe accidents in EWRs / *Proc. NURETH-9.* - J 1999.
102. *Sehgal B. R. et al.* MACE project overview/ *Proceedings of the OECD Meeting on Core Debris Concrete Interaction.* - I Karlsruhe. - Germany. - 1992.
103. *Alsmeyer H., Spencer B., Tromm W.* The COMET-concept for cooling of ex-vessel corium melts / *Proc. of ICONE-6.* - May 10 - 15.- San Diego.- 1998. - p. 437 - 445.
104. *Накорчевский А. И., Казачков И. В.* Расчет турбулентных гетерогенных струй // *Автоматизация непрерывных технологических процессов.* - К.: ИК АН УССР. - 1979. - С. 79 - 86.
105. *Paladino D., Kazachkov I. V. and Sehgal B. R.* Ex-vessel coolability of a molten pool by coolant injection from submerged nozzles // *Ninth Int. Conference on Nuclear Energy Development.* April 8 - 12, 2001. - Nice. - France. - 2001
106. *Sehgal B. R., Paladino D., Theerthan A. and Kazachkov I. V.* Phenomenological studies on melt coolability by bottom injection during severe accidents // *Report of NPS Division of the Royal Inst, of Technol.* - Stockholm. - Sweden. - 2001. - 105 p.
107. *Казачков И. В.* О математическом моделировании нестационарной неизотермической фильтрации в геотермальных системах // *Вычисли-*

- тельная и прикладная математика. - К.: КГУ им. Т. Г. Шевченко. - 1986. - Т. 60. - С. 63 - 78.
108. *Kazachkov I. V., Konovalikhin M. J. and Sehgal B. R.* A model of the steam flow through the volumetrically heated saturated particle bed/ ICMF 2001: Fourth Int. Conference on Multiphase Flow, New Orleans, Louisiana, U.S.A., May 27 - June 1, 2001.
 109. *Kazachkov I. V., Konovalikhin M. J. and Sehgal B. R.* Coolability of melt pools and debris beds with bottom injection, Second Japanese-European Two-Phase Flow Group Meeting, Tsukuba, Japan, 2000.
 110. *Kazachkov I. V. and Konovalikhin M. J.* Steam flow through the volumetrically heated particle bed // Int. J. of Thermal Sciences. - 2002. - Vol. 42. - No. 8. - P. 55 - 69.
 111. *Tromm W., Alsmeyer H. and Schneider H.* Fragmentation of Melts by Water Inlet From Below. NURETH-6 Grenoble, France. - 1993.
 112. *Alsmeyer H. and Tromm W.* «The COMET Concept for Cooling Core Melts: Evaluation of the Experimental Studies and Use in the EPR», Wissenschaftliche Berichte FZKA 6186/EXV-CSC(99) - D036, Karlsruhe, Germany. - Oktober 1999.
 113. *Kolev N. I.* Verification of IVA5 computer code for melt-water interaction analysis // Proc. NURETH-9. - 1999.
 114. *Theofanous T. G., Yuen W. W., Freeman K., Chen X.* Propagation of steam explosions: ESPROSE.m verification studies, DOE/TO-10503. - 1996.
 115. *Theofanous T. G., Yuen W. W., Angilini S.* Premixing of steam explosions: PM-ALPHA verification studies, DOE/ED-10504. - 1996.
 116. *Ентов В. М., Ярин А. Л.* Динамика струй и пленок вязких и реологически сложных жидкостей // Итоги науки и техники. МЖГ. - М.: 1984. - Т. 18. - С. 112 - 197.
 117. *Yarin A. L.* Longman Scientific & Technical. - Haifa. - 1993.
 118. *Park H. S., Kazachkov I. V., Sehgal B. R. et al.* Analysis of plunging jet penetration into liquid pool with various densities // Abstr. 3rd Int. Conf. Adv. in Fluid Mechanics, 24 - 26 May, Montreal, Canada. - 2000.
 119. *Dinh T. N., Bui V. A., Nourgaliev R. R. et al.* // Nucl. Eng. and Design. - 1996. - 163. - P. 191.
 120. *Buerger M., Cho S. H., Berg E. V. and Shatz A.* // Nucl. Eng. and Design. - 1995. - 155. - P. 215.
 121. *Лаврентьев М. А., Шабат Б. В.* Проблемы гидродинамики и их математические модели. - М.: Наука, 1973.
 122. *Кинеловский С. А., Маевский К. К.* Проникание кумулятивных струй в твердую преграду // Журн. прикладной механики и технической физики. - 1989.
 123. *Saito M. et al.* Experimental study on penetration behaviors of water jet into Freon-11 and Liquid Nitrogen // ANS Proceedings 1988. Natl. Heat Transfer Conference. - Houston, Texas. - USA, July 24 - 27. - 1988. - P. 173 - 183.

