

6155836 ф

**РАСЧЕТНЫЕ
МЕТОДЫ
В МЕХАНИКЕ
ГОРНЫХ
УДАРОВ
И ВЫБРОСОВ**

СПРАВОЧНОЕ ПОСОБИЕ



Б 155836 ф

РАСЧЕТНЫЕ МЕТОДЫ В МЕХАНИКЕ ГОРНЫХ УДАРОВ И ВЫБРОСОВ

СПРАВОЧНОЕ ПОСОБИЕ

СПГГИ(ТУ)

Главная библиотека



P

3076628

ВОЗВРАТИТЕ КНИГУ НЕ ПОЗЖЕ
обозначенного здесь срока

РПМ БАН. з. 42, т. 1 000 000, 26-12-89 г.

818290



МОСКВА "НЕДРА" 1992

ББК 33н
Р 24
УДК 622.831.32'322(03)

Авторы:

И. М. Петухов, А. М. Линьков, В. С. Сидоров, В. В. Зубков,
И. А. Зубкова, В. П. Кузнецов, Н. В. Кротов, А. А. Гребенщиков,
Е. Д. Ходырев, М. А. Тлеужанов, М. Г. Мустафин

Организация-спонсор – Всесоюзный научно-исследовательский институт горной геомеханики и маркшейдерского дела (ВНИМИ)

Расчетные методы в механике горных ударов и выбросов
Р 24 сов: Справочное пособие/И. М. Петухов, А. М. Линьков,
В. С. Сидоров и др. – М.: Недра, 1992. – 256 с.: ил.
ISBN 5-247-02651-9

Изложены методы расчета напряжений в нетронутом массиве горных пород и вокруг выработок в зонах опорного давления и разгрузки, а также размеров целиков в допредельном режиме и режимах разрушения и остаточной несущей способности. Описаны способы определения защищенных зон и зон повышенного горного давления. Рассмотрены проблемы устойчивости горных пород, склонных к горным ударам. Обоснован выбор оптимальных вариантов развития очистных работ.

Для инженерно-технических работников горнодобывающей промышленности.

Р 2502010700-150
043(01)-92 226-92

ББК 33н

Справочное издание

Петухов Игнатий Макарович,
Линьков Алексей Михайлович,
Сидоров Владимир Семенович и др.

093813

РАСЧЕТНЫЕ МЕТОДЫ В МЕХАНИКЕ ГОРНЫХ УДАРОВ И ВЫБРОСОВ

Заведующий редакцией *Е. И. Кит*
Редакторы издательства *Г. Ф. Григорьев, М. М. Титова*
Технический редактор *Л. Я. Голова*
Корректор *Е. С. Глуховская*

ИБ № 9142

Сдано в набор 17.06.91. Подписано в печать 13.03.92. Формат 60×88/16.
Бумвага офсетная Гарнитура Пресс-Роман. Печать офсетная. Усл. печ.
л. 15,68. Усл. кр.-отг. 16,05. Уч.-изд. л. 17,52. Тираж 1000 экз. Заказ
916/2971-1.

Издательство «Недра», 125047, Москва, Тверская застава, 3
Набрано в московской типографии № 11 Министерства печати и информации
Российской Федерации. 113105, Москва, Нагатинская ул., д. 1.

Отпечатано в московской типографии № 9 НПО «Всесоюзная книжная палата»
Министерства печати и информации Российской Федерации. 109033, Москва, Во-
лочаевская ул., 40

ISBN 5-247-02651-9

© Коллектив авторов, 1992

Предисловие

Работникам научно-исследовательских, проектных и учебных институтов, производственных организаций разного уровня, решающим вопросы безопасной и эффективной эксплуатации недр, приходится выполнять многие расчеты по оценке и прогнозу напряженного состояния массива горных пород. Необходимость в таких расчетах возникает на всех стадиях освоения месторождений полезных ископаемых, начиная от их детальной разведки и кончая отработкой.

В настоящем справочном пособии впервые комплексно излагаются существующие подходы и методы расчета напряжений в нетронутом массиве горных пород и в районах, осложненных влиянием горных разработок. В большинстве своем эти методы изложены в виде, удобном для использования инженерно-техническими работниками. Изложение сопровождается необходимыми номограммами, таблицами, графиками и пояснениями. Часть наиболее сложных методов и задач доведена до стадии, когда работники предприятий и организаций будут в состоянии правильно сформулировать задачу и с привлечением ВНИМИ выполнить ее решение. Вместе с тем, авторы отдают себе отчет в том, что в справочном пособии рассмотрены далеко не все встречающиеся в практике горного дела случаи. Однако большинство подобных случаев в той или иной мере может быть без особых затруднений рассмотрено по аналогии с изложенными в книге.

В последние годы широкое распространение получили персональные компьютеры, что позволило ввести диалоговый режим и добиться наглядности подготовки исходной информации и отображения результатов расчетов на дисплее.

В написании отдельных разделов справочного пособия участвовали: И. М. Петухов (предисловие, разд. 1–10), А. М. Линьков (предисловие, 2.2–2.3, 3–7, 9), В. С. Сидоров (2, 3, 6–8, 10), В. В. Зубков (2, 5, 7, 8, 10, приложение), И. А. Зубкова (3, 4, 7, 8, 10, приложение), В. П. Кузнецов (6, 7, 9, 10), Н. В. Кротов (7, 8, 10), А. А. Гребенщиков (9, 10), Е. Д. Ходырев (2, 9, 10), М. А. Тлеужанов (5, приложение), М. Г. Мустафин (6, 10).

Авторы выражают надежду, что предлагаемое справочное пособие окажется полезным горнякам-производственникам, проектировщикам и научным работникам горного профиля и будет способствовать своевременному и обоснованному учету геомеханики горного массива при обеспечении безопасной и эффективной эксплуатации недр и строительстве подземных сооружений, а также дальнейшему развитию теории горных ударов, внезапных выбросов угля, породы и газа и геомеханики в целом.

1. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ О ПРОБЛЕМАХ ГОРНЫХ УДАРОВ И ВНЕЗАПНЫХ ВЫБРОСОВ

1.1. СОСТОЯНИЕ ВОПРОСА

Проблемы горных ударов и внезапных выбросов угля, породы и газа возникли около 200 лет назад и до настоящего времени являются актуальными для многих горнопромышленных районов мира. Значительная аварийность по причине горных ударов и выбросов существует в шахтах Польши, ФРГ, Индии, Франции, Чехо-Словакии, ЮАР при разработке угольных, рудных и нерудных месторождений.

На угольных шахтах нашей страны первые горные удары возникли в 40-е годы в Кизеловском угольном бассейне. Позднее разработка удароопасных пластов стала характерной для всех основных угольных бассейнов и месторождений. В последние десять лет на 194 шахтах Кизеловского, Кузнецкого, Печорского и Приморского бассейнов, Ткибули-Шаорского, Шурабского, Сулюктинского и Кызыл-Кийского месторождений насчитывается 847 шахтопластов, опасных по горным ударам или выбросам, в том числе свыше 100 шахтопластов, одновременно опасных как по горным ударам, так и по внезапным выбросам угля и газа. Всего в угольных шахтах произошло 750 горных ударов (рис. 1.1), многие из которых, особенно в 50–60-е годы, были сопряжены с тяжелыми последствиями.

В 70-е годы начали проявляться горные удары при разработке глубоких залежей на Североуральском бокситовом, Таштагольском железорудном, Кольском апатитовом, Октябрьском полиметаллическом месторождениях. Всего произошло 350 горных ударов (см. рис. 1.1). Число рудных и нерудных месторождений, склонных к горным ударам, превысило 80.

Первые внезапные выбросы угля и газа в нашей стране были отмечены в начале XX века на шахтах Донбасса. К настоящему времени на шахтах Донецкого, Кузнецкого, Карагандинского, Печорского бассейнов и месторождений Дальнего Востока зарегистрировано около 6 тыс. выбросов угля и газа (рис. 1.2), более половины которых произошло при взрывных работах в режиме сотрясательного взрывания. Проблема предотвращения выбросов угля и газа является актуальной более чем для 200 шахт всех объединений, которые обрабатывают опасные и угрожаемые пласты, и пласты, разрабатываемые с прогнозом. На

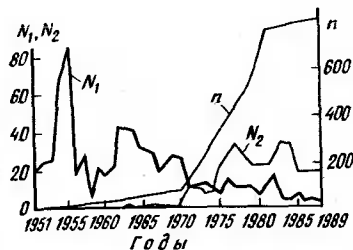


Рис. 1.1. Динамика числа угольных шахтопластов n , склонных к горным ударам, числа горных ударов на угольных (N_1) и рудных (N_2) шахтах

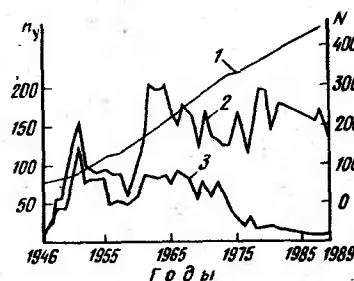


Рис. 1.2. Динамика числа выбросоопасных шахтопластов N и числа выбросов угля и газа: 1 — число вы выбросоопасных пластов; 2 — общее число выбросов, включая спровоцированные взрывами; 3 — число внезапных выбросов

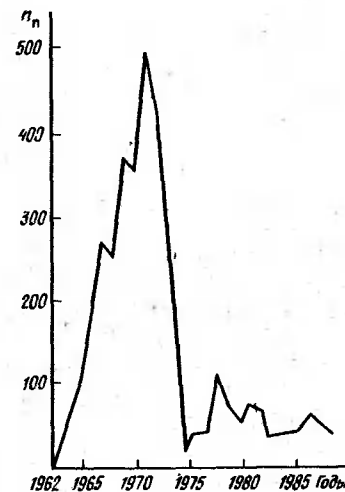


Рис. 1.3. Динамика числа выбросов породы и газа $n_{н}$

долю таких пластов приходится пятая часть всей добычи угля на шахтах.

Наибольшая опасность проявления выбросов угля и газа существует в Донецком бассейне, на который приходится 75% шахт и шахтопластов, склонных к внезапным выбросам угля и газа, и 88% всех случаев внезапных выбросов. Кроме того, 10 шахт Донбасса опасны по выбросам породы и газа при проведении горных выработок по выбросоопасным песчаникам, общее число таких явлений при взрывных работах превысило 3,5 тысячи выбросов (рис. 1.3).

Эффективное решение проблем борьбы с горными ударами и выбросами имеет не только народнохозяйственное, но и большое социальное значение.

Головными институтами по решению проблем горных ударов и внезапных выбросов являются соответственно ВНИМИ и ИГД им. А. А. Скочинского.

За последние 40 лет выполнены широкие комплексные исследования, разработан и внедрен на шахтах ряд эффективных способов и средств прогноза и борьбы с горными ударами и выбросами, разработаны основы теории горных ударов и выбросов. В результате резко сократилось число внезапных выбросов угля, породы и газа на угольных шахтах, единичные горные удары происходят на них лишь в случаях нарушения требований по их предотвращению. Более чем в два раза уменьшилось число горных ударов на шахтах, разрабатывающих рудные и нерудные месторождения.

Однако проблемы борьбы с горными ударами и выбросами продолжают оставаться актуальными: еще наблюдаются случаи внезапных выбросов угля и газа, в том числе с тяжелыми последствиями, не полностью закончено внедрение достаточно эффективного комплекса мер предотвращения горных ударов на шахтах, разрабатывающих рудные и нерудные месторождения и опасность их проявления остается, все еще высока трудоемкость работ по применению локальных мер борьбы с выбросами и горными ударами. При этом их актуальность сохранится в будущем в связи со все возрастающей глубиной разработки месторождений.

Большой опыт ведения горных работ на ударо- и выбросоопасных месторождениях, использование в практике горного дела основных положений теории горных ударов и энергетически-силовой теории выбросов, фундаментального открытия закономерности разрушения горных пород в подземных условиях (открытие № 337), а также наличие методов и программного обеспечения для расчета напряженного и газодинамического состояния горных массивов, привели к принципиально новому единому подходу в решении проблем прогноза и предотвращения динамических и газодинамических явлений в глубоких шахтах. Указанный подход, основы которого заложены ВНИМИ еще в начале 50-х годов, заключается в разработке способов и средств целенаправленного управления ударо- и выбросоопасностью угольных пластов и пород на основе прогнозных представлений о напряженном и газогидродинамическом состоянии горного массива на всех стадиях отработки пласта, группы пластов, шахтного поля и месторождения в целом.

При этом управление горным и газовым давлением в процессе отработки шахтного поля (месторождения) может применяться не только при борьбе с горными ударами и внезапными выбросами, но и при решении всех других геомеханических проблем, возникающих при разработке месторождений на больших глубинах, что требует учета блочного строения и естественного напряженного

состояния горных массивов при проектировании, строительстве и эксплуатации шахт.

1.2. ПРИРОДА ГОРНЫХ УДАРОВ И ВНЕЗАПНЫХ ВЫБРОСОВ

Для создания безопасной и эффективной технологии разработки ударо- и выбросоопасных пластов имеется достаточно развитая теоретическая база.

Широкими комплексными исследованиями, выполненными в нашей стране, установлено, что в проявлении горного удара принимает участие система, включающая в себя разрушающуюся часть угля (породы) и часть прилегающего массива горных пород. На этом и построены разработанные основы теории горных ударов [34, 37].

Геомеханическая модель, иллюстрирующая схему притока энергии из вмещающих пород в очаг разрушения угля (породы) при горном ударе, приведена на рис. 1.4. Энергия горного удара W складывается из энергии $W_{вн}$, накопленной разрушающимся углем (породой), и энергии $W_{вн}$ упругих деформаций горных пород, прилегающих к целику или краевой части пласта угля (породы). Именно приток энергии извне ($W_{вн}$) сообщает динамичность горному удару.

Приведенная геомеханическая модель участия вмещающих пород в энергетическом балансе горного удара одинаково пригодна для объяснения энергетического баланса как горного удара в целике или краевой части массива, так и толчка в массиве, ибо динамический характер проявления толчка также обусловлен избыточным притоком энергии из окружающих горных пород. Разрушение породы при сдвиге на площадке ΔS приводит к выделению энергии из некоторых объемов породы V , прилегающих с обеих сторон к площадке ΔS , т. е. и здесь при разрушении массива породы реализуются условия мягкого нагружения.

Исходя из изложенного, горный удар есть результат разрушения предельно напряженной части массива горных пород в зоне влияния горных выработок, возникающего в условиях, когда скорость изменения напряженного состояния в этой части превышает скорость релаксации напряжений в ней*. При этом реализуются условия «мягкого» нагружения, когда приток энергии из внешней среды превышает возможность ее поглощения при разрушении. Эти положения одинаково относятся как к горным ударам, происходящим в целиках и краевых частях массива пород, так и к горным ударам типа толчков, возникающих при подвижках в блочном массиве пород по имеющимся или вновь

* Это положение отражено в закономерности, зарегистрированной открытием № 337, авторами которого являются И. М. Петухов, В. П. Кузнецов, А. Н. Зорин, А. М. Линьков, А. С. Полуянский и В. В. Тарасев.

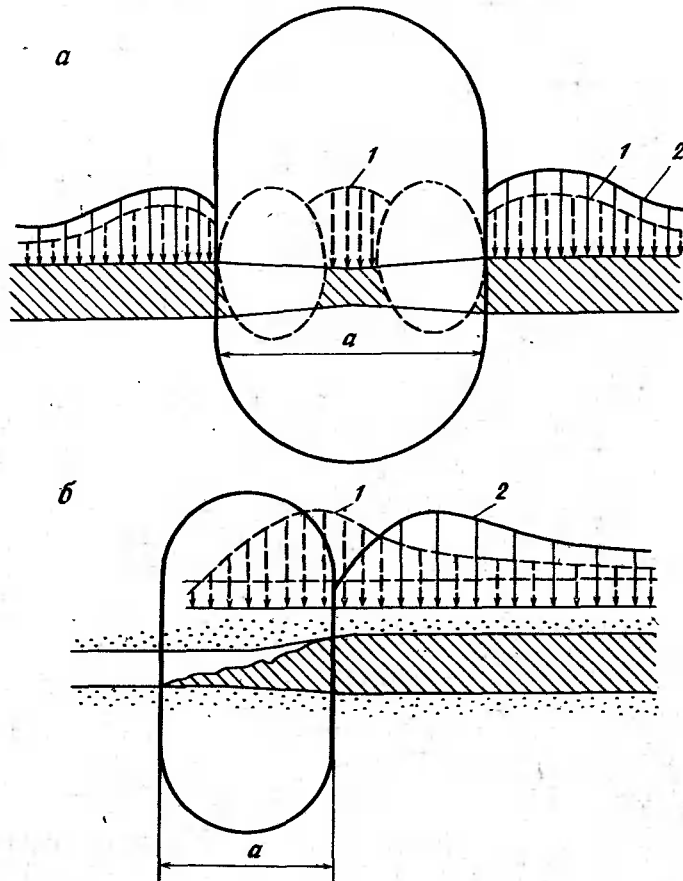


Рис. 1.4. Схема, отражающая участие вмещающих пород в проявлении горных ударов в целике (а) и краевой части пласта (б): 1 — зоны опорного давления и разгрузки до горного удара; 2 — то же, после горного удара

появляющимся поверхностям ослабления.

Показателем динамичности горного удара может служить коэффициент

$$K_d = W_{вн} / W_p,$$

где $W_{вн}$ — энергия, которая поступает из внешней среды после преодоления сопротивления материала породы действию сжатия, сдвига, растяжения или их комбинаций; W_p — энергия, необходимая для разрушения материала.

Значение K_d может изменяться от нуля до 10 и более,

Природа горных ударов, энергетические особенности их разновидностей будут более понятны, если рассматривать массив горных пород, в который внедряются горные выработки, во-первых, как единую систему, имеющую определенный запас потенциальной энергии упругого деформирования, изменяющейся под влиянием горных работ, и, во-вторых, как блочную систему, напряженное и механическое состояние каждого блока в которой определяется его пространственным положением в этой системе, степенью и характером взаимодействия с соседними блоками [1].

Установленные закономерности разрушения горных пород в условиях предельно напряженного состояния, касающиеся, во-первых, соотношения скорости нагружения и скорости релаксации напряжений, и, во-вторых, — притока энергии извне, реализуются не только при горных ударах, но и в полную меру при внезапных выбросах угля, породы и газа. Последнее нашло отражение в энергетически-силовой теории внезапных выбросов угля, породы и газа [37].

Энергетически-силовая теория выбросов [37] отражает участие горного и газового давления на всех этапах подготовки и проявления выбросов, начиная с оценки состояния нетронутого массива горных пород и угля, его состоянием вблизи выработки, энергетического баланса выброса, конечная условиями потери устойчивости, распространения волн разрушения и движения смеси газа и угольной мелочи, и достаточно убедительно дает обоснование методов прогноза, предотвращения и ограничения последствий выбросов угля, породы и газа.

Выявленные черты общности и различия в механизме подготовки и проявления горных ударов и внезапных выбросов угля и газа позволили поставить вопрос о создании общей теории горных ударов и выбросов, включающей в себя общие черты частных теорий с выделением особенностей каждого из рассматриваемых явлений. В первой редакции основы такой теории сформулированы в работе [37].

Создание общей теории дает возможность рассмотреть с единых позиций прогноз и предотвращение горных ударов и выбросов, вопросы безопасного и эффективного ведения горных работ в условиях их проявления. Это тем более необходимо, что в условиях частого соседства ударо- и выбросоопасных пластов решение вопросов их безопасной отработки может строиться только на основе совместного их рассмотрения. Кроме того, как отмечалось выше, имеется много пластов, одновременно опасных по обоим явлениям.

Блочный массив горных пород, имеющий определенный запас энергии упругого деформирования, в процессе внедрения в него горных выработок, а особенно в процессе ведения очистных работ деформируется прежде всего по имеющимся в нем поверх-

ностям ослабления – границам блоков, тектоническим нарушениям, макроструктурным отдельностям. В этом плане особое место занимает вопрос о толчкообразном характере деформирования массива горных пород.

Закономерность поведения блочного массива горных пород с дискретным распределением механических свойств и напряжений заключается в том, что изменение напряженно-деформированного состояния и энергии под воздействием горных разработок в массиве, находящемся в целом или на отдельных участках в предельно напряженном состоянии, происходит толчкообразно за счет отдельных актов разрушений (подвижек), возникающих в условиях «мягкого» нагружения.

Особенно интенсивно процесс толчкообразного деформирования массива происходит на месторождениях, расположенных в зонах сжатия и сдвига земной коры, когда изменение напряженного состояния горного массива под влиянием разработки полезного ископаемого идет в условиях высвобождения его от высоких напряжений, действующих в горизонтальной плоскости. При этом толчкообразное деформирование массива в одном месте вызывает перераспределение напряжений и, соответственно, проявление толчков в другом. Блочный массив горных пород толчкообразно деформируется, приспособляясь к новому напряженному состоянию, стремится ийти в нем устойчивость. Как установлено исследованиями, на Ткибули-Шаорском угольном и Североуральском бокситовом месторождениях сейсмическая энергия толчков достигает 10^6 – 10^9 Дж, вызывая обрушение пород в недостаточно закрепленных горных выработках или проявление в них горно-тектонических ударов.

С этой общей позиции единую природу имеют толчки и мелкофокусные землетрясения, происходящие при выемке твердых полезных ископаемых на больших глубинах (Ткибули-Шаорское угольное, Североуральское бокситовое и Таштагольское железорудное месторождения), при строительстве и эксплуатации гидротехнических сооружений (Красноярская, Саяно-Шушенская, Токтогульская и другие гидроэлектростанции), при массовых взрывах; при эксплуатации месторождений жидких и газообразных полезных ископаемых (нефтяные месторождения Западной Сибири, Татарии, Куйбышевской области и др.). Во всех этих случаях происходит толчкообразное деформирование блочного массива горных пород в условиях перехода его на отдельных участках в предельно напряженное состояние.

Таким образом, техногенные землетрясения, возникающие в земной коре в результате деятельности человека, относятся к толчкам, многие из которых могут развиваться в горно-тектонические удары, с разрушением горных выработок и других подземных, а в ряде случаев и наземных сооружений и объектов [34].

Это предполагает необходимость серьезного изучения толчков в горном массиве во всем многообразии их проявлений и в выработке эффективных мер по их прогнозу, возможному управлению толчкообразным деформированием массива и созданию безопасных условий для эффективной эксплуатации месторождений и сооружений различного назначения в районах, опасных по проявлению техногенных толчков.

1.3. КЛАССИФИКАЦИЯ ЯВЛЕНИЙ

Исходя из теоретических представлений о природе горных ударов принято их подразделение на стрельяния, микроудары, собственно горные удары (разрушительные горные удары), толчки и горно-тектонические удары.

Стрельяние – хрупкое разрушение породы (руды, угля) на обнажении, проявляющееся в виде отскакивания от краевой части массива линзообразных пластин различных размеров и сопровождающееся резким звуком. Объем разрушенных пород при стрельянии, как правило, не превышает $0,5 \text{ м}^3$.

Микроудар – хрупкое разрушение краевой части целика или массива на глубину до 1 м от обнажения, проявляющееся в виде выброса породы (руды, угля) в горные выработки объемом до 2–3 м³ без тяжелых разрушительных последствий и без нарушения технологического процесса в очистном или подготовительном забое. Микроудар сопровождается резким звуком, незначительным сотрясением массива и образованием пыли.

Собственно горный удар (или разрушительный горный удар) – хрупкое разрушение целика, его части или части массива пород (руды, угля) на глубину свыше 1 м от обнажения с выбросом горной массы в объеме обычно более 3 м³ с тяжелыми разрушительными последствиями, нарушающими технологический процесс. Удар сопровождается резким звуком, сильным сотрясением массива, образованием большого количества пыли и воздушной волной. Энергетический уровень разрушения (по сейсмической энергии) превышает 100 Дж.

Толчок – хрупкое разрушение пород в глубине массива без разрушения их вблизи горных выработок. Толчок сопровождается сотрясением массива и резким звуком. Возможно появление пыли, образование трещин в бетонной крепи и обрушение пород на недостаточно надежно закрепленных участках. Энергетический уровень разрушения может достигать 10^9 Дж.

Горно-тектонический удар – хрупкое разрушение пород в глубине массива в виде толчка, который вызывает хрупкое разрушение пород (руды, угля) в целиках и краевых частях массива, прилегающего к выработкам, в форме разрушительного горного удара. Горно-тектонический удар со-

провождается сильным сотрясением массива, резким звуком, образованием пыли и воздушной волной.

По условиям нагружения участков групп: в изолированной подготовительной выработке; в очистной выработке; в целике; в целике, прорезанном выработкой; в целике, отделенном от массива выработкой; при разломе почвы выработок; при бурном разрушении кровли в очистных выработках при первичных по-сздаках.

В соответствии с положениями энергетически-силовой теории внезапный выброс угля (породы) и газа представляет собой хрупкое разрушение угля (породы) впереди забоя горной выработки в результате силового воздействия потенциальной энергии упругого деформирования пород и угля и энергии свободного газа с выносом горной массы расширяющимся газом с тяжелыми разрушительными последствиями. Выброс сопровождается глухими ударами, сотрясением массива, воздушной волной и заполнением горной выработки выброшенным углем (породой).

В разряд газодинамических явлений входят также обрушения (высыпания) с попутным газовыделением.

По аналогии с классификацией горных ударов возможно было бы выделить осыпания угля со стороны забоя, микровыбросы, не вызывающие нарушения технологического процесса, и собственно внезапные выбросы. Имеют место, по-видимому, и горнотектонические внезапные выбросы угля и газа, когда эти явления инициируются воздействием сейсмической энергии от проявления толчков в горном массиве. Возможно также классифицировать внезапные выбросы угля и газа по условиям накопления потенциальной энергии упругого деформирования и энергии газа в забоях подготовительных и очистных выработок при внезапных разломах почвы (кровли) выработок.

1.4. ОСНОВНЫЕ ПРИНЦИПЫ ПРОГНОЗА И ПРЕДОТВРАЩЕНИЯ ДИНАМИЧЕСКИХ И ГАЗОДИНАМИЧЕСКИХ ЯВЛЕНИЙ

Прогноз и предотвращение динамических и газодинамических явлений основываются на изыскании и использовании способов и средств управления напряженным и газодинамическим состоянием горного массива, его толчкообразным деформированием на стадиях проектирования, строительства и эксплуатации горных предприятий.

Соблюдение этого положения является непременным условием обеспечения безопасной и эффективной разработки месторождений, склонных к горным ударам, внезапным выбросам угля, породы и газа, да и вообще месторождений, характеризующихся повышенным горным и газовым давлением. Предпочтение отдается

региональным способам и средствам прогноза состояния массива и направленного воздействия на него, осуществляемым заблаговременно, что в наибольшей степени способствует эффективному и безопасному ведению горных работ. Такому подходу отвечает широкое использование метода геодинамического районирования, позволяющего раскрыть строение, напряженное состояние массива горных пород, его способность к толчкообразному деформированию на всех стадиях освоения месторождения, начиная с периода его разведки [1].

В прогнозе динамических и газодинамических явлений выделяются четыре главные стадии:

прогноз по результатам геодинамического районирования склонности горного массива в пределах месторождения к толчкообразному деформированию, характеризующему степень его удара- и выбросоопасности, а также содержание комплекса профилактических мер по безопасному ведению горных работ;

прогноз (выявление) угольных пластов, залежей и пород, склонных к горным ударам и внезапным выбросам, по результатам исследования их механических и фазово-физических свойств, параметров напряженного и газогидродинамического состояния горного массива;

текущий прогноз степени удара- или выбросоопасности участков угольных пластов, пород и залежей, осуществляемый инструментально рядом методов (по выходу буровой мелочи, раскалыванию керна на диски, скорости газовыделения, интенсивности акустической и электромагнитной эмиссии);

региональный прогноз горных ударов по месту с учетом фактора времени на основе микросейсмических наблюдений на постоянно действующих станциях.

В последние годы завершается создание систем непрерывного автоматизированного контроля удароопасности шахтных полей и месторождений в целом, особо опасных по горным ударам, типа «Регион-В» (частоты 0,5–8,5 Гц), отдельных участков типа «Гипоцентр» (10 Гц–1 кГц) и типа «Прогноз» (1–10 кГц) с последующим включением в эти системы применяемых в настоящее время экспресс-методов (частоты 10–40 кГц). Аналогичные системы предполагается применять на месторождениях, склонных к проявлению внезапных выбросов угля, породы и газа.

Комплекс мер по предотвращению опасности проявления динамических и газодинамических явлений включает в себя:

создание на шахтах научно обоснованной службы прогноза удароопасности и выбросоопасности участков пластов (пород), залежей и оценки эффективности мер борьбы с горными ударами, а на особо опасных шахтах – службы прогноза горных ударов по месту с учетом фактора времени;

исключение излишних концентраций горного и газового давления в местах ведения горных работ путем оптимальной рас-

кройки месторождения на шахтные поля, выбора последовательности направления их отработки, безцеликового поддержания выработок, использования полевых выработок;

применение региональных способов управления горным и газовым давлением путем использования защитных пластов (залежей), дегазации пластов в зонах разгрузки, гидрообработки опасных пластов;

применение региональных способов и средств создания безопасности работ на месторождениях, подверженных проявлению горно-тектонических ударов, путем использования на потенциально опасных участках горного массива гидроразрыва, масовых взрывов, вибрационного воздействия и др.;

уменьшения способности краевых частей угольного пласта (породы, залежи), прилегающих к горным выработкам, к упругому деформированию и накоплению больших запасов потенциальной энергии или энергии газа путем изменения их физико-механических свойств камуфлетными взрывами, нагнетанием воды, бурением разгрузочных скважин;

управление процессом хрупкого разрушения угля (пород) для предотвращения вредного влияния динамических и газодинамических явлений и снижения энергоемкости разрушения путем выбора оптимальных способов и средств выемки угля (пород), параметров и режима их применения.

В конкретных условиях могут осуществляться различные комбинации этих принципов.

Таким образом, безопасная и эффективная разработка месторождений на больших глубинах и прежде всего месторождений, подверженных горным ударам и внезапным выбросам, требует направленного управления состоянием горного массива региональными или локальными способами воздействия на него на основе прогнозных оценок строения, напряженного и газогидродинамического состояния до начала и в процессе всех этапов эксплуатации горных предприятий.

2. НАПРЯЖЕННОЕ СОСТОЯНИЕ НЕТРОНУТОГО ГОРНОГО МАССИВА

2.1. ОЦЕНКА ЗНАЧЕНИЙ ГЛАВНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ ДЛЯ ОТДЕЛЬНЫХ УЧАСТКОВ ЗЕМНОЙ КОРЫ

Земная кора (литосфера) разбита на платформы, мегаблоки и блоки различного иерархического уровня. Взаимодействие указанных элементов между собой представляет историю жизни зем-

ной коры, ее сложное строение и напряженное состояние. Это взаимодействие определяется, с одной стороны, внутренними процессами в самой литосфере, обусловленными взаимодействием ее с другими оболочками Земли (астроносферой, гидросферой, биосферой и атмосферой), а с другой – внешними силами, возникающими в результате гравитации, вращения Земли вокруг своей оси и по орбите, притяжения Солнца и Луны. Литосфера представляет собой сложную многофазную среду, в которой твердое вещество пропитано подвижными жидкостями и газами. Да и само твердое вещество в земной коре в зависимости от действующих сил и скорости деформаций обнаруживает либо свойства твердого тела, либо свойства вязкой жидкости.

Описание закономерностей поведения горных пород в таком массиве чрезвычайно сложно.

Пользуясь методом геодинамического районирования, представляется возможным систематизировать участки земной коры с выделением зон преобладающего сжатия, растяжения и сдвига и подойти к расчету напряжений в этих зонах с учетом специфики поведения горного массива в них.

В районах, в которых массив горных пород находится в зонах растяжения или, во всяком случае, не подвержен активному горизонтальному сжатию тектоническими силами, напряженное состояние пород может оцениваться по методу А. Н. Динника:

$$\sigma_1 = \gamma H; \quad \sigma_2 = \sigma_3 = \frac{\mu}{1-\mu} \gamma H, \quad (2.1)$$

где σ_1 – вертикальное главное напряжение; γ – удельный вес пород; H – глубина от поверхности; σ_2 и σ_3 – горизонтальные главные напряжения; μ – коэффициент поперечной деформации.

В районах, в которых массив горных пород находится в зонах сжатия или сдвига (а их, по-видимому, подавляющее большинство) для расчета напряжений можно воспользоваться подходом, основанным на концепции о предельно напряженном состоянии массива горных пород в этих районах [34, 38].

Горизонтальное сжатие земной коры создает условия для деформирования части ее, прилегающей к земной поверхности, и установления предельно напряженного состояния в массиве горных пород. Это означает, что максимальную составляющую напряжений в массиве горных пород σ_1 образует активная сила, действующая в горизонтальной (или близко к ней) плоскости. Действие этих напряжений уравнивается за счет влияния веса горных пород до земной поверхности. Действующие в вертикальном направлении напряжения $\sigma_3 = \gamma H$. Промежуточное напряжение σ_2 , действующее в горизонтальной плоскости, будет определяться как боковой отпор от напряжений σ_1 и σ_3 .

Принятая для расчета модель горного массива приведена на рис. 2.1.