124. *Bui V. A., Dinh T. N and Sehgal B. R.* Numerical simulation of surface instability phenomena associated with fuel-coolant interaction // 8th Int. Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-8). - Kyoto. - Japan. - September 1997.
125. *Dinh T. N. et al.* Experimental and Analytical Studies of Melt Jet-Coolant Interactions: A Synthesis // Proc. OECD/CSNI Specialists Meeting on Fuel-Coolant Interactions, JAERI-Conf 97-011, Japan Atomic Energy Research Institute. - 1997. - P. 468 - 491.
126. *Kwang Hyun BANG, Jong Myung KIM and Dong Ha KIM.* Experimental Study of Melt Jet Breakup in Water // Journal of Nuclear Science and Technology. - 2003. - Vol. 40. - No. 10. - P. 807 - 813.
127. *Yang W.C. and Keairns D.L., in D.L. Keairns and J.F. Davidson (eds.).* - Cambridge Univ. Press. - Cambridge. - 1978.
128. *Blake T.R., Webb H. and Sunderland P.B.* Chemical Engineering Society. - 1990. - Vol. 45. - No. 2.
129. *Kunugi T. et al.* Proc. of 11th CFD Symposium. - 1997. - E 2 - 4.
130. *Bonetto F., Drew D. and Lahey R. T.* The analysis of a plunging liquid jet - the air entrainment process // Chem. Eng. Comm.- 1994. - Vol. 130. - P. 11 - 29.
131. *Yabe T. & Aoki T.* A universal solver for hyperbolic equations by cubic-polynomial interpolation. I. One-dimensional solver // Computer Physics Communication. - 1991. - Vol. 66. - P. 219 - 232.
132. *Park H. S. et al.* Penetration of Isothermal Plunging Jet into Denser Liquid // Proc. of 4 KSME-JSME Fluid Eng. Conf.- Haeundae, Pusan. - Korea. - 1998. - October 18 - 21. - P. 19 - 23.
133. *Turner J. S. J.* Fluid Mech. - 1966. - Vol. 26. - P. 779 - 792.
134. *Dahlsveen J., Kristoffersen R. and Sætran L.* Jet mixing of cryogen and water. In: Turbulence and Shear Flow Phenomena // 2nd Int. Symposium. - Lindborg, Johansson, Eaton, Humphrey, Kasagi, Leschziner and Sommerfeld, eds. - KTH. - Stockholm, Sweden, June 27 - 29, 2001.
135. *Accident Facts (1979 Ed.).* National Safety Council, Chicago, Illinois, 1979.
136. *Graham J. and Strawbridge L. E.* Design Margin Approach in LMFBR Nuclear Safety // Proc. Europ. Nucl. Conf. - Vol. 5. - April, 1975. - P. 368 - 386.
137. *Anticipated Transients Without SCRAM for Water-Cooled Power Reactors,* - WASH - 1270, September 1973.
138. *van Erp J. B., Chawla T. C., Wilson R. E. and Fauske H. K.* Pin-to-Pin Failure Propagation in Liquid-Metal-Cooled Fast Breeder Reactor Fuel Subassemblies // Nuclear Safety. - № 16-3. - May - June 1975. - P. 391 - 407.
139. *Gregory C. V. and Lord D. J.* The Study of Local Blockages in Fast Reactor Subassemblies // J. of the British Nucl. Energy Soc. - Vol. 16, No. 3. - 1977. - P. 251 - 260.
140. *Schrull E. D.* Protected Reactivity Insertion Events in the FTR. - HEDL-TI-76027. - Hanford Engineering Development Laboratory. - August 1976.