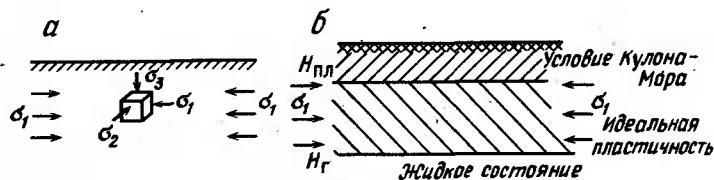


Рис. 2.1. Расчетная схема к оценке напряжений в зонах сжатия земной коры: а - общая схема; б - расчетная модель горного массива

Вблизи земной поверхности значение σ_1 принимается равным значению σ_0 - пределу прочности массива на сжатие с учетом коэффициента структурного ослабления. На глубине $H_{пл}$ ($H_{пл}$ - глубина начала пластического течения) $\sigma_1 = \gamma H_{пл} + 2\tau_{max}$, где τ_{max} - сопротивление пород сдвигу по паспорту прочности в условиях идеальной пластичности на глубине $H_{пл}$. На глубине H_r (H_r - глубина гидростатического поля напряжений) наступает гидростатическое напряженное состояние и

$$\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3 = \gamma H. \quad (2.2)$$

В процессах дальнейших исследований приведенные зависимости должны быть уточнены.

В частности, зависимость напряженного состояния от глубины на участке от земной поверхности до глубины $H_{пл}$ может быть охарактеризована аналитической зависимостью, следующей из условия Кулона - Мора для предельно напряженного состояния массива.

Условие Кулона - Мора с достаточной для практики точностью описывается уравнением эллипса

$$\tau = \frac{\beta + \sqrt{\beta^2 + 16k^2(p^2 - \beta^2)}}{16k^2}, \quad (2.3)$$

где $\beta = p - \gamma H$; p - давление на глубине $H_{пл}$; k - коэффициент, зависящий от прочностных свойств горного массива, а также от их возможного упрочнения с увеличением глубины, $k = \tau_{max}/\sigma_0$ (σ_0 - предел прочности на одноосное сжатие с учетом коэффициента структурного ослабления).

Главные напряжения

$$\sigma_1 = \gamma H + 2\tau; \quad \sigma_2 = \gamma H + \tau; \quad \sigma_3 = \gamma H. \quad (2.4)$$

Эти зависимости справедливы для оценки напряжений в области предельного состояния массива до некоторой глубины $H_{пл}$. Значение $H_{пл}$ ориентировочно может быть принято равным $(0,3-0,5) H_r$. Значение H_r , при котором устанавливается гид-

ростатическое распределение напряжений, зависит от температуры и среднего предела прочности горного массива.

Сопротивление сдвигу (предел «текучности») τ' при $H > H_{пл}$ будет уменьшаться и стремиться к нулю при $H \rightarrow H_r$, поскольку в жидком состоянии $\tau' \approx 0$. Если принять при $H > H_{пл}$ линейную зависимость изменения τ' с глубиной, то

$$\tau' = \tau(H_r - H)/(H_r - H_{пл}). \quad (2.5)$$

Угол внутреннего трения $\rho = 0$ будет иметь место на глубине $H_{пл}$, меньшей H_r , поскольку $\rho = 0$ соответствует идеальной пластичности.

Тогда главные напряжения

$$\sigma_1 = \gamma H + 2\tau'; \quad \sigma_2 = \gamma H + \tau'; \quad \sigma_3 = \gamma H. \quad (2.6)$$

Результаты расчета напряжений в зоне сжатия земной коры по приведенным зависимостям представлены на графике (рис. 2.2). При расчете были приняты следующие значения исходных параметров: $\sigma_0 = 40$ МПа; $H_r = 25$ км. Из графика видно, что разность значений $\sigma_1 - \sigma_3$ растет с увеличением глубины разработки за счет повышения всестороннего сжатия, а затем она уменьшается из-за снижения предела текучести пород. При $H \rightarrow H_r$ эта разность стремится к нулю вследствие того, что в жидком состоянии породы не выдерживают касательных напряжений. При $H > H_r$ распределение напряжений в зоне сжатия земной коры будет гидростатическим. Из рассмотрения графика следует также, что для практических целей достаточно прямолинейной аппроксимации распределения напряжений.

Выше был рассмотрен случай, когда горизонтальные напряжения сжатия таковы, что весь массив торных пород находится в предельно напряженном состоянии. Показателем необходимых напряжений может служить среднее значение напряжений $\sigma_{ср}$ (рис. 2.3):

$$\sigma_{ср}^{min} \leq \sigma_{ср} \leq \sigma_{ср}^{max}, \quad (2.7)$$

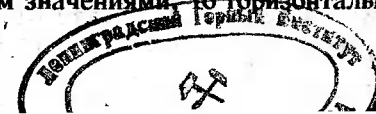
где $\sigma_{ср}^{min}$ и $\sigma_{ср}^{max}$ - напряжения, действующие соответственно в предельно напряженном и упругом массивах.

$$\begin{aligned} \sigma_{ср}^{max} &= 0,5(\sigma_{сж} + k\sigma_{сж} + \gamma H_{пл})H_{пл}/H_r + \\ &+ 0,5(k\sigma_{сж} + \gamma H_{пл} + \gamma H_r)(1 - H_{пл}/H_r); \\ \sigma_{ср}^{min} &= 0,5 \lambda \gamma H_D(H_D/H_r + 0,5)(\lambda \gamma H_D + \gamma H_r). \end{aligned} \quad (2.8)$$

где H_D - глубина правомерности решения А. Н. Динника; λ - коэффициент бокового распора.

Если напряжения $\sigma_{ср}$ находятся в промежутке между максимальным и минимальным значениями, то горизонтальных сил уже

818290



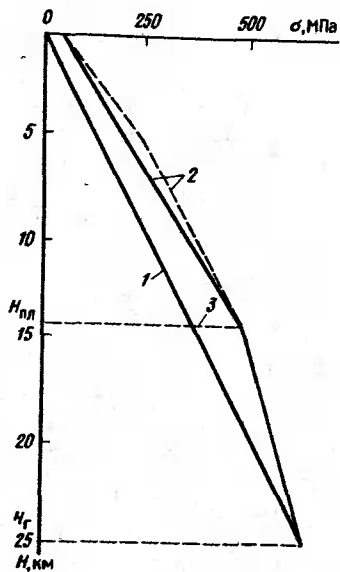
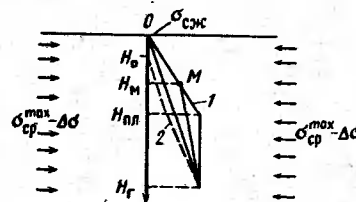


Рис. 2.2. График расчета напряжений σ_3 (1), σ_1 (2) и $2\tau_{\max}$ (3) в зоне сжатия земной коры

Рис. 2.3. Схема формирования горизонтальных напряжений в массиве горных пород σ_T в зонах сжатия (1) и растяжения (2) по А. Н. Диннику



недостаточно для перехода в предельно напряженное состояние всего массива. Таким образом, если напряжения в массиве формируются горизонтальными силами интенсивности, то

$$\sigma_{cp} = \sigma_{cp}^{\max} - \Delta\sigma, \quad (2.9)$$

где $\Delta\sigma$ — среднее приращение напряжений по глубине.

Значение $\Delta\sigma$ меняется от 0 до $\sigma_{cp}^{\max} - \sigma_{cp}$. При значении $\Delta\sigma'$ точка M , соответствующая максимальному значению горизонтальных напряжений (см. рис. 2.3), будет «скользить» по эпюре вплоть до земной поверхности. На земной поверхности точка M окажется, если

$$\Delta\sigma' = \sigma_{cp}^{\max} - 0,5(\sigma_{сж} + \gamma H_T). \quad (2.10)$$

Координата точки максимума H_M определяется из выражений

$$\Delta\sigma = \sigma_{cp}^{\max} - 0,5(p + \gamma H_T)(1 - H_M/H_T) - 0,5(\sigma_{сж} + p)(H_M/H_T);$$

$$p = \sigma_{сж} + [\gamma H_{пл} + k\sigma_{сж} - \sigma_{сж}](H_M/H_T). \quad (2.11)$$

При этом $0 \leq \Delta\sigma \leq \Delta\sigma'$.

При дальнейшем увеличении $\Delta\sigma$ до некоторого значения $\Delta\sigma''$ горизонтальные напряжения на земной поверхности уже будут меньше напряжения $\sigma_{сж}$, постепенно снижаясь до нуля. Значение

$\Delta\sigma''$, соответствующее нулевому значению горизонтальных напряжений на земной поверхности, находится из выражения

$$\Delta\sigma'' = \sigma_{cp}^{\max} - 0,5\gamma H_T. \quad (2.12)$$

При дальнейшем увеличении $\Delta\sigma$ до конечного значения $\Delta\sigma''' = \sigma_{cp}^{\max} - \sigma_{cp}^{\min}$, соответствующего представлению горизонтальных напряжений нетронутого массива в форме А. Н. Динника, горизонтальные напряжения σ_T будут изменяться от значения $\sigma_T = \gamma H$, соответствующей гидростатическому распределению напряжений в нетронутом массиве, до значения $\sigma_T = \lambda\gamma H$ коэффициент бокового распора $\lambda = \mu/(1 - \mu)$, где μ — средний коэффициент Пуассона в горном массиве).

Глубина правомерности решения А. Н. Динника H_D , как правило, невелика. Так, из статистики горных ударов [33] видно, что при глубине разработки $H \approx 700$ м значение λ примерно равно 0,7. Из практики отработки нефтяных месторождений известно, что уже при $H = 2$ км $\lambda = 0,85$. Если значение не превосходит 5 км, то с достаточной для практики точностью напряжение τ_{cp} можно находить полагая $H_D = 0$:

$$\sigma_{cp}^{\min} = 0,5\gamma H_T. \quad (2.13)$$

Пример расчета. Исходные значения параметров следующие: $H_T = 25$ км; $H_{пл} = 15$ км; $H_D = 1$ км; $\sigma_{сж} = 30$ МПа; $k = 4$. При этих условиях $\sigma_{cp}^{\max} = 382$ МПа; $\Delta\sigma' = 54$ МПа; $\Delta\sigma'' = 69$ МПа; $\Delta\sigma''' = 69$ МПа. Таким образом, если $\Delta\sigma$ изменяется от нуля до 54 МПа, точка M скользит по предельной кривой от $H_{пл}$ до земной поверхности.

При изменении $\Delta\sigma$ от 54 до 69 МПа горизонтальные напряжения на земной поверхности уменьшаются от $\sigma_{сж} = 30$ МПа до нуля. Далее наблюдается распределение горизонтальных напряжений в массиве по А. Н. Диннику.

Поскольку в земной коре участки сжатия, сдвига и растяжения чередуются с постепенным переходом от одного к другому, естественно предположить, что будут некоторые промежуточные положения, в которых указанные выше формулы в чистом виде не могут быть использованы.

Напряженное состояние отдельных участков массива обусловлено различием прочностных, деформационных и иных свойств литологически разных пород, слагающих массив, разнообразием форм и размеров блоков, отдельностей, залежей, пластов и их взаимного расположения. Если добавить к этому установленное геодинамическим районированием наличие в массиве тектонически напряженных зон, возникающих на участках, прилегающих к краям развивающихся разломов разного ранга, а также напряженных зон и зон разгрузки, обязанных своим происхождением подвижкам в массиве по неровным поверхностям контактов блоков, тектонических нарушений, слабых прослоев, макроструктурной нарушенности, то можно сделать вывод, что массив гор-

ных пород в условиях естественного состояния характеризуется крайне дискретным распределением напряжений.

Это прежде всего относится к массиву горных пород, располагающемуся вблизи земной поверхности. С ростом же глубины дискретность распределения напряжений в горном массиве постепенно снижается. Указанное касается и неравномерности в распределении напряжений, вызванной влиянием разломов всех рангов, других тектонических нарушений, их пространственного положения. В результате на больших глубинах затрудняется возможность реконструкции направления, а тем более значений главных напряжений по элементам залегания разломов и нарушений. Правда, в этом нет особой необходимости, поскольку напряженное состояние в массиве с возрастанием глубины все более и более приближается к гидростатическому. Вместе с тем, местные концентрации напряжений и частичной разгрузки от них, вызванные подвижками в земной коре по неровным поверхностям разломов, могут сохраняться, а следовательно на фоне общего гидростатического напряженного состояния могут существовать зоны повышенных и пониженных напряжений. В зонах пониженных напряжений напряженное состояние будет отличаться от гидростатического. Это важно для объяснения проникновения растворов, газов в верхнюю часть земной коры и образования месторождений.

Рассмотренная схема оценки напряженного состояния массива горных пород не претендует на завершенность. Интересна она прежде всего тем, что отражает существо концепции о предельно напряженном состоянии горного массива в зонах сжатия земной коры. Однако уже на данном этапе указанная схема позволяет выполнять оценочные расчеты как для условий отработки месторождений, так и при анализе механизма и энергии некоторых видов землетрясений.

2.2. РАСЧЕТ НАПРЯЖЕНИЙ В БЛОЧНОМ МАССИВЕ МЕТОДОМ ГРАНИЧНЫХ ИНТЕГРАЛЬНЫХ УРАВНЕНИЙ

Естественное поле напряжений в пределах разрабатываемого месторождения является результатом взаимодействия элементов блочной системы. Взаимные смещения блоков относительно друг друга и их деформирование имеют решающее значение для определения нетронутого состояния массива и для оценки его поведения при горных разработках. Создание методов расчета, которые учитывали бы блочное строение массива, представляет актуальную и важную задачу, затрагивающую все проблемы горной геомеханики, в том числе проблему динамических явлений.

В последнее десятилетие интенсивно развивается перспективный метод — метод граничных интегральных уравнений (мето-

ГИУ). При его использовании уменьшается размерность задачи на единицу: задачи для трехмерных областей сводятся к задачам для ограничивающих их (двумерных) поверхностей, а для поверхностей решение осуществляется для контура (одномерной) области. Это упрощает подготовку исходной информации, сокращает объем памяти ЭВМ, экономит время счета, повышает точность, а в итоге позволяет изучать достаточно трудные задачи.

Свойства контактов во многих случаях в решающей степени определяют характер деформирования блочного массива. Поэтому прежде всего необходимо остановиться на сути и форме представления контактных условий. Здесь существенно то, что в них фигурируют предельные значения неизвестных (смещения, усилия) слева и справа от границы. Одни из неизвестных (силы) непрерывны, другие (сопряженные с ними смещения) разрывны. Однако очень важно то, что в соотношения на контактах указанные неизвестные входят обычно не произвольным образом, а только в виде линейной комбинации предельных значений или функций от такой линейной комбинации. Это позволяет заметно сократить объем вычислений при решении задачи, если надлежащим образом воспользоваться упомянутым фактором.

Для упрощения выкладок рассмотрим контактные условия, которым должны удовлетворять смещения на границах блоков, в плоской задаче. Контактное взаимодействие описывается следующими достаточно общими соотношениями, связывающими в локальной системе координат (n, τ) вектор Δu приращения взаимных смещений в некоторой точке поверхности контакта с вектором σ приращения усилия на единице площади в той же точке [36]:

$$\Delta u = S^{-1} \sigma + V \lambda; \quad -\varphi = H \lambda - N^* \sigma; \quad \varphi \leq 0; \quad \lambda \geq 0, \quad \varphi^* \lambda = 0; \quad (2.14)$$

где S^{-1} — матрица упругой податливости контакта; V — обобщенное направление приращений необратимых взаимных смещений; λ — характеристика приращения необратимых взаимных смещений; $\varphi = 0$ — уравнение предельной поверхности («течения») в пространстве $(\sigma_{nn}, \sigma_{\tau\tau})$; H — характеристика упрочнения (разупрочнения) контакта при необратимых взаимных смещениях; N — обобщенная нормаль к предельной поверхности.

$$\Delta u^* = | \Delta u_n; \Delta u_\tau |; \quad \sigma^* = | \sigma_{nn}, \sigma_{\tau\tau} |.$$

Звездочка означает транспонирование; точкой отмечены приращения (скорости) величин.

Взаимное смещение Δu определяется как разность смещений соприкасающихся поверхностей $\Delta u = u - u^*$, причем индекс

«плюс» («минус») отвечает поверхности того блока, по отношению к которому нормаль n является внешней (внутренней).

Из выражений (2.14) следует, что

$$\dot{\sigma} = S\Delta\dot{u} - SV\dot{\lambda}; \quad \dot{\varphi}^* \dot{\lambda} = 0;$$

$$-\dot{\varphi} = (H + N^*SV) \dot{\lambda} - N^*S\Delta\dot{u}; \quad \dot{\varphi} \leq 0; \quad \dot{\lambda} \geq 0.$$

При упругой деформации контакта $\dot{\lambda} = 0$ и $\dot{\sigma} = S\Delta\dot{u}$.

При активной необратимой деформации $\dot{\varphi} = 0$ и в основном случае, когда матрица $H + N^*SV$ имеет обратную,

$$\dot{\sigma} = [S - SV(H + N^*SV)^{-1}N^*S] \Delta\dot{u}.$$

Все возможности охватываются формулой $\dot{\sigma} = A\Delta\dot{u} + b$, где $A = S$, $b = 0$ при упругом деформировании контактов; $A = S - SV(H + N^*SV)^{-1}N^*S$, $b = 0$ при активной необратимой деформации; $A = S$, $b = -SV\dot{\lambda}$ в общем случае.

Элементы a_{nn} , $a_{n\tau}$, $a_{\tau n}$, $a_{\tau\tau}$ матрицы A можно трактовать как жесткости «пружин», расположенных между смежными единичными площадками блоков, а составляющие b_n , b_τ вектора b — как начальные усилия на этих площадках. В дальнейшем для упрощения обозначений точки над символами, отвечающие приращениям величин, писать не будем. Соответственно, для краткости, будем говорить о напряжениях и взаимных смещениях, подразумевая приращения указанных величин. Тогда для связи напряжений и смещений в точках контакта блоков имеет следующее линейное соотношение:

$$\sigma = A\Delta u + b, \quad \begin{vmatrix} \sigma_n \\ \sigma_\tau \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} a_{nn} & a_{n\tau} \\ a_{\tau n} & a_{\tau\tau} \end{vmatrix} \begin{vmatrix} \Delta u_n \\ \Delta u_\tau \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} b_n \\ b_\tau \end{vmatrix}, \quad (2.15)$$

Фактическая нелинейность задачи при возможности необратимых смещений отражается соотношением $\dot{\varphi}^* \dot{\lambda} = 0$, которое как и неравенства $\dot{\lambda} \geq 0$, $\dot{\varphi} \leq 0$, можно присоединить после завершения всех выкладок.

Опреледеляющие соотношения. Можно сразу написать ГИУ для задачи о системе блоков. Для этого достаточно выписать для каждого из блоков известные ГИУ и объединить их в систему, присоединив к ним выражения для предельных значений неизвестных и заданные контактные условия. Однако такое прямое приложение имеющихся ГИУ не оптимально по фактору вычислений, поскольку получающиеся системы оказываются весьма громоздкими и содержат излишнее число неизвестных. Более эффективно применение специальных форм ГИУ, позволяющих ис-

пользовать ту особенность контактных задач, что усилия на соприкасающихся границах остаются непрерывными и зависят только от линейных комбинаций предельных значений смещений. Тогда удастся уменьшить число неизвестных почти вдвое и весьма существенно упростить расчеты.

Получение нужной формы ГИУ для системы блоков при сложных условиях на контактах основано на свойствах некоторых граничных уравнений для отдельных блоков. Нужное ГИУ для отдельного блока должно удовлетворять трем условиям:

быть сформулированным в прямой форме, т. е. содержать только механические величины, а не фиктивные нагрузки или смещения;

содержать величины, испытывающие разрыв на границе только под знаком интеграла;

тождественно удовлетворяться для точек вне блока, если оно выполняется на границе.

Тогда суммирование ГИУ, умноженных предварительно на входящие в граничные условия коэффициенты, для всех блоков дает окончательное соотношение, содержащее лишь упомянутые линейные комбинации предельных значений.

Уравнения нужного типа для задачи о системе взаимодействующих блоков с произвольными условиями на контактирующих поверхностях получены [13] и реализованы на ЭВМ [3].

Окончательное уравнение —

$$\begin{aligned} & \frac{1}{\pi i} \int_L \frac{(a_1 - a_3) f + \Delta u}{\tau - t} d\tau - \frac{1}{2\pi i} \int_L [(a_1 - a_3) f + \\ & + \Delta u] d \ln \frac{\tau - t}{\bar{\tau} - \bar{t}} - \frac{1}{2\pi i} \int_L \frac{a_1 f + \Delta u}{\tau} d\tau - \\ & - \frac{a^2}{t} \frac{1}{2\pi i} \int_L \frac{a_1 f + \Delta u}{\tau^2} d\tau - \frac{1}{2\pi i} \int_L (a_1 \bar{f} + \Delta \bar{u}) \times \\ & \times d \frac{\tau - t}{\bar{\tau} - \bar{t}} - \frac{a^2}{t} \frac{1}{2\pi i} \int_L \frac{a_1 \bar{f} + \Delta \bar{u}}{\bar{\tau}^2} d\tau - \frac{a_2}{2} f = 0, \end{aligned} \quad (2.16)$$

где L — совокупность внешних границ и контактов блоков; a — произвольное вещественное число с размерностью длины; $\Delta u = \Delta u^+ - \Delta u^-$; τ , t — комплексные координаты точек на совокупности L .

$$f = \int_{t_0}^t (\sigma_{nn} + i\sigma_{n\tau}) dt; \quad a_1 = \frac{1 + \nu^+}{E^+} - \frac{1 + \nu^-}{E^-};$$

$$a_2 = 4 \left[\frac{1 - \nu^{+2}}{E^+} + \frac{1 - \nu^{-2}}{E^-} \right]; \quad a_3 = 4 \left[\frac{1 - \nu^{+2}}{E^+} - \frac{1 - \nu^{-2}}{E^-} \right],$$

где σ_{nn} , $\sigma_{n\tau}$ – нормальная и касательная составляющие вектора напряжений на контакте в локальной системе координат; ν , E – коэффициент Пуассона и модуль упругости блоков.

На контактах блоков напряжения и разности смещений не произвольны, а связаны соотношениями (2.15).

Задачи о системах взаимодействующих блоков весьма трудны для решения, причем трудности заключаются не столько в сложности формул, алгоритмов и программ (эти осложнения сами по себе не принципиальны при использовании современной вычислительной техники), сколько в неустойчивости результатов вычислений. Практика расчетов на ЭВМ по разработанным программам свидетельствует о том, что при переходе от сравнительно небольшого числа блоков с достаточно простыми граничными условиями к большей совокупности блоков и при усложнении граничных и контактных условий результаты вычислений нередко ухудшаются. По-видимому, невозможно создать универсальный алгоритм, обеспечивающий надежные результаты во всем диапазоне изменения свойств блоков и их контактов. Поэтому представляется целесообразным иметь набор специальных алгоритмов для определенного круга условий, причем в структуре алгоритма следует учесть физические особенности указанных условий.

Особенности реализации. При решении уравнения (2.16) границы блоков разбиваются на прямолинейные отрезки, вдоль каждого из которых тип граничных условий не меняется. Эти условия могут быть трех типов, полностью исчерпывающих необходимые для практики случаи:

задан вектор напряжений σ ;

задан вектор смещений Δu ;

задана линейная связь между напряжениями и взаимными смещениями границ блоков $\sigma = A\Delta u + B$, где A и B – заданные матрица и вектор, постоянные вдоль каждого отрезка.

Третий тип граничных условий весьма универсален и с его помощью при надлежащем подборе A и B можно выразить условия первого и второго типа, а также условия гладкого контакта, постоянного трения, полного сцепления и т. д.

Граница блочной области разбивается на прямолинейные отрезки, которые в свою очередь для повышения точности расчетов могут разбиваться на подотрезки. Вдоль последних напря-

жения и смещения при замене интегрального уравнения линейной алгебраической системой считаются постоянными, равными их значениям в контрольных точках, которые выбираются в серединах подотрезков.

Решение уравнения (2.16) позволяет сразу определить неизвестные величины на границах блоков, не вычисляя их во внутренних точках всех блоков. Для некоторого класса задач этим можно ограничиться. При рассмотрении же вопросов планирования развития горных работ с учетом проявления горного давления и характера подвижности по границам блоков важной является оценка напряженно-деформированного состояния каждого блока. После решения уравнения (2.16) напряжения и смещения в произвольной точке любого блока определяются по следующим формулам:

$$\sigma_x + \sigma_y = \frac{E}{2\pi i(1 - \nu^2)} \operatorname{Re} \left[\int_L a_1 \sigma \frac{d\tau}{\tau - z} \int_L \Delta \bar{u} \times \right.$$

$$\left. \times d \frac{1}{\tau - z} \right] + k(\sigma_{x0} + \sigma_{y0});$$

$$\sigma_y - \sigma_x + 2i\sigma_{xy} = \frac{E}{4\pi i(1 - \nu^2)} \left[\int_L \Delta \bar{u} d \frac{1}{\tau - z} + \int_L \Delta \bar{u} d \times \right.$$

$$\left. \times \frac{\bar{z} - \bar{z}}{(\tau - z)^2} + \int_L (a_3 - a_1) \sigma \frac{e^{-2i\alpha}}{\tau - z} d\tau - \int_L a_1 \sigma \frac{\bar{z} - \bar{z}}{(\tau - z)^2} d\tau \right] +$$

$$+ k(\sigma_{xy0} - \sigma_{x0} + 2i\sigma_{xy0});$$

$$u_x + iu_y = \frac{1}{8\pi i(1 - \nu)} \left[\int_L \Delta \bar{u} d \frac{\tau - z}{\bar{\tau} - \bar{z}} + (3 - 4\nu) \int_L \frac{\Delta \bar{u}}{\tau - z} d\tau - \right.$$

$$\left. - \int_L \Delta \bar{u} \frac{e^{-2i\alpha}}{\bar{\tau} - \bar{z}} d\tau - \int_L a_1 \bar{\sigma} e^{-2i\alpha} \frac{\tau - z}{\bar{\tau} - \bar{z}} d\tau + (3 - 4\nu) \times \right.$$

$$\left. \times \int_L a_1 f \frac{d\tau}{\bar{\tau} - \bar{z}} + \int_L (a_3 - a_1) f e^{-2i\alpha} \frac{d\tau}{\tau - z} \right] + \left[(1 - 2\nu)(\sigma_{x0} + \right.$$

$$\left. + \sigma_{y0}) z - (\sigma_{y0} - \sigma_{x0} - 2i\sigma_{xy0}) \bar{z} \right] \frac{1 - \nu_0^2}{2E_0(1 - \nu)},$$

где $k = E(1 - \nu_0^2) / [E_0(1 - \nu^2)]$; E_0 , ν_0 – соответственно модуль упругости и коэффициент Пуассона внешней среды, в которую заключены блоки; z – комплексная координата точки внутри блока; σ_{x0} , σ_{y0} , σ_{xy0} – напряжения на бесконечности; α – угол между касательной к контуру блока и осью Ox .

2.3. ГЕОФИЛЬТРАЦИОННЫЙ ПРОГНОЗ В УСЛОВИЯХ ТЕКТОНИЧЕСКИ НАРУШЕННЫХ МЕСТОРОЖДЕНИЙ

Первый этап геофильтрационных прогнозов состоит в оценке напряженного состояния нетронутого массива горных пород в условиях тектонически нарушенных месторождений. Он проводится в следующей последовательности.

На первом этапе методами геодинамического районирования [1] выявляется блочная структура месторождения и определяются ориентация и соотношение главных напряжений в блоках. Для каждой конкретной схемы выделяются блоки того района, размеры которых соизмеримы с характерными размерами в рассматриваемой задаче.

Второй этап – оценка напряженного состояния блочного массива горных пород как нетронутого горными работами, так и при наличии выработок. Контроль и корректировка результатов расчетов при необходимости могут быть осуществлены по имеющимся данным натурных измерений напряжений.

Третий этап – проведение геофильтрационных расчетов.

При использовании такого подхода в качестве гидродинамического аналога пласта принята модель плановой фильтрации в некотором слое с заданной мощностью. При этом считается, что продуктивный слой представлен квазиизотропными трещинопористыми коллекторами с хаотическим распределением систем трещин. В указанном случае без учета блочной структуры месторождения пласт однороден по проницаемости. Все ее изменения будут отражать проявление чисто геодинамических факторов.

Для геофильтрационного прогноза используются теоретические результаты [15, 16], связывающие структурные и фильтрационные характеристики пластов с напряженным состоянием.

Формулы для главных компонент тензора проницаемости для пород с хаотической трещиноватостью получаются интегрированием обобщенных соотношений [15] и даются выражением

$$k_i = k_0 [1 + 3c(\epsilon_i + 2\epsilon_j + \epsilon_k) / 5 + 3c^2(2\epsilon_i^2 + 4\epsilon_i\epsilon_j + 4\epsilon_i\epsilon_k + 6\epsilon_j\epsilon_k + 9\epsilon_j^2 + 9\epsilon_k^2) / 35 + c^3(5\epsilon_i^3 + 6\epsilon_i^2\epsilon_j + 6\epsilon_i^2\epsilon_k + 6\epsilon_i\epsilon_j\epsilon_k + 9\epsilon_j^2\epsilon_i + 9\epsilon_i\epsilon_k^2 + 12\epsilon_j^2\epsilon_k + 12\epsilon_k^2\epsilon_j + 20\epsilon_j^3 + 20\epsilon_k^3) / 105],$$

где k_0 – проницаемость пласта в разгруженном состоянии, $c = 1/m_0$ (m_0 – трещинная пористость пород, слагающих пласт), $\epsilon_i, \epsilon_j, \epsilon_k$ – главные компоненты тензора упругих деформаций, i, j, k – индексы, последовательно принимающие значения 1, 2, 3.

Последовательность расчетов основных фильтрационных характеристик массива пород иллюстрируется на примере блочной структуры, охватывающей поле шахты им. газеты «Социалистический Донбасс» в Донецко-Макеевском районе Донбасса (рис. 2.4).

Граничные условия вдоль контактов разломов учитывают возможность смещения одних элементов тектонической структуры относительно других. Кроме того, предполагается, что края разломов в некоторых случаях могут являться своеобразными зонами сцепления с гораздо более жесткими ограничениями на смещение. На рис. 2.4 эти участки разломов показаны пунктирными линиями. Вертикальная составляющая поля напряжений $-\sigma_{zz} = \gamma H$, боковые по σ_{xx} и σ_{yy} отвечают случаю тектонически активного района и составляют соответственно $1,3 \gamma H$ и $0,7 \gamma H$. На рис. 2.5 и рис. 2.6 приведены результаты расчета напряжений σ_1 и σ_2 в пределах выделенной системы блоков.

В качестве исходных данных для оценки проницаемости используются значения напряжений σ_1 и σ_2 , полученные на предыдущем этапе исследования задачи. Упругие постоянные выбросоопасного пласта $E = 3 \cdot 10^3$ МПа и $\mu = 0,35$ отвечают типичным значениям, характерным для выбросоопасных пластов. Глубина залегания пласта 1000 м. На рис. 2.7–2.9 приведены изолинии составляющих k_x, k_y и k_z тензора проницаемости выделенной блочной структуры. Значения проницаемости даны в долях проницаемости, отвечающей варианту расчета без учета тектонической структуры месторождения.

Из приведенных результатов видно, что учет мобильности отдельных элементов тектонической структуры существенным образом сказывается на картине распределения геофильтрационных характеристик блока. В частности, наблюдается заметное увеличение проницаемости при удалении от зон концентрации напряжений.

В результате воздействия повышенных тектонических напряжений наряду с изменениями фильтрационных свойств среды изменяется и ряд других ее характеристик. В частности, происходит упругое вытеснение газа в области с пониженными напряжениями, в результате чего газоносность отдельных участков пласта претерпевает существенные изменения. Эти процессы сопровождаются достаточно сложными эффектами, характерными для нестационарной фильтрации в гетерогенных средах [16]. Однако при относительной стабилизации подвижек земной коры оценку изменений емкостных свойств пластов в подавляющем большинстве случаев можно проводить без учета нестационарных явлений. При этом относительная газоносность пласта для несорбирующих сред связана лишь с изменениями пористости горных пород и полностью определяется напряженно-деформированным состоянием блока.