141. *FFTF Final Safety Analysis Report HEDL-TI-75001*. - Hanford Engineering Development Laboratory. - December 1975.
142. *Simpson D. E., Alker A., Fauske H. K. et al.* Accident Considerations in LMFBR Design. - ERDA-76-103, Presented at the US/USSR Seminar on LMFBR Reactor Safety. - Argonne National Laboratory. - Argonne, IL, January 12 - 15. - 1976. - Paper #7.
143. *Bethe H. A. and Tait J. H.* An Estimate of the Order of Magnitude of the Explosion When the Core of Fast Reactor Collapses // *RHM № (56)/113*. - U. K. Atomic Energy Research Establishment, Harwell, 1956.
144. *Bird R. B., Stewart W. E. and Lightfoot E. N.* Transport Phenomena. - John Wiley & Sons, Inc, New York, 1960.
145. *von Neumann J. and Richtmyer R. D.* A Method for the Numerical Calculation of Hydrodynamic Shocks // *Appl. Phys.* - № 21(3). - 1950. P. 232.
146. *Wilburn N. P.* Intersubassembly Incoherencies and Grouping Techniques in LMFBR Hypothetical Transients. - *Trans. ANS.* - 1977, № 27. - P. 538.
147. *Waltar A. E., Wilburn N. P., Kolesar D. C. et al.* An Analysis of the Unprotected Transient Overpower Accident in the FTR - HEDL-TME 75-50. - Hanford Engineering Development Laboratory, June 1975.
148. *Koopman R. N. et al.* TREAT Transient Overpower Experiment R12 // *Trans. ANS.* - № 28, 1978. - P. 482.
149. *Dickerman C. E. et al.* Status and Summary of TREAT In-Pile Experiments on LMFBR. Response to Hypothetical Core Disruptive Accidents. - Vol 2. - Liquid Metal Fast Breeder Reactors. - Symposium on the Thermal Hydraulic Aspects of Nuclear Reactor Safety, ASME Winter Meeting. - Atlanta, GA. - November 27 - December 2, 1977.
150. *Yung S. C. and Wilburn N. P.* Failure Pattern Within an FTR Subassembly Under a TOP Accident. - *Trans. ANS.* - 1977, № 27. - P. 536.
151. *Costa J.* Contribution to the Study of Sodium Boiling During Slow Pump Coastdown in LMFBR Subassembly. - O. C. Jones and S. G. Bankoff, eds. - Liquid Metal Fast Breeder Reactor. - Vol 2. The American Society of Mechanical Engineers. - New York, 1977. - P. 155 - 170.
152. *Peppier W.* Sodium Boiling in Fast Breeders: A State of the Art Review. O. Jones and S. Bankoff, eds. - Liquid Metal Fast Breeder Reactor. - Vol 2. The American Society of Mechanical Engineers. - New York, 1977. - P. 123 - 154.
153. *Fauske H. K.* Superheating of Liquid Metals in Relation to Fast Reactor Safety // *J. of Reactor and Fuel-Processing Tech., II*. - 1968, № 2.
154. *Fauske H. K.* Nucleation of Liquid Sodium in Fast Reactors // *J. of Reactor Technology*, 15. - № 4, 1972.
155. *Henry R. E. et al.* Incipient Superheat in a Convection Sodium System // *Proc. Fifth Int. Heat Transfer Conference*. - Tokyo, September 3 - 7. - 1974.
156. *France D. et al.* Sodium Superheat Experiments using LMFBR Simulation Parameters. - ANL-CT-73-25 Argonne National Laboratory. - Dec. 1973.

157. *Ishii M. and Grolmes M. A.* Prediction of Onset of Entrainment for Liquid Metals // Trans. ANS. - 21, June 1975. - P. 325.
158. *Alter H., Flanagan G. F. and Greene N. M.* Central Computerized Data Base for Liquid Metal Fast Breeder Reactor Safety Codes // Proc. of the Int. Meeting on Fast Reactor Safety and Related Physics. - CONF-761001, Chicago, IL. - October 5 - 8, 1976. - P. 1057 - 1065.
159. *Hypothetical Core Disruptive Accident Considerations in CRBRP* - Vol. 1: Energetic and Structural Margin Beyond the Design Base. - CRBRP-3. - CRBR Project Office. - Oak Ridge, TN. - November 1978. - P. 4 - 37.
160. *Hinman C. A. and Slagle O. D.* Ex-Reactor Transient Fission Gas Release Studies, Fuel Tin. - PNL 2 - 4. - HEDL-TME 77-83. - Hanford Engineering Development Laboratory. - May, 1978.
161. *Deitrich L. W.* An Assessment of Early Fuel Dispersal in the Hypothetical Loss-of-Flow Accident // Proc. of the Int. Meeting on Fast Reactor Safety. - Seattle, WA. - August 1979. - P. 615 - 623.
162. *Dunn F. E.* Fuel Pin Coolability in Low Power Voiding. - Trans. ANS. - № 28. - June 1978. - P. 430.
163. *Kaiser A., Peppier W. and Straka M.* Decay Heat Removal From a Pin Bundle // Proc of the Int. Meeting on Fast Reactor Safety and Related Physics, Vol. IV. - Chicago, IL. - October 1976. - P. 1578.
164. *Jackson J. F., Stevenson M. G., Marchaterre J. F. et al.* Trends in LMFBR Hypothetical Accident Analysis. - Proc. of the Int. Meeting on Fast Reactor Safety and Related Physics. - CONF-74041-P3. - Beverly Hills, CA. - April 1979. - P. 1241 - 1264.
165. *Henry R. E., Jeans W. C., Quinn D. J. and Spleha E. A.* Cladding Relocation Experiments. - Proc. of the Int. Meeting on Fast Reactor Safety and Related Physics. - Chicago, IL. - October 5 - 8, 1976.
166. *Cheung F. B. and Baker L. Jr.* Transient Freezing of Liquids in Tube Flow // Nucl Sci Eng. - № 60(916). P. 1 - 9.
167. *Ostensen R. W. and Jackson J. F.* Extended Fuel Motion Study // Reactor Development Program Progress Report. - ANL-RDP-18. - Argonne National Laboratory. - July 1973. - № 7. - P. 4 - 77.
168. *Ostensen R. W. et al.* Fuel Flow and Freezing in the Upper Subassembly Structure Following an LMFBR Disassembly // Trans. ANS. - № 18, 1974. - P. 214 - 215.
169. *Epstein M., Henry R. E., Grolmes M. A. et al.* Analytical and Experimental Studies of Transient Fuel Freezing // Proc. of the Int. Meeting on Fast Reactor Safety and Related Physics. - Chicago, IL. - October 1976.
170. *Epstein M., Grolmes M. A., Henry R. E. and Fauske H. K.* Transient Freezing of a Flowing Ceramic Fuel in a Steel Channel // Nucl Sci Eng. - 1976, № 61. - P. 310 - 323.
171. *Epstein M.* Melting, Boiling and Freezing: The Transition Phase in Fast Reactor Safety Analysis. - Liquid Metal Fast Breeder Reactor, Symposium on