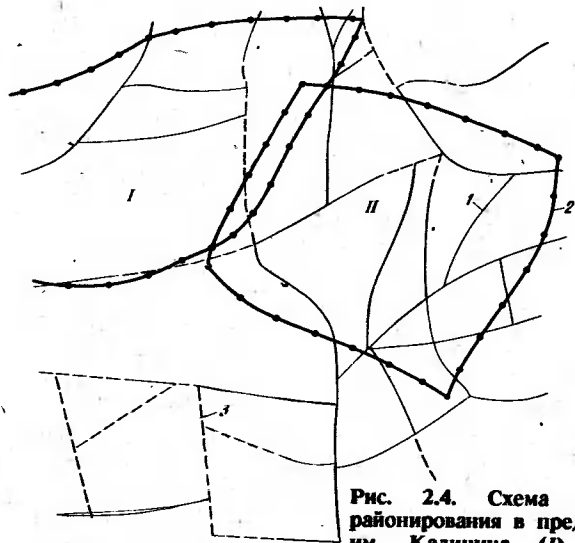


Рис. 2.4. Схема геодинамического районирования в пределах полей шахт им. Калинина (I) и им. газеты «Социалистический Донбасс» (II); 1 — выделенные границы блоков; 2 — границы шахтных полей; 3 — предполагаемые границы блоков

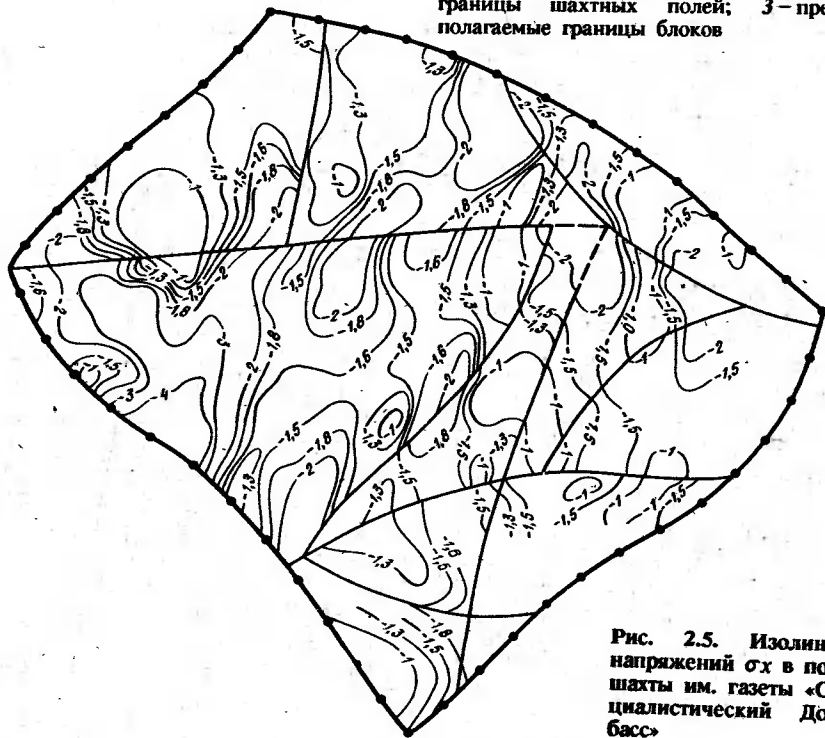


Рис. 2.5. Изолинии напряжений σ_x в поле шахты им. газеты «Социалистический Донбасс»

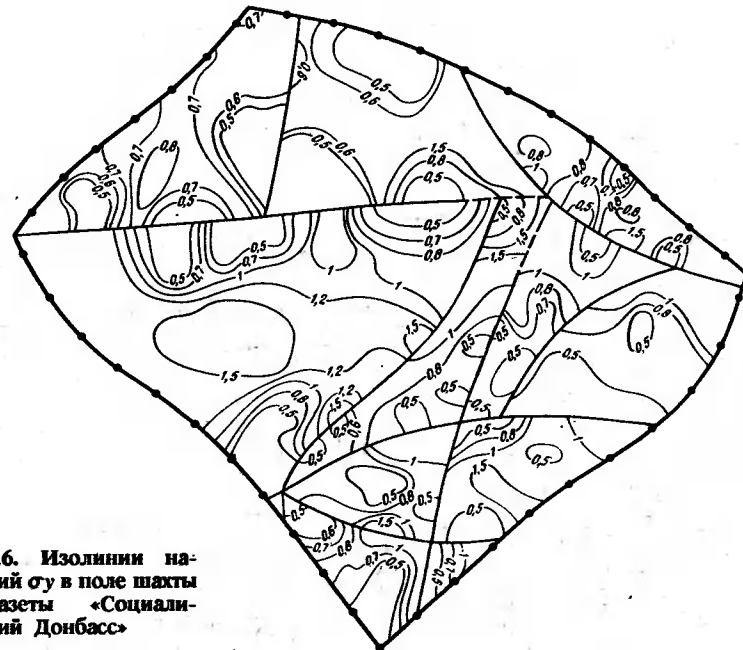


Рис. 2.6. Изолинии напряжений σ_y в поле шахты им. газеты «Социалистический Донбасс»

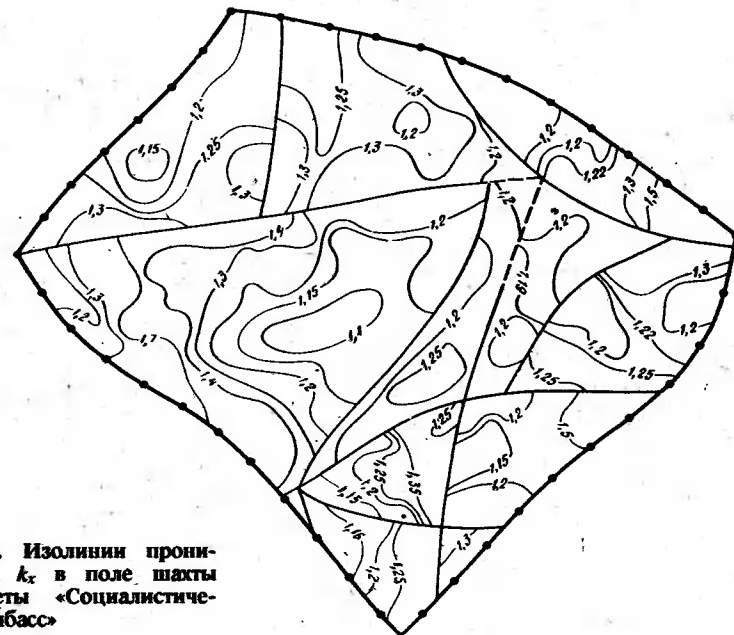


Рис. 2.7. Изолинии проницаемости k_x в поле шахты им. газеты «Социалистический Донбасс»

3. РАСЧЕТ НАПРЯЖЕНИЙ В МАССИВЕ ГОРНЫХ ПОРОД У ОЧИСТНЫХ ВЫРАБОТОК

3.1. ИСХОДНЫЕ ПРЕДПОСЫЛКИ И ОПРЕДЕЛЕНИЯ

В процессе отработки месторождения на естественное поле напряжений, существовавшее в горном массиве, накладывается поле напряжений, возникающее под влиянием горных работ.

На рис. 3.1. приведена схема перераспределения напряжений в массиве применительно к очистной выработке на горизонтальном угольном пласте, залегающем на глубине H . При этом предполагается, что главные напряжения $\sigma_1 = -\gamma H$, $\sigma_2 = \sigma_3 = -\lambda\gamma H$. Основные сведения, излагаемые ниже для этого случая, не будут существенно отличаться и для случаев, когда вид напряженного состояния будет иным или очистная выработка будет образовываться не в угольном пласте, а в любой другой залежи.

Часть массива горных пород, в пределах которой происходят деформации, сдвигание и обрушение пород, вызванные перераспределением напряжений в результате ведения очистных работ, называется областью влияния выработки. В пределах области влияния очистной выработки выделяются следующие зоны: беспорядочного обрушения; полных сдвижений; опорного давления; разгрузки; микросдвигания от деформаций пород в зонах опорного давления.

Высота зоны беспорядочного обрушения, обычно не превышает 3–4-кратной мощности вынимаемого пласта. Обрушение может отсутствовать в случаях, когда ширина выработанного пространства недостаточна или когда мощность пласта менее 1 м и наблюдается плавное сближение пород. На расстоянии до 10–20-кратной мощности отработанного пласта в породе распространяется трещинообразование.

Зона полных сдвижений характеризуется тем, что породы в ней получили опору на почву отработанного пласта. Однако на почву пласта получила опору и часть пород, залегающих за пределами зоны полных сдвижений. Поэтому в расчетах принимают обычно не углы полных сдвижений ψ_3 , а так называемые углы давления φ_3 .

Значения углов ψ_3 и φ_3 в зависимости от средней прочности массива горных пород ориентировочно могут быть найдены по графику (рис. 3.2).

Часть массива горных пород, в которой напряжения больше, чем в нетронутом массиве ($|\sigma_1| > \gamma H$), называется зоной опорного давления. Сжатие пород массива по

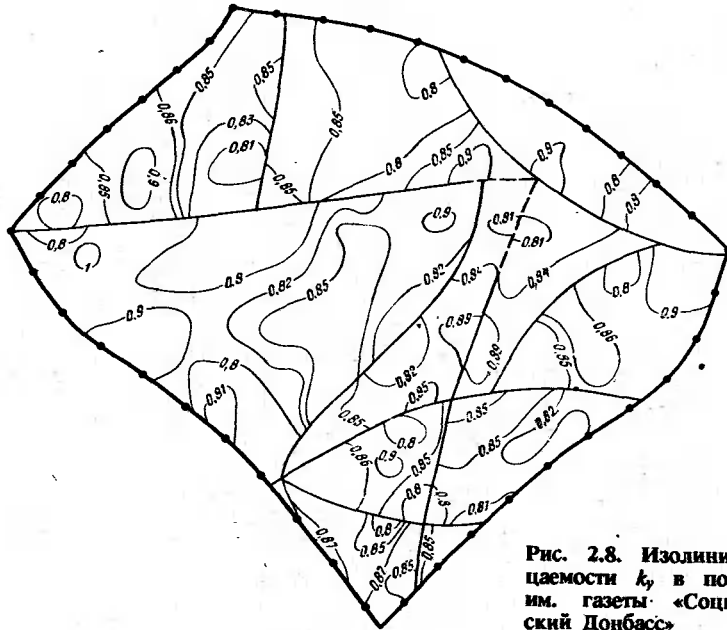


Рис. 2.8. Изолинии проницаемости k , в поле шахты им. газеты «Социалистический Донбасс»

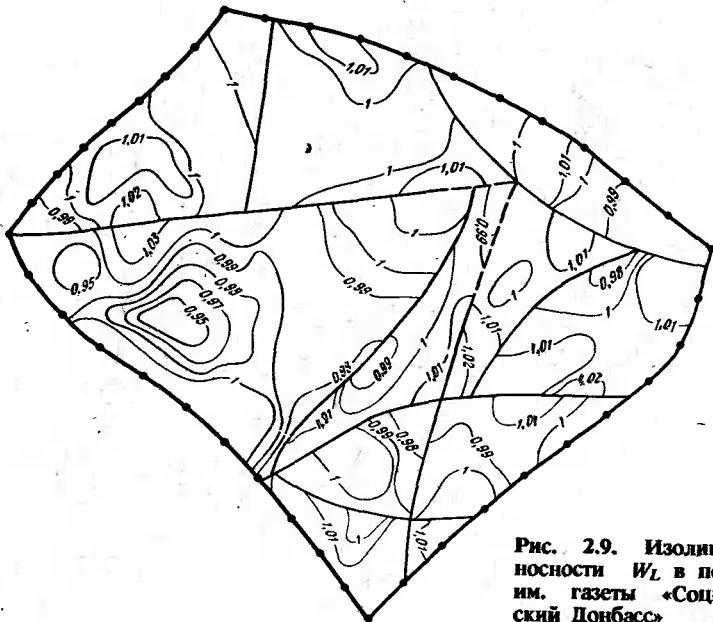


Рис. 2.9. Изолинии газоносности W_L в поле шахты им. газеты «Социалистический Донбасс»

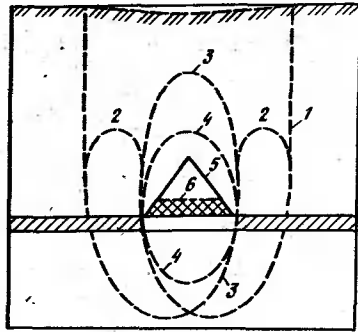


Рис. 3.1. Перераспределение горного давления в массиве горных пород около очистной выработки: 1 — область влияния выработки; 2 — зона опорного давления; 3 — зона разгрузки; 4 — защищенная зона; 5 — зона полных сдвижений; 6 — зона обрушенных пород

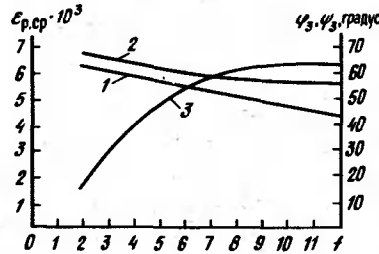


Рис. 3.2. Зависимость углов ψ_3 (1), φ_3 (2) и показателя разуплотнения $\epsilon_{р.ср}$ (3) от свойств горного массива f

нормали к пласту в пределах зоны опорного давления приводит к оседанию соответствующих участков земной поверхности (зона микродвижений).

Часть массива горных пород, в пределах которой напряжения, действующие по нормали к напластованию, меньше соответствующих напряжений в нетронutom массиве ($|\sigma_1| < \gamma H$), называется зоной разгрузки.

Часть массива горных пород в пределах зоны разгрузки, которой напряжения $|\sigma_1| < \gamma H_0$, где H_0 — глубина, с которой на данном пласте (месторождении) появились горные удары, внезапные выбросы угля, породы и газа или другие вредные проявления горного давления, называется защищенной зоной. Отработка ударо- и выбросоопасных угольных пластов в этой зоне безопасна.

Поскольку нагрузки на почву пласта от сдвигающихся пород возрастают примерно прямолинейно, то на расстоянии $L_1 = H_0 \operatorname{ctg} \varphi_3$ напряжения вновь достигнут $\sigma_1 = \gamma H_0$ и эффективность действия защищенной зоны прекратится. В этом случае на удароопасном пласте, в пределах участка с восстановившимися напряжениями могут возникнуть горные удары. На выбросоопасных пластах выбросы могут появиться только в том случае, если пласт не достаточно дегазировался при разработке защитного пласта.

Важно знать, как меняются свойства горного массива в процессе проведения горных выработок.

В зонах беспорядочного обрушения, а также в краевых зонах интенсивного изгиба слоев горных пород методы теории упругости при решении большинства горнотехнических задач, не могут применяться. В остальной части массива, включая зоны разгрузки и опорного давления, применение этих методов вполне допустимо [37, 44]. Другое дело, что в результате влияния выработки изменяются деформационные свойства горного массива.

Прежде всего в подработанной части массива пород и частично в надработанной части пород, прилегающих к очистной выработке, возникает явление разуплотнения пород. Оно происходит в результате необратимых сдвижений слоев, отдельных блоков пород по неровным поверхностям слоев, а также природной или возникшей трещиноватости с появлением местных концентраций напряжений. Аналогичное разуплотнение наблюдается также в породах, вокруг подготовительной горной выработки. Разуплотнение сказывается тем больше, чем прочнее горные породы, слагающие массив (более прочные породы имеют меньше возможности вернуться к компактному состоянию).

Естественно, что модуль деформации разуплотненного массива существенно меньше, чем модуль деформации массива, не подверженного влиянию выработки. Поэтому модуль деформации горного массива возрастает по мере снижения разуплотнения — с удалением вверх и вниз от выработки.

Необходимо отметить, что модуль пропорциональности (модули упругости) пород в нетронutom массиве порой заметно меньше, чем модули упругости, определенные на образцах горных пород. Это объясняется слоистым, блочным строением массива и специальными условиями деформирования массива в области влияния контактов между слоями и блоками. Кроме того, модули пропорциональности той или иной породы существенно зависят от действующих напряжений: чем выше напряжения, тем больше модуль пропорциональности. Поэтому модуль пропорциональности между напряжениями и деформациями в массиве горных пород не следует считать константой. Он изменяется в зависимости от действующих в массиве напряжений и степени разуплотнения массива при ведении горных работ.

В результате анализа данных шахтных и лабораторных экспериментов [44] установлена зависимость между углами полных сдвижений Ψ , углами давления φ , коэффициентами крепости пород f и средним разуплотнением $\epsilon_{р.ср}$ для разных групп месторождений (табл. 3.1).

Значения углов давления при различных углах падения пластов для осредненных условий угольных месторождений приведены в табл. 3.2 [8, 44].

Приближенно слоистость можно учитывать в рамках модели однородного горного массива, но с расчетом напряжений для

Таблица 3.1

Классификация месторождений по коэффициентам крепости и углам давления

Группа	f	$E_{p-ср} \cdot 10^3$	ψ_3 , градус	ψ_2 , градус	Бассейн, месторождение
1	2	1,5	63	68	Подмосковный бассейн, Артемовское, Тавричанское и Кызылкийское угольные месторождения
2	5	4,8	57	63	Донецкий, Карагандинский, Печорский, Кузнецкий бассейны, месторождения о. Сахалина, Ткибульское, Ткварчельское, Балхашское и Черемховское
3	7	5,8	53	60	Донецкий (восточный), Кузнецкий (Ленинский и Беловский районы) и Партизанский бассейны
4	9	6,3	50	58	Кизеловский бассейн
5	12	6,5	43	57	Североуральское бокситовое, Таштагольское железорудное и Норильское полиметаллическое месторождения

«приведенной» мощности междупластья. Способ такого учета показан на рис. 3.3. Для заданной группы месторождений (см. табл. 3.1) по графику (см. рис. 3.3, а) определяют параметр β , а затем при данной мощности междупластья и полученном параметре β по графику (см. рис. 3.3, б) находят приведенную мощность междупластья. Далее выполняют в рамках схемы однородного массива расчет нормальных к напластованию напряжений σ_v .

Расчет напряжений в массиве горных пород вокруг очистных выработок выполняется последовательно в три этапа:

первый этап – задание граничных условий в плоскости обрабатываемого пласта. В зависимости от используемого метода расчета граничные условия задаются либо на всей плоскости пласта с выработками, либо только на границе взаимодействия кровли и почвы выработки;

Таблица 3.2

Значения углов давления ϕ (градус) при различных углах падения пластов

Угол давления	Угол падения пластов α , градус					
	0	20	40	60	80	90
ϕ_1	64	60	58	54	54	54
ϕ_2	64	60	56	52	46	43
ϕ_3	64	61	57	53	50	48

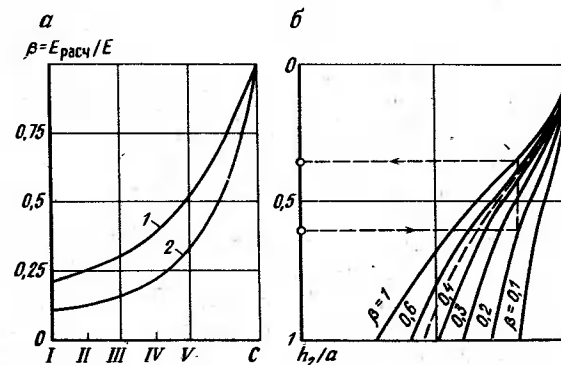


Рис. 3.3. К учету влияния слоистого строения массива горных пород при наработке (1) и подработке (2): I-V – группы месторождений; С – сплошной однородный массив

второй этап – решение задачи в общем виде, численная реализация решения на ЭВМ, первичная обработка и анализ полученных результатов в виде распределения напряжений и деформаций;

третий этап – установление зависимости распределения напряжений в массиве горных пород от различных горнотехнических факторов, определяющих условия отработки пласта.

Напряжения в породах, возмущенных проведением очистной выработки, удобно рассматривать как сумму двух полей напряжений: напряжений σ_{v0} нетронутого массива и дополнительных напряжений σ_{ij} , обусловленных только наличием выработок.

Напряжения в нетронутом массиве определяются по методике, изложенной в разд. 2. Для нахождения полных напряжений требуется определить дополнительные напряжения.

Для расчета напряженно-деформированного состояния массива пород разработаны аналитические методы, реализуемые на ЭВМ. Однако последние должны использоваться рационально, ибо в противном случае резко возрастают сложность, объем и продолжительность вычислений, а также затраты на них. Поэтому при решении задач целесообразно вводить упрощения, которые допускаются их существом. В частности, при рассмотрении задач об очистных выработках допустимо и целесообразно использовать решения для разрезов, опорные нагрузки удобно находить с помощью коэффициентов интенсивности напряжений, при расчетах границ защищенных зон зачастую нет нужды в точном задании напряжений в призабойной области – достаточно удовлетворить требованию статической эквивалентности суммарной силы.

Ниже приводятся основные результаты, которые касаются распределения напряжений вокруг выработок и необходимы для понимания изменений в массиве, происходящих при ведении очистных работ. Рассмотрение изменений горного и газового давлений ведется с учетом их тесной взаимосвязи.

3.2. ЗАДАНИЕ ГРАНИЧНЫХ УСЛОВИЙ

Задание нагрузок на почву очистной выработки как для случая пространственной задачи, так и для случая плоской задачи основано на использовании углов давления φ_i ($i = 1, 2, 3$), значения которых приведены в табл. 3.2.

В случае достаточно заглубленной выработки прямоугольной формы в плане эпюры нормальных нагрузок, действующих вдоль контакта кровли и почвы, представляются призматической фигурой, которая получена пересечением плоскостей, проходящих через стороны выработки под углами φ_i к плоскости отрабатываемого слоя (рис. 3.4). Нормальные усилия, действующие в каждой точке плоскости выработки, даются произведением ординаты η фигуры в этой точке на средний объемный вес пород [6, 23].

Ординаты призматической фигуры $A B C D P M$ не могут превышать абсолютного значения нормальных напряжений $\sigma_{\text{гн}}$ нетронутого состояния, деленных на объемный вес γ . Поэтому если ордината больше значения $|\sigma_{\text{гн}}|/\gamma$, то соответствующая эпюра нагрузок фигура $A B C D A' B' C' D'$ является усечен-

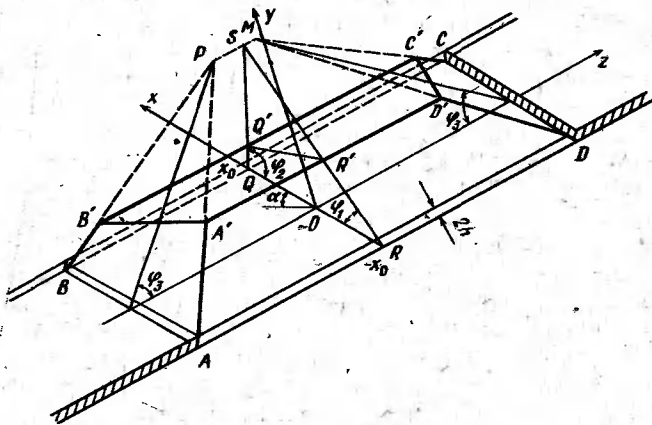


Рис. 3.4. Схема к определению нагрузок на контакте кровли и почвы для прямоугольной выработки

ной. Она получается при пересечении фигуры $A B C D P M$ поверхностью $|\sigma_{\text{гн}}|/\gamma$. В точках почвы выработки с ординатами, оканчивающимися на поверхности $A' B' C' D'$, восстанавливаются нормальные нагрузки, действовавшие до проведения выработки. Проекция поверхности $A B C D$ на плоскость выработки ограничивает область полного восстановления нагрузок.

Аналитические выражения для нагрузок на почву выработки, отвечающие схеме (см. рис. 3.4), определяются простыми геометрическими построениями и получаются по следующему правилу: в любой точке почвы восстанавливается перпендикуляр до пересечения с призматической фигурой (полной или усеченной), и соответствующая ордината η умножается на взятый со знаком минус средний объемный вес γ . Всегда реализуется один из двух случаев: в первом случае упомянутая ордината η заканчивается на одной из плоскостей, наклоненных по углом φ_i к пласту. Тогда $\sigma_{\text{гн}} = \gamma r_i \operatorname{tg} \varphi_i$, где r_i — расстояние в плоскости отработки от рассматриваемой точки до той из границ выработки, через которую проходит плоскость. Во втором случае ордината η заканчивается на поверхности, отвечающей напряжениям в нетронутом массиве, тогда

$$\sigma_{\text{гн}} = -\gamma(H - x \sin \alpha)(\lambda \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha).$$

Указанная схема построения эпюры и правило получения нагрузок сохраняются и для очистной выработки произвольной формы в плане: через каждый прямолинейный отрезок контура выработки проводится плоскость по углом φ_i к поверхности почвы; совокупность кусков этих плоскостей и поверхности, отвечающей $|\sigma_{\text{гн}}|/\gamma$, дает фигуру, ординаты которой с точностью до множителя γ определяют нормальные напряжения, действующие на почву пласта. Аналогичное выражение для нормальных напряжений в любой точке почвы дается формулой

$$\sigma_{\text{гн}} = -\min(\gamma r_i \operatorname{tg} \varphi_i, |\sigma_{\text{гн}}|). \quad (3.1)$$

При отыскании минимума перебираются все пары r_i, φ_i .

При наличии тектонических напряжений давление от обрушенных пород не превышает γH .

В случае системы выработок на одном пласте построения остаются такими же, если целики, разделяющие выработки, сохраняют максимальную несущую способность (не раздавливаются). Если целик раздавлен, то выработки, между которыми он находится, объединяют в одну, сам целик из расчетной схемы исключают.

Определение нагрузок, возникающих на границах взаимодействия кровли и почвы от веса подработанных пород, переносится и на значительно более сложные случаи системы выработок, расположенных на смежных пластах.

Когда очистные выработки расположены так, что их проекции на разрезе вкрест простирания не перекрывают друг друга, можно считать, что наличие других выработок практически не сказывается на эпюре давления подработанных пород на почву рассматриваемой выработки. Таким образом, при задании нагрузок, действующих на почву каждой выработки, имеем, по существу, случай изолированной очистной выработки.

Если выработка полностью подрабатывается или надрабатывается, то углы давления принимаются равными $82-83^\circ$.

Граничные условия на выработке, расположенной в зоне влияния целика, строятся следующим образом. Сначала проводится расчет без учета этой выработки и определяются напряжения σ_y^1 , которые возникают в месте ее расположения в пределах влияния всех остальных выработок. Затем проверяется, в каких областях вычисленные на первом этапе напряжения превосходят по абсолютному значению исходные граничные условия на почве рассматриваемой выработки. Вне этих областей напряжения остаются неизменными, а в них принимаются равными тем, которые вычислены ранее. В аналитической форме напряжения определяются из выражения [5.23]

$$\sigma_{y1} = -\max\{\min(\gamma r_i \operatorname{tg} \varphi_i, |\sigma_{yn}|, |\sigma_y^1|\}\}. \quad (3.1)$$

Таким образом, для выработки любой сложной формы в плане эпюры нормальных нагрузок, действующих вдоль контакта кровли и почвы, могут быть рассчитаны по формулам, выведенным на основе экспериментальных данных. Предложенный способ задания граничных условий позволяет учитывать глубину ведения горных работ, угол падения и вынимаемую мощность угольного пласта, геометрические параметры выработок и их взаимное влияние.

При отработке защитного пласта с закладкой выработанного пространства роль мощности пласта m играет эффективная мощность $m_{\text{эф}}$:

$$m_{\text{эф}} = \kappa m, \quad (3.2)$$

где κ — коэффициент, учитывающий компрессионные свойства закладочного материала ($\kappa = 0,2$ при гидравлической закладке, $\kappa = 0,3+0,35$ при закладке дробленой породой и $\kappa = 0,7+0,8$ при управлении кровлей опусканием на костры).

Если $m_{\text{эф}} \geq m_0$ (m_0 — критическая мощность), то наличие закладки не приводит к повышению нагрузок на почву защитной выработки по сравнению со случаем управления кровлей полным обрушением.

Если $m_{\text{эф}} < m_0$, то наличие закладки приводит к росту нагрузок на почву выработки.

3.3. РАСЧЕТ НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ РАЗРАБОТКЕ ОДИНОЧНЫХ ПЛАСТОВ (ПЛОСКАЯ ЗАДАЧА)

Прежде всего рассмотрим простейшую плоскую задачу о распределении напряжений около одиночной очистной выработки.

Выше было отмечено, что при расчете нормальных к напластованию напряжений вмещающие породы можно считать сплошной однородной, изотропной, линейно-упругой средой.

В краевых частях пластов могут возникнуть зоны предельного состояния угля. Уголь в них не выдерживает касательных напряжений, больших K_* (максимальные напряжения на контакте между пластом и породой). В этих зонах допустимо использовать решение Прандтля о сжатии пластического слоя между жесткими параллельными шероховатыми плитами. Вне зон предельного состояния пласт деформируется упруго.

Очистная выработка рассматривается как прямолинейная щель в упругой плоскости, на берегах которой заданы нормальные и касательные напряжения [44]. Тогда напряжения около одиночной выработки определяются по формулам Колосова-Мусхелишвили

$$\sigma_y = \operatorname{Re} [\Phi(z) + \Omega(\bar{z}) + (z - \bar{z})\Phi'(z)];$$

$$\sigma_x = 4\operatorname{Re} \Phi(z) - \sigma_y; \quad (3.4)$$

$$\tau_{xy} = -\operatorname{Im} [\Phi(\bar{z}) + \Omega(z) + (z - \bar{z})\Phi'(z)],$$

где $z = x + iy$; $i^2 = -1$.

Функции $\Phi(z)$ и $\Omega(z)$ определяются по формуле

$$\Phi(z) = \Omega(z) = \frac{1}{2\pi i X(z)} \int_a^b \frac{X(t)P(t)}{t-z} dt + \frac{1}{2\pi i} \int_a^b \frac{q(t)dt}{t-z} + \frac{c_1}{X(z)}, \quad (3.5)$$

где $X(z) = \sqrt{(z-a)(z-b)}$; a, b — координаты левого и правого краев выработки; $P(t) = \sigma_y - i\tau_{xy}$ (σ_y и τ_{xy} — граничные значения нормальных и касательных напряжений на поверхности очистной выработки); $q(t) = 0$; C_1 — постоянная, определяемая из условия однозначности смещений.

Численная реализация метода осуществлена на ЭВМ. Программу целесообразно использовать для сечений массива, находящихся в условиях плоской деформации. Исходная для расчетов информация включает данные о глубине залегания пласта, угле его падения и мощности, ширине выработки, углах давления, модуле упругости и коэффициенте Пуассона вмещающих пород, а также данные о напряжениях в нетронутом массиве. Граничные условия учитываются автоматически при углах давления, задаваемых во входных данных. Программа и инструкция к ней находятся в вычислительном центре ВНИМИ.

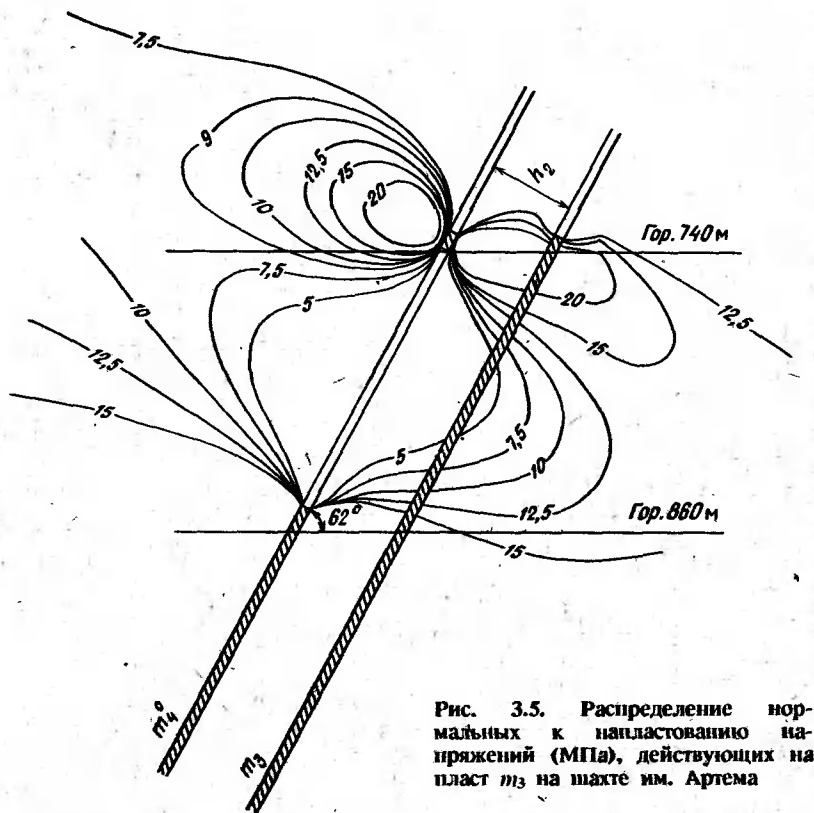


Рис. 3.5. Распределение нормальных к напластованию напряжений (МПа), действующих на пласт m_3 на шахте им. Артема

После окончания работы программы на АЦПУ печатается следующая информация: вначале для контроля правильности вводимой информации распечатываются исходные данные с соответствующими комментариями; затем печатаются значения коэффициентов интенсивности напряжений, расстояния до точки максимума опорного давления и напряжения в точке максимума для каждого края выработки; после этого печатаются таблицы координат точек и напряжения в них. Результаты расчетов могут быть также представлены в виде изолиний, построенных на графопостроителе.

Пример. На шахте им. Артема ПО «Артемуголь» на пласте m_3 мощностью 1,33 м в откаточном штреке, который опережал лаву на 200 м, на гор. 860 м произошло динамическое явление. На разрезе вкрест простирания (рис. 3.5) обозначены два пласта — m_3 и m_4 (мощность междупластья $h = 42$ м). Защитный пласт m_4 мощностью 0,46 м отработан между гор. 740 и 860 м с оставлением у гор. 860 м надштрекового целика.

Целик, оставлением у гор. 860 м на пласте m_4 , привел к увеличению концентрации напряжений вблизи гор. 860 м на пласте m_3 , в результате чего и произошло динамическое явление в откаточном штреке.

3.4. РАСЧЕТ НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ РАЗРАБОТКЕ ОДИНОЧНЫХ ПЛАСТОВ (ПРОСТРАНСТВЕННАЯ ЗАДАЧА)

Метод расчета. Очистная выработка, проведенная в массиве пород, рассматривается как разрез S_i в упругом пространстве, повторяющий в плане форму выработки. Верхнему и нижнему берегам разреза отвечают соответственно кровля и почва выработки. Прямоугольная система координат $Oxuz$ выбирается так, что ось Oy направлена перпендикулярно плоскости разреза, а оси Ox и Oz лежат в плоскости пласта с разрезом, начало координат выбирается в произвольной точке O . Противоположные берега разреза S_i нагружены равными по значению и противоположными по направлению усилиями σ^j с составляющими по осям $\sigma_x^j, \sigma_y^j, \sigma_z^j$. Разность смещений нижних и верхних берегов в каждой точке разреза образует вектор U^j с составляющими U_x^j, U_y^j, U_z^j . Связь между σ^j и U^j дается граничными интегральными уравнениями, следующими из известных формул для полупространства при заданных на его границах смещениях [5, 6, 23]:

$$\sigma^j(r_j) = K^j U^j, \quad (3.6)$$

где K^j — матричный оператор вида

$$K^j = E / [8\pi(1 - \nu^2)] \times$$

$$\times \begin{pmatrix} \left(\frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial z^2} \right) D_0^j - \nu \frac{\partial}{\partial z} D_0^j \frac{\partial}{\partial \eta}; & \nu \frac{\partial}{\partial z} D_0^j \frac{\partial}{\partial \xi}; & 0 \\ \nu \frac{\partial}{\partial x} D_0^j \frac{\partial}{\partial \eta}; & \left(\frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial z^2} \right) D_0^j - \nu \frac{\partial}{\partial x} D_0^j \frac{\partial}{\partial \xi}; & 0 \\ 0; & 0; & \left(\frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial z^2} \right) D_0^j; \end{pmatrix} \quad (3.7)$$

D_0^j — оператор, определяемый формулой

$$D_0^j f = \iint_{S_j} \frac{f(\xi, \eta) d\xi d\eta}{r_{0j}}; \quad (3.8)$$

$r_{0j} = \sqrt{(x - \xi)^2 + (z - \eta)^2}$ — расстояние между точками (x, z) и (ξ, η) на j -м разрезе; E — модуль упругости вмещающих пород; ν — коэффициент Пуассона.