- the Thermal and Hydraulics Aspects of Nuclear Reactor Safety. - ASME Winter Meeting. - Atlanta, GA. - November 27 - December 2, 1977.
172. *Ginsberg T., Jones O. C. and Chen J. C.* Volume-Heated Boiling Pool Flow Behavior and Application to Transition Phase Accident Conditions. - Presented at the ENS/ANS Topical Meeting on Nuclear Power Reactor Safety. - Brussels, October 16 - 19, 1978.
 173. *Fauske H. K.* Boiling Flow Regime Maps in LMFBR HDCA Analysis // Trans. ANS. - № 22, 1975. - P. 385.
 174. *Kutateladze S. S.* Elements of the Hydrodynamics of Gas-Liquid Systems // Fluid Mechanics (Soviet Res). - 1972, № 1, A-29.
 175. *Dhir V. K., Castle J. S., Catton I. et al.* Role of Wall Heat Transfer and Other System Variables on Fuel Compaction and Recriticality // Proc of the Int. Meeting on Fast Reactor Safety and Related Physics. -Chicago, IL. - October 5 - 8, 1976.
 176. *Epstein M.* Stability of a Submerged Frozen Crust // ASME Winter Meeting. - New York, December 1976. - Paper № 76-WA/HT-31.
 177. *Stein R. P., Hesson J. C. and Gunther W. H.* Studies of Heat Removal from Heat Generating Boiling Pools // Proc of the Int. Meeting on Fast Reactor Safety and Related Physics. - CONF-740401-P2. - 1974. - P. 865 - 880.
 178. *Gabor J. D., Baker L., Cassulo J. C. and Mansoori G. A.* Heat Transfer From Heat-Generating Boiling Pools // Presented at AMSE-AICHE Natl Heat Transfer Conf. - St. Louis, MO. - August 1976.
 179. *Baker L.* Analysis of Heat Transfer from Molten-Fuel Layers // Reactor Development Progress Report. - ANL-RDP-49. - Argonne National Laboratory. - March 1976. - P. 9.8 - 9.13.
 180. *Gustavson W. R., Kazimi M. S. and Chen J. C.* Heat Transfer and Fluid Mechanics in a Volume-Heated Boiling Pool // Proc of the Int. Meeting on Fast Reactor Safety and Related Physics. - Chicago, IL. - October 5 - 8, 1976.
 181. *Greene G. A., Jones O. C. and Schwartz C. E.* Thermo-Fluid Mechanisms of Volume-Heated Boiling Pools. - BNL-NUREG-50759. - Brookhaven National Laboratory. - Upton, NY. - 1977.
 182. *Fauske H. K.* Boiling Fuel-Steel Pool Characteristics in LMFBR HCDA Analysis // Trans. ANS.- 1975, № 22. - P. 386.
 183. *Ostensen R. W., Henninger R. J. and Jackson J. F.* The Transition Phase in LMFBR Hypothetical Accidents // Proc of the Int. Meeting on Fast Reactor Safety and Related Physics. - CONF-7611001. - Chicago, IL. - October 5 - 8, 1976.
 184. *Waltar A. E., Muraoka J. and Martin F. J.* A Computational Model for Analyzing Postulated LMFBR Accident Fuel Boil-Up Conditions Proc of the Int. Meeting on Fast Reactor Safety and Related Physics. - CONF-7611001. - Chicago, IL. - October 5 - 8, 1976.
 185. *Condiff D. W., Epstein M. and Grolmes M. A.* Transient Behavior of Boiling Fuel Steel Mixtures // Reactor Development Program Progress Report. -