Вводя обратный оператор $(K^j)^{-1}$, из формулы (3.6), получаем выражение для вычисления смещений по заданным на границе взаимодействия кровли и почвы напряжениям $\sigma^j(r_j)$:

$$U^j = (K^j)^{-1} \sigma^j(r_j), \quad (3.9)$$

В произвольной точке пространства r вектор $\sigma^j(r)$ на площадке с нормальными, параллельными оси Oy , определяется по формуле

$$\sigma^j(r) = B^j U^j, \quad (3.10)$$

где B^j – матричный оператор вида

$$B^j = -E / [8\pi(1-\nu^2)] \times$$

$$\begin{vmatrix} \frac{\partial^2}{\partial y^2} + \nu \frac{\partial^2}{\partial z^2} - (y-y_j) \frac{\partial^3}{\partial x^2 \partial y}; & -\nu \frac{\partial^2}{\partial x \partial y} - (y-y_j) \frac{\partial^3}{\partial x \partial y \partial z}; \\ -\nu \frac{\partial^2}{\partial x \partial y} - (y-y_j) \frac{\partial^3}{\partial x \partial y \partial z}; & \frac{\partial^2}{\partial y^2} + \nu \frac{\partial^2}{\partial x^2} - (y-y_j) \frac{\partial^3}{\partial z^2 \partial y}; \\ -(y-y_j) \frac{\partial^3}{\partial x \partial y^2}; & -(y-y_j) \frac{\partial^2}{\partial z \partial y^2}; \\ & -(y-y_j) \frac{\partial^3}{\partial x \partial y^3} \\ & -(y-y_j) \frac{\partial^3}{\partial z \partial y^2} \\ \frac{\partial^2}{\partial y^2} - (y-y_j) \frac{\partial^3}{\partial y^3} \end{vmatrix} \cdot D^j. \quad (3.11)$$

D^j – оператор, определяемый формулой

$$D^j f = \iint_{S_j} \frac{f(\xi, \eta) d\xi d\eta}{r_j}, \quad (3.12)$$

где $r_j = \sqrt{(x-\xi)^2 + (z-\eta)^2 + (y-y_j)^2}$ – расстояние между произвольной точкой (x, y, z) пространства и точкой (ξ, y_j, η) на j -м разрезе.

Подстановка выражения (3.9) в выражение (3.10) дает

$$\sigma^j(r) = B^j (K^j)^{-1} \sigma^j(r_j). \quad (3.13)$$

По формуле (3.13) по заданным на границе взаимодействия кровли и почвы напряжениям $\sigma^j(r_j)$ можно вычислить напряжения в любой точке массива горных пород.

Проведенные исследования позволили упростить систему интегральных уравнений и получить выражения для вычисления напряжений в явном виде [5, 6].

В рассматриваемом случае одиночной очистной выработки третьей строки выражения (3.7) следует уравнение для но-

мальных смещений $1/2 U_0$ почвы выработки

$$\Delta \iint_{S_b} \frac{U_0(\xi, \eta) d\xi d\eta}{\sqrt{(x-\xi)^2 + (z-\eta)^2}} = \frac{4\pi(1-\nu^2)}{E} \sigma_y^0(x, z), \quad (x, z) \in S_b, \quad (3.14)$$

где $\sigma_y^0(x, z)$ – дополнительные нормальные к напластованию напряжения на почве выработки, они определяются абсолютным значением выражения в правой части формулы (3.2); S_b – область выработки.

Во многих случаях дополнительные касательные напряжения на почве выработки невелики или ими можно пренебречь при оценке некоторых компонент дополнительных напряжений и смещений (в частности, нормальных компонент σ_y, U). Тогда напряжения в любой точке вне выработки в плоскости пласта вычисляются по формуле

$$\sigma_y(x, y, z) = \frac{E}{4\pi(1-\nu^2)} \Delta \iint_{S_b} \frac{U_0(\xi, \eta) d\xi d\eta}{\sqrt{(x-\xi)^2 + (z-\eta)^2 + y^2}}, \quad (x, z) \in S_b. \quad (3.15)$$

Прочие компоненты дополнительных напряжений и смещений также могут быть определены по упрощенным формулам. С этой целью вводятся функции, определяемые по U_0

$$f_y = \frac{1}{2\pi} \frac{\partial}{\partial y} \iint \frac{U_0 d\xi d\eta}{\sqrt{(x-\xi)^2 + (z-\eta)^2 + y^2}};$$

$$f_x = \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} \int_y^\infty \frac{\partial f_y}{\partial x} dy; \quad f_z = \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} \int_y^\infty \frac{\partial f_y}{\partial z} dy. \quad (3.16)$$

Тогда напряжения вне пласта в произвольной точке массива пород находятся по формулам [40]

$$\sigma_x = \frac{E}{2(1-\nu^2)} \left[2\nu \frac{\partial f_z}{\partial y} + 2(1-\nu) \frac{\partial f_x}{\partial x} - y \frac{\partial^2 f_y}{\partial x^2} \right];$$

$$\sigma_y = \frac{E}{2(1-\nu^2)} \left[\frac{\partial f_y}{\partial y} - y \frac{\partial^2 f_y}{\partial y^2} \right];$$

$$\sigma_z = \frac{E}{2(1-\nu^2)} \left[2\nu \frac{\partial f_y}{\partial y} + 2(1-\nu) \frac{\partial f_z}{\partial z} - y \frac{\partial^2 f_y}{\partial z^2} \right];$$

$$\tau_{xy} = -\frac{E y}{2(1-\nu^2)} \frac{\partial^2 f_y}{\partial x \partial y}; \quad \tau_{zy} = -\frac{E y}{2(1-\nu^2)} \frac{\partial^2 f_y}{\partial z \partial y};$$

$$\tau_{xz} = \frac{E}{2(1-\nu^2)} \left[(1-\nu) \left(\frac{\partial f_x}{\partial z} + \frac{\partial f_z}{\partial x} \right) - \nu \frac{\partial^2 f_y}{\partial x \partial z} \right]. \quad (3.17)$$

Смещения и дополнительные деформации в произвольной точке массива горных пород определяются из следующих соотношений:

$$U = f'_x - \frac{\nu}{2(1-\nu)} \frac{\partial f_y}{\partial x};$$

$$W = f'_z - \frac{\nu}{2(1-\nu)} \frac{\partial f_y}{\partial z}; \quad V = f'_y - \frac{\nu}{2(1-\nu)} \frac{\partial f_y}{\partial y}; \quad (3.18)$$

$$\epsilon_x = \frac{\partial V}{\partial x}; \quad \epsilon_y = \frac{\partial U}{\partial y}; \quad \epsilon_z = \frac{\partial W}{\partial z}; \quad \epsilon_{xz} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial V}{\partial z} + \frac{\partial W}{\partial x} \right);$$

$$\epsilon_{xy} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial V}{\partial y} + \frac{\partial U}{\partial x} \right); \quad \epsilon_{zy} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial U}{\partial z} + \frac{\partial W}{\partial y} \right). \quad (3.19)$$

Таким образом, для того, чтобы по выражениям (3.17)–(3.19) рассчитывать компоненты дополнительных напряжений, смещений и деформаций в любой точке массива горных пород, достаточно определить относительные смещения почвы выработки $1/2 U_0$ из уравнения (3.14).

Численная реализация метода может быть осуществлена с помощью ЭВМ.

Один из способов решения интегрального уравнения (3.14) заключается в замене его системой линейных алгебраических уравнений. Процедура, основанная на кусочно-линейной аппроксимации искомой функции U_0 на поверхности почвы выработки S_b , заключается в следующем.

При решении уравнения (3.14) область выработки S_b разбивается на прямоугольники. Интегрирование по области заменяется на сумму интегралов по элементарным прямоугольникам S_k ($K=1, 2, \dots, n$), внутри которых подлежащие определению смещения полагают постоянными. Тогда в интегралах по элементарным площадям можно вынести за знак интеграла значения U_{0k} . В результате получим систему линейных уравнений

$$\sum_{k=1}^n U_{0k} \Delta \iint_{S_k} \frac{d\xi d\eta}{\sqrt{(x_l - \xi)^2 + (z_l - \eta)^2}} = \frac{4\pi(1-\nu^2)}{E} \sigma_y^0(x_l, z_l). \quad (3.20)$$

Точки коллокации (x_l, z_l) можно выбрать в центрах прямоугольников ($l=1, 2, \dots, n$).

Предположение о постоянстве смещений внутри малых прямоугольников не вносит сколь-нибудь существенных изменений в реальные значения смещений, поскольку они сильно меняются лишь вблизи контура выработки [5, 6], где область разбивается на более мелкие прямоугольники. Программа, реализующая этот метод, имеется в вычислительном центре ВНИИ.

Для проведения расчетов по описанному методу необходима следующая информация: геологические данные о залегании пласта, его мощность, угол падения, глубина отработки, прочностные свойства пласта и вмещающих пород, геометрия выработанного пространства с указанием всех размеров, условия закладки. Указанные данные вводятся в персональный компьютер в режиме диалога, проверяются и при необходимости корректируются.

Результаты расчетов могут быть представлены на экране дисплея в виде графиков, изолиний, таблиц и пояснительных текстов. При необходимости эта информация выводится на графопостроитель и (или) печатающее устройство.

Примеры. Ниже рассмотрены схемы ведения горных работ, при расчете которых необходимо учитывать пространственный характер перераспределения горного давления и прослежено влияние основных горнотехнических факторов на распределение напряжений в массиве горных пород. При этом наибольшее внимание уделяется нормальным к напластованию напряжениям, которые используются для построения границ защищенных зон и зон повышенного горного давления.

Отработка пласта в нисходящем порядке при этажной подготовке (лава-этаж). Пологий пласт мощностью 2 м, залегающий на глубине 800 м, обрабатывался по этажной подготовке. Рассматривалась горнотехническая ситуация, когда четыре этажа по падению уже отработаны и велась отработка пятого этажа, высотой 140 м. Рассчитывались поля напряжений на пластах, расположенных в почве обрабатываемого на разных удалениях от негр. На рис. 3.6. приведены рассчитанные поля напряжений $\sigma_y / (\gamma H)$ на пластах, расположенных ниже обрабатываемого, при мощности междупластья h_2 25, 50, 75 и 100 м. Проекция линии забоя выработки обозначена пунктиром. Участок пласта, находящийся под выработанным пространством, заштрихован.

Анализ результатов расчетов показывает, что с удалением от обрабатываемого пласта вглубь массива горных пород область максимальных концентраций нормальных к напластованию напряжений смещается от проекции контура выработанного пространства в сторону зоны опорного давления, абсолютное же значение концентрации напряжений в этой области уменьшается. Так, с удалением от обрабатываемого пласта на 50 м концентрация напряжений уменьшается в 1,3 раза, а при удалении на 100 м — в 1,8 раза. В зоне разгрузки концентрация нормальных к напластованию напряжений возрастает с удалением от обрабатываемого пласта, влияние выработки ослабевает.

Влияние угла падения пластов на напряженное состояние массива горных пород. Оно прослежено на примере расчета следующей схемы. Пласт мощностью 1 м, залегающий на глубине 800 м, обрабатывался этажами высотой по 100 м. Расчеты проводились для случая, когда один этаж отработан и велась отработка второго этажа.

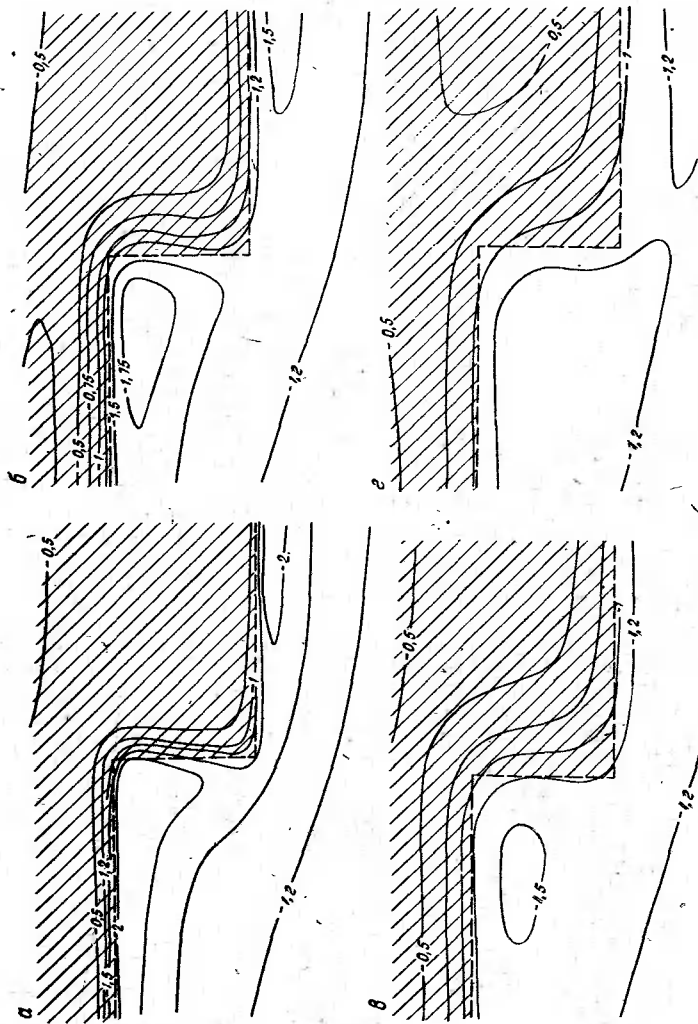


Рис. 3.6. Изолинии нормальных к напластованию напряжений в пласте, удаленном от отработываемого на 25 (а), 50 (б), 75 (в) и 100 (г) м

На рис. 3.7 показаны построенные с помощью графопостроителя изолинии нормальных к напластованию напряжений σ_y . Они рассчитаны для пласта, находившегося в породах почвы отработываемого пласта на расстоянии 25 м от него, при угле падения пласта α , равном 30, 60 и 80°. Проекция выработанного пространства на пласт обозначена пунктиром.

Установлено, что сложная конфигурация выработанного пространства оказывает значительное влияние на распределение напряжений в окружающем массиве горных пород. С увеличением угла падения пласта при боковом распоре $\lambda_1 = \lambda_2 = 0.7$ абсолютное значение напряжений вблизи линии очистного забоя уменьшается примерно в 1,5 раза. Это уменьшение обусловлено изменением напряжений в нетронутом массиве вдоль пласта с увеличением угла падения. Коэффициент концентрации напряжений при этом практически не меняется.

Сопоставим результаты расчетов с экспериментальными данными, полученными на шахте им. Гаевого в Центральном районе Донбасса, при воздействии отработки пласта Толстого на толщу нижележащих пород (табл. 3.3). Пласт Толстый (мощность 0,8–0,9 м, угол падения 60°) отработывался этажами по сплошной системе разработки при длине лавы 100 м. Из штрека (гор. 601 м) была пробурена скважина по нормали к напластованию в почву отработываемого пласта. Скважина была оборудована глубинными реперами.

Из данных табл. 3.3 видно, что между экспериментальными и рассчитанными результатами наблюдается довольно хорошее согласие. Эксперимент, так же как и расчет, фиксирует зону разгрузки и зону сжатия, уменьшение деформаций ϵ_x с удалением от отработываемого пласта. Деформации максимального расширения наблюдаются в интервале от 20 до 70 м позади лавы, а максимального сжатия – в 7–20 м впереди очистного забоя.