- ANL-RDP-53. - Argonne National Laboratory. - September 1977. - P. 611 - 616.
186. *Martin F. J.* Bottled Transition Phase Analysis // Preliminary Report. - HEDL-TME-78-64. - Hanibrd Engineering Development Laboratory. - April 1980.
 187. *Spencer B. W. et al.* Fuel-Freezing Tests // Reactor Development Progress Report. - R. G. Sachs, J. A. Kyger, compilers. - ANL-RDP-74. - Argonne National Laboratory. - April 1978.
 188. *Hakim S. J. and Kennedy J. M.* Development of Transition-Phase Code // Reactor Development Program Progress Report. - ANL-RDP-70. - Argonne National Laboratory. - August 1978.
 189. *Larkins J. T., McLaughlin T. R. and Stratton W. R.* Estimates of the Upper Limit of the Destruction Energy Created Subsequent to Postulated Fast Reactor Power Excursions. - LA-UR-79-834. - Los Alamos Scientific Laboratory, 1979.
 190. *Lewis E. E.* Nuclear Power Reactor Safety. - John Wiley and Sons. - New York, 1977. - Chapter 5.
 191. *Kirbiyik M., Garner P. L., Refling J. G. and Reynolds A. B.* Hydrodynamics of Post-Disassembly Fuel Expansion // Nucl. Eng. and Des. - № 35, 1975. - P. 441 - 460.
 192. *Hicks E. P. and Menzies D. C.* Theoretical Studies on the Fast Reactor Maximum Accident // Proc. of the Conf. on Safety, Fuels, and Core Design in Large Fast Power Reactors. - ANL-7120, 1965. - P. 654 - 670.
 193. *Padilla A.* Analysis of Mechanical Work Energy for LMFBR Maximum Accidents // Nucl. Tech. - 1971, № 12. - P. 348 - 355.
 194. *Cho D. H., Ivins R. O. and Wright R. W.* Pressure Generation by Molten Fuel-Coolant Interactions Under LMFBR Accident Conditions // Proc. of the Conf. on New Developments in Reactor Mathematics and Applications. - Idaho Falls, ID. - CONF-710302, 1971. - P. 25 - 49.
 195. *Amblard K. and Jacobs H.* Fuel Coolant Interaction; The CORRECT II UO₂-Na Experiment // Proc. of the Int. Meeting on Fast Reactor Safety Technology - III. - Seattle, WA. - 1979. - P. 1512 - 1519.
 196. *Jacobs H., Young M. F. and Reil K. O.* Fuel-Coolant Interaction Phenomena Under Prompt Burst Conditions // Proc. of the Int. Meeting on Fast Reactor Safety Technology - III. - Seattle, WA. - 1979. - P. 1520 - 1528.
 197. *Board S. J. and Caldarola L.* Fuel Coolant Interactions in Fast Reactors // ASME Symposium on the Thermal and Hydraulic Aspects of Nuclear Reactor Safety. - ASME Winter Meeting. - New York, NY. - 1979.
 198. *Bankoff S. G.* Vapor Explosions: A Critical Review // Sixth Int. Heat Transfer Conference. - Toronto, Canada, 1979.
 199. *Briggs A. J., Fishlock T. F. and Vaughan G. J.* A Review of Progress with Assessment of MFCI Phenomenon in Fast Reactors. - Following the CSNI Specialist Meeting in Bournemouth // - April 1979. - Proc. of the Int. Meeting on Fast Reactor Safety Technology - Seattle, WA, 1979. - P. 1502 - 1511.

200. *Fauske H. K.* The Role of Nucleation in Vapor Explosions. - Trans. Am. Nucl. Soc., IS. - 1972. - P. 813.
201. *Colgate S. A. and Sigurgeirsson T.* Dynamic Mixing of Water and Lava // Nature. - 1973, № 744. - P. 552 - 555.
202. *Board S. J., Hall R. W. and Hall R. S.* Detonation of Fuel Coolant Explosions // Nature. - 1975, № 254. - P. 319 - 321.
203. *Baines M. and Buttery N. E.* Differential Velocity Fragmentation in Liquid-Liquid Systems. - RD/B/N4643. - Berkely Nuclear Laboratories. - September 1979.
204. *Cronenberg A. W. and Grolmes M. A.* Fragmentation Modeling Relative to the Breakup of Molten UO_2 in Sodium // NucL Safety. - 1975, № 16 (6).
205. *Glueckler E. L. and Baker L.* Post Accident Heat Removal in LMFBR's. - O. C. Jones and S. G. Bankoff, eds. - Liquid Metal Fast Breeder Reactors. - Vol. 2. - The American Society of Mechanical Engineers. - NY, 1977. - P. 287 - 325.
206. *Kazimi M. S. and Chen J. C.* A Condensed Review of the Technology of Post-Accident Heat Removal for the Liquid-Metal Fast Breeder Reactor // Nucl. Tech. - № 38, 1978. - P. 339 - 366.
207. *McCormack D., Postma A. K. and Schur J. A.* Water Evolution front Heated Concrete. - HEDL-TME 78-8. - Hanford Engineering Development Laboratory, February 1979.
208. *Hassberger J. A.* Intermediate Scale Sodium-Concrete Reaction Tests HEDL-TME 77-99. - Hanford Engineering Development Laboratory, March 1978.
209. *Hassberger J. A.* Intermediate Scale Sodium-Concrete Reaction Tests with Basalt and Limestone Concrete. - HEDL-TME 79-55. - Hanford Engineering Development Laboratory, September 1980.
210. *Beiriger P., Hopenfeld J., Silberberg M. et al.* SOFIRE-II User Report. - AI-AEC-13055. - Atomic International, 1973.
211. *Leibowitz L.* Thermodynamic Equilibria in Sodium-Air Systems // J. Nucl. Materials. - 1967, № 23. - P. 233 - 235.
212. *Humphreys J. R.* Sodium-Air Reactions as they Pertain to Reactor Safety and Containment // Proc. of Second Int. Conference on Peaceful Uses of Atomic Energy. - Geneva. - 1958, Vol. 22. - P. 177.
213. *Krolkowski T. S., Leibowitz L., Wilson R. E. et al.* The Reaction of a Molten Sodium Spray with Air in an Enclosed Volume. - Part I. Experimental Investigations // Nuc. Sci Eng. - 1969, № 38. - P. 156 - 160.
214. *Dalle Donne M. and Meyer L.* Turbulent Convective Heat Transfer from Rough Surfaces with Two-Dimensional Rectangular Ribs // Int. J. Heat Mass Transfer. - 1977, № 20. - P. 581 - 620.
215. *Baxi C. B. and Dalle Donne M.* Fluid Flow and Heat Transfer in the Gas Cooled Fast Breeder Reactor. - GA-A 15941 // General Atomic Report. - July 1980.
216. *Martelli A.* Thermo- und fluiddynamische Analyse von gasgekuhlten Brennelementbündeln. - KfK 2436 (EUR 5508d). - KfK Karlsruhe, 1977.

217. *Fleming K. N. and Raabe P. H.* A Comparison of Three Methods for the Quantitative Analysis of Common Cause Failures // Trans. Probabilistic Analysis of Nuclear Reactor Safety. - May 8 - 10, 1978. - Los Angeles, CA, ISBN: 0-89448-101-0. - Vol. 3, 1978.
218. *Croft M., Del Bene J. V. and Torri A.* Natural Convection Effects in a GCFR Subassembly During Loss of Flow with Scram Conditions // Proc. of the Int. Meeting on Fast Reactor Safety Technology. - III. - Seattle, WA, 1979. - P. 675.
219. *Hanson D. L. and Giger A. J.* PLOF Accident Preview: Results of a Test Employing 34 Simulated GCFR Fuel Rods // Proc. of the Int. Meeting on Fast Reactor Safety Technology. - Seattle, WA, 1979. - P. 1868.
220. *Wei T. Y. C., Sevy R. H. and Gelbard E. M.* Neutron Streaming Effects During an Unprotected Loss of Flow Accident in a GCFR // Proc. of the Int. Meeting on Fast Reactor Safety Technology. - Seattle, WA, 1979. - P. 171.
221. *Wei T. Y. C. and Sevy R. H.* Neutron Streaming Effects During a GCFR HCDA - B Mitigation Possibilities // Trans. ANS. - 1980, № 34. - P. 528.
222. *Morris E. E. and Sevy R. H.* Energetics Following Loss of Cooling in a Shutdown GCFR // Trans. ANS. - 1980, № 34. - P. 529.
223. *Connor J. G. and Giltrud M. E.* Evaluation of GCFR PCR/V Containment Capability. - NSWC/NOL/TR 77 - 42. - Naval Surface Weapons Center, 1977.
224. *Baker L., Chasanov M. G., Gabor J. D. et al.* Heat Removal from Molten Fuel Pools // Proc. of the Int. Meeting on Fast Reactor Safety and Related Physics, (CONF-7610Q1). - Chicago, IL. - October 5 - 8, 1976. - P. 2056.
225. *Dalle Donne M., Dorner S. and Schumacher G.* Development Work for a Borax Internal Core-Catcher for a Gas-Cooled Fast Reactor // Nuc. Tech. - 1978, № 39. - P. 138 - 154.
226. *Fieg C.* Heat Transfer Measurements of Internally Heated Liquids in Cylindrical Convection Cells // Proc. of the 4th PA IIR Information Exchange Meeting. - Varese, Italy. - October 10 - 12, 1978. - P. 144.
227. *Leibowitz L., Chang E. C., Chasanov M. G. et al.* Properties for LMFBR Safety Analysis // ANL-CEN-RSD-76-1. - Argonne National Laboratory. - March, 1976.
228. *Письмо п/я А-7291 № 040-9253 от 24.11.1976 г.*
229. *О причинах и обстоятельствах аварии на 4 блоке Чернобыльской АЭС 26 апреля 1986 года: Доклад комиссии Государственного комитета СССР по надзору за безопасным ведением работ в промышленности и атомной энергетике.* - М., 1991.
230. *INSAG-7. Чернобыльская авария. Дополнение к INSAG-1: Доклад международной группы по ядерной безопасности.* - Серия изданий по безопасности № 75-INSAG-7. - Вена, МАГАТЭ. - 1992.

231. *Миронов Ю. В., Никитин Ю. М., Фомичева Т. И., Доморадов Е. А.* Анализ динамики РБМК-1000 при разрыве напорного коллектора на малой мощности // Атомная энергия. - Август 1993. - Т. 75, вып 2.
232. *Авария на ЧАЭС и ее последствия.* Информация, подготовленная для совещания экспертов МАГАТЭ. - Вена, 25 - 29 августа 1986 г. - Ч. 1 и 2 / ГКАЭ СССР. - 1986.
233. *INSAG-1.* Итоговый доклад о Совещании по рассмотрению причин и последствий аварии в Чернобыле: Доклад международной группы по ядерной безопасности. - Серия изданий по безопасности №75-INSAG-1. - Вена, МАГАТЭ. - 1986.
234. *Письмо п/я А-1758 № 033-08/67* от 23.12.1983.
235. *Письмо п/я А-7291 № 050-01/1-120* от 02.02.1984.
236. *Доллежалъ Н. А., Емельянов И. Я.* Канальный ядерный энергетический реактор. - М.: Атомиздат, 1980. - 208 с.
237. *Шараєвський І. Г.* Розпізнавання передаварійних теплогідравлічних процесів у водоохолоджуваних ядерних енергетичних реакторах Авто-реф. дис. ... докт. техн. наук. - К.: ІПБ АЕС НАН України. - 2010. - 36 с.

У монографії розглянуто теплофізичні аспекти потенційно можливих тяжких аварій у реакторних відділеннях сучасних АЕС. Наведено приклади виникнення та розвитку проектних і запроектних аварій, що мали місце у світовій атомній енергетиці. Проаналізовано найважливіші аспекти динаміки теплообміну в типових аварійних ситуаціях, а також розрахункову методологію їхнього врахування. Стосовно до можливих тяжких аварій ядерних енергетичних реакторів удосконалено низку уявлень про динаміку розвитку аварій у конструктивних елементах реакторних відділень та відповідних методологічних принципів, що можуть бути використані в якості вихідних передумов для вибору заходів щодо локалізації та ліквідації аварійних ситуацій.

Призначена для наукових працівників, спеціалістів ядерної енергетики, а також для аспірантів та студентів.

Наукове видання

Серія «Теплофізика атомних електростанцій»

**Ключников Олександр Олександрович, Шараєвський Ігор Георгійович,
Фіалко Наталія Михайлівна, Зімін Леонід Борисович,
Шараєвська Олена Ігорівна**

ТЕПЛОФІЗИКА АВАРІЙ ЯДЕРНИХ РЕАКТОРІВ

Монографія

(Російською мовою)

Формат 70×100¹/₁₆. Умов. друк. арк. 42,9. Тираж 500 пр. Зам № 12-16.

Інститут проблем безпеки АЕС НАН України
Київська обл., 07270, м. Чорнобиль, вул. Кірова, 36-а
Свідоцтво суб'єкта видавничої справи ДК № 2114 від 25.02.2005 р.

Віддруковано ВАТ «Віпол»
03151, м. Київ, вул. Волинська, 60
Свідоцтво суб'єкта видавничої справи ДК № 752 від 27.12.2001 р.