Расчеты для типовых схем отработки пластов дают представление о характере изменения напряженного состояния массива горных пород в зависимости от горнотехнической ситуации. Анализ выполненных расчетов напряженного состояния массива горных пород около выработок позволил установить следующее:

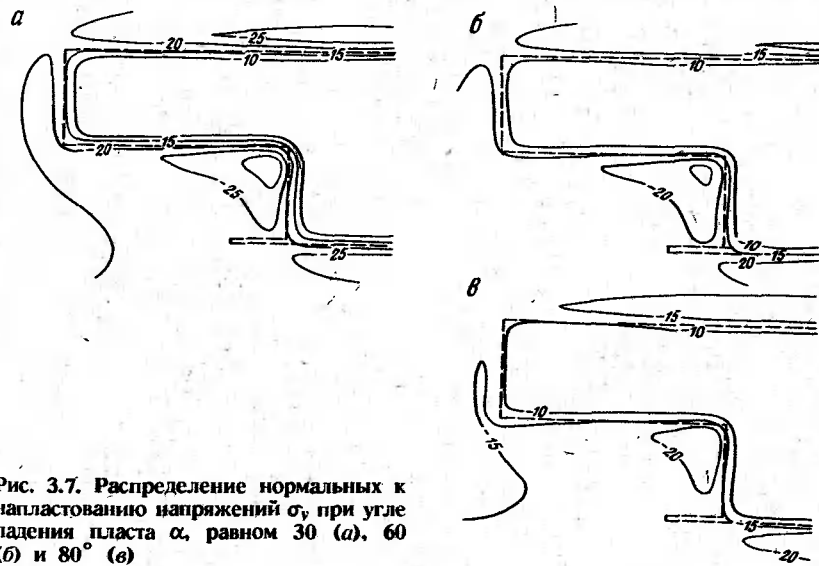


Рис. 3.7. Распределение нормальных к напластованию напряжений σ_y при угле падения пласта α , равном 30 (а), 60 (б) и 80° (в)

Таблица 3.3
Изменение деформаций надработанных пород относительно забоя лавы

$\epsilon_r/\epsilon_{r\max}$	Расстояние r , м								
	позади лавы					впереди лавы			
	-80	-60	-40	-20	-10	10	20	30	40
Экспериментальные данные	0,75	0,9	1	0,86	0,4	-0,45	-0,4	-0,25	-0,2
Данные, полученные расчетом	0,82	0,98	0,96	0,74	0,4	-0,65	-0,63	-0,27	-0,2

на распределение напряжений впереди очистного забоя существенное влияние оказывает конфигурация линии фронт очистных работ. Для изолированной прямоугольной в плане выработки наиболее нагружена средняя часть очистного забоя (коэффициент интенсивности в два раза выше, чем у краев). При отработке по схеме лава-этаж наиболее пригружена верхняя часть этажа (коэффициент интенсивности в шесть раз больше, чем в нижней части забоя);

с изменением угла падения пласта от 0 до 90° при боковом распоре $\lambda_x = \lambda_z = 0,7$ абсолютное значение нормальных к пластованию напряжений вблизи линии очистного забоя уменьшается примерно в 1,5 раза, коэффициент же концентрации напряжений практически не меняется;

с удалением от обрабатываемого пласта в глубь массива область максимальных концентраций напряжений смещается с проекции контура выработки в сторону зоны опорного давления. Концентрация напряжений в этой области уменьшается (при удалении от пласта на 50 м в 1,3 раза).

3.5. РАСЧЕТ НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ РАЗРАБОТКЕ СВИТЫ ПЛАСТОВ (ПЛОСКАЯ ЗАДАЧА)

Метод последовательных приближений (алгоритм Шварца). При рассмотрении системы выработок числом n решение для дополнительных величин строится по шагам. На первом шаге каждой из выработок прикладывается нагрузка, определяемая по формулам (3.1) – (3.2), и вычисляются напряжения в точке соответствующих остальным $n-1$ выработкам. Суммируя полученные напряжения, получаем на первом шаге граничные условия для решения задачи о плоскости с n выработками. Новые граничные условия отличаются от исходных на сумму напряжений, «индуцированных» от влияния прочих выработок. Возникшую разницу нужно устранить, чтобы удовлетворить

исходным граничным условиям. Для этого достаточно к решению, полученному на первом шаге, прибавить решение задачи при напряжениях на выработках, равных взятой с обратным знаком упомянутой выше суммы. Новые граничные условия по абсолютному значению меньше исходных. Продолжая вычисления таким образом, можно сделать добавки достаточно малыми.

Граничные условия на n -й выработке для r -й итерации вычисляются по формулам

$$\sigma_{ymr}(t) = \frac{1}{2\pi} \sum_{\substack{k=1 \\ k \neq m}}^n \int_{-1}^1 [a_{sk}\sigma_{ykr-1}(\xi) + b_{sk}\sigma_{xykr-1}(\xi)] \cdot (1-\xi^2)^{0,5} d\xi;$$

$$\sigma_{xymr}(t) = \frac{1}{2\pi} \sum_{\substack{k=1 \\ k \neq m}}^n \int_{-1}^1 [a_{sk}\sigma_{xykr-1}(\xi) - b_{sk}\sigma_{ykr-1}(\xi)] \times$$

$$\times (1-\xi^2)^{0,5} d\xi. \quad (3.21)$$

где a_{sk} и b_{sk} – известные функции; при $r=1$, $\sigma_{yko}(t)$ и $\sigma_{xyko}(t)$ – исходные граничные условия.

Если необходимая для практики точность достигается после N итераций, то на каждой из выработок получаем следующие граничные условия:

$$\sigma_{ykr}(t) = \sum_{r=0}^N (-1)^r \sigma_{ykr}(t). \quad (3.22)$$

Накопленные таким образом граничные условия и служат для окончательных расчетов. Напряжения в произвольной точке массива горных пород получаются суммированием напряжений от каждой выработки в отдельности по формулам (3.4) с граничными условиями (3.2).

Метод граничных интегральных уравнений. Построение защищенных зон при отработке свиты пластов осложняется тем, что в связи с ошибками округления по алгоритму Шварца нельзя рассчитать напряженное состояние при близком расположении обрабатываемых пластов. Поэтому для весьма сближенных пластов напряженное состояние массива пород целесообразно рассчитывать, решая соответствующие интегральные уравнения.

Рассмотрим задачу об упругой плоскости, ослабленной системой p разрезов, края которых нагружены самоуравновешенными силами. На каждом из разрезов L_j ($j=1, 2, \dots, p$) направим нормаль вправо от направления движения по оси t . Обозначим начала разрезов a_j , концы – b_j , а совокупность контуров $L(L = L_1 + L_2 + \dots + L_p)$.

Задача сводится к решению интегрального уравнения относительно функции $\omega(\tau)$ [18, 44]:

$$\frac{1}{\pi i} \int \frac{\omega(\tau)}{\tau - t} d\tau + K\omega = f_0(t), \quad (3.23)$$

где τ — комплексная координата точки на разрезе L , $K = K_1 + K_2$, K_1, K_2 — операторы, определяемые формулами

$$K_1\omega = \frac{1}{2\pi i} \int \omega(\tau) d \ln \frac{\bar{\tau} - \bar{t}}{\tau - t} \quad \text{и} \quad K_2\omega = -\frac{1}{2\pi i} \int \bar{\omega}(\bar{\tau}) d \frac{\tau - t}{\bar{\tau} - \bar{t}}$$

$$f_0(t) = \frac{1}{2}(f^* + f) + C(t) + \frac{1}{2\pi i} \int \frac{f^* - f}{\bar{\tau} - \bar{t}} d\tau + K_1(f^* - f),$$

$$f^\pm(t) = \int_0^{S_j} (\sigma_{ny}^\pm + i\sigma_{nx}^\pm) dS - \text{граничные значения главного}$$

вектора внешних усилий на разрезе L_j ; S_j — длина контура разреза L_j , отсчитываемая от его начала a_j ; $\sigma_{nx}^\pm, \sigma_{ny}^\pm$ — заданные на краях щелей проекции напряжений на соответствующие оси; $C(t)$ — функция, принимающая значение C на контуре разреза L_j .

Постоянные C_j определяются в процессе решения задачи и дополнительных условий

$$\int_L \frac{t^m K_m \omega}{z(t)} dt = \int_L \frac{t^m f(t)}{z(t)} dt, \quad (m = 0, 1, \dots, p-1), \quad (3.24)$$

где $z(t) = \prod_{j=0}^p \sqrt{(z - a_j)(z - B_j)}$; $z = x + iy$ — комплексная координата точки на плоскости.

По решению уравнения (3.23) находятся функции Колосова — Мусхелишвили $\varphi(z)$ и $\Psi(z)$:

$$\varphi(z) = \frac{1}{2\pi i} \int_L \frac{\omega(\tau)}{\tau - z} d\tau; \quad \Psi(z) = \frac{1}{2\pi i} \int_L \frac{f^*(\bar{\tau}) - f(\bar{\tau}) - \bar{\omega}(\bar{\tau}) e^{-2i\theta}}{\tau - z} d\tau - \frac{1}{2\pi i} \int_L \frac{\bar{\omega}(\bar{\tau})}{(\tau - z)^2} d\tau, \quad (3.25)$$

где θ — угол, образуемый касательной к контуру разреза L в точке τ с осью Ox .

Напряжения и смещения в любой точке плоскости определяются по формулам [44]

$$\begin{aligned} \sigma_y + \sigma_x &= 4\pi \operatorname{Re} \varphi'(z); \\ \sigma_y - \sigma_x + 2i\tau_{xy} &= 2[\bar{z}\varphi''(z) + \Psi'(z)]; \\ 2\mu(u + iv) &= \kappa\varphi(z) - z\bar{\varphi}'(z) - \Psi(z), \end{aligned} \quad (3.26)$$

где $2\mu = E/(1 + \nu)$ — модуль сдвига $\kappa = 3 - 4\nu$.

Пласты в свитах в основном залегают параллельно. Поэтому решаем задачу о системе прямолинейных параллельных щелей в плоскости, края которых нагружены равными по значению и противоположно направленными силами.

Тогда $f^* = f$.

Наличие двух методов позволяет определить напряженное состояние массива горных пород около выработок при произвольном их расположении. Для большого числа выработок, расположенных на достаточно удаленных пластах, лучше использовать алгоритм Шварца, а для близких пластов и при небольшом числе выработок — метод интегральных уравнений.

С другой стороны, при расчете защищенных зон при отработке свиты пластов не всегда необходимо принимать во внимание все выработки на весьма близких пластах. Как показали эксперименты, при расчете границ защищенной зоны можно исключить из рассмотрения некоторые весьма близкие пласты свиты, которые обрабатываются одинаково. Однако при расчете смещений необходимо рассматривать все обрабатываемые пласты, поскольку при повторной подработке массива пород происходит увеличение смещений по сравнению с первоначальными.

Реализация приведенного выше метода интегральных уравнений позволяет рассмотреть напряженное состояние массива горных пород при отработке сближенных пластов.

Процедуры вычислений оформлены в двух вариантах, различающихся областями сходимости и продолжительностью счета. Первый из них представлен программой «Shvarc», основанной на алгоритме Шварца. Он требует меньших затрат машинного времени, но характеризуется меньшей областью сходимости, чем второй вариант, реализованный в программе ВІЕ и использующий метод граничных интегральных уравнений.

С помощью разработанных методов расчета напряженного состояния легко определить коэффициенты интенсивности напряжений K_I . Физический смысл коэффициента интенсивности напряжений ясен из зависимости, справедливой для перпендикулярного к плоскости пласта, растяжения (сжатия):

$$-\frac{d\mathcal{E}}{dS} = \frac{1 - \nu^2}{E} K_I^2, \quad (3.27)$$

где $-\frac{d\mathcal{E}}{dS}$ — приток упругой энергии, отвечающий приращению поверхности выработки dS . Отсюда ясно, что коэффициент интенсивности напряжений практически полностью характеризует возможный приток упругой энергии из вмещающих пород.

Сами коэффициенты интенсивности вычисляются в программах. В некоторых случаях, например, для изолированной очистной

выработки (в случае плоской задачи), их можно найти по формуле [44]

$$K_I = - \frac{1}{\sqrt{\pi x_{0k}}} \int_{\pm x_{0k}}^{x_{0k}} \sqrt{\frac{x_{0k} \pm x}{x_{0k} \mp x}} \sigma_y(x) dx, \quad (3.2)$$

где x_{0k} — полуширина k -й выработки; σ_y — дополнительные нормальные усилия на почве выработки. Верхние знаки отвечают левому краю выработки, нижние — правому краю.

Примеры. Рассмотрение систем выработок позволяет оценить их влияние друг на друга. Отдельные примеры расчета коэффициентов интенсивности на краях очистных выработок приведены ниже. При этом анализируется влияние таких факторов, как расстояния между выработками, пройденными по смежным пластам (размеры междупластья), расположение выработок друг относительно друга.

Влияние мощности междупластья. Коэффициент интенсивности напряжений K_I с увеличением расстояния h_2 между двумя очистными выработками одинаковой ширины a , пройденными одна под другой, причем края выработок совпадают (рис. 3.8, а), изменяется следующим образом:

$2h_2/a$	0,25	0,3	0,35	0,4	0,45	0,5	1	1,5	2	∞
$ K_I $	1,26	1,27	1,28	1,3	1,31	1,33	1,45	1,55	1,6	1,77

С ростом мощности междупластья h_2 значение K_I увеличивается ($|K_I| = 1,77$ соответствует случаю изолированной очистной выработки). Это приводит к увеличению ширины предельной зоны в краевой части пласта и коэффициента концентрации напряжений в точке максимума опорного давления. Таким образом, подработка одной выработки другой несколько выравнивает напряжения в опорной зоне (например, при $2h_2/a = 0,5$ ширина предельной зоны на 20% меньше ширины предельной зоны в краевой части пласта около изолированной очистной выработки).

Коэффициенты интенсивности напряжений с увеличением мощности междупластья между выработками различной ширины (рис. 3.8, б) изменяются следующим образом:

$2h_2/a_1$	0,2	0,3	0,4	0,5	1	1,5	2	∞
K_I в точках:								
1, 2	1,72	1,7	1,68	1,67	1,66	1,68	1,69	1,77
3, 4	0,17	0,33	0,48	0,6	0,93	1,06	1,12	1,25

При подработке краевой части пласта (рис. 3.8, в) коэффициенты интенсивности напряжений изменяются следующим образом (при ширине верхней выработки a_1 в два раза больше чем ширина нижней выработки, и мощности междупластья $2h_2 = 0,6a_1$):

$2S/a_1$	0	0,25	0,5	0,75	1	1,25	1,5	1,75	2	∞
K_I в точках:										
1	1,42	1,61	1,7	1,73	1,76	1,8	1,74	1,74	1,83	1,77
2	1,76	1,73	1,7	1,61	1,42	1,28	1,36	1,62	1,87	1,77
3	1,04	0,61	0,33	0,26	0,35	0,58	0,91	1,29	1,59	1,25
4	0,35	0,26	0,33	0,6	1,04	1,41	1,58	1,6	1,56	1,25

Для края в точке 1, если левые края выработок расположены в створе, наблюдается наибольшая разгрузка верхней выработки. С изменением положения нижней выработки ее разгружающее влияние ослабевает. Положение 1 ($S=0$) численно соответствует случаю изолированной выработки ($K_I = 1,77$). При дальнейшем изменении положения нижней выработки обе выработки начинают воздействовать на горный массив как некоторый единый эквивалентный пролет. Коэффициент интенсивности возрастает до значения $2S/a_1 = 1,75$, а затем он уменьшается в связи с ослаблением взаимного влияния выработок.

Край в точке 2 вначале испытывает нагрузку, максимальное значение которой имеет место при $2S/a_1 = 1,25$. Затем значение K_I начинает возрастать вследствие того, что левый край нижней выработки и правый край верхней стремятся к положению створа.

Край 3 в точке 1 испытывает разгрузку со стороны верхней выработки (если нижнюю выработку рассматривать как изолированную, то $K_I = 1,25$). С изменением положения нижней выработки разгрузка на край в точке 3 увеличивается, достигая максимума при $2S/a_1 = 0,75$. Затем значение K_I начинает уве-

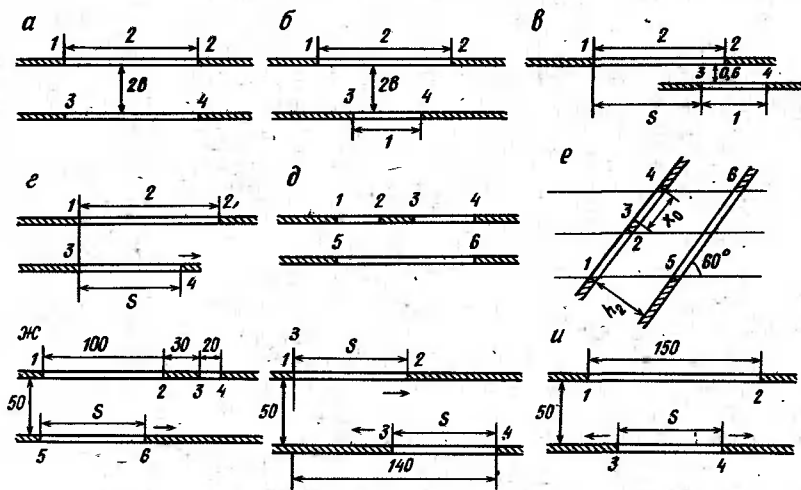


Рис. 3.8. Схемы взаимного расположения очистных выработок

личиваться и при $2S/a_1=2$ заметно превышает значение $K_I=1,25$. Поскольку упругая энергия, выделяемая при динамическом явлении, пропорциональна K_I^2 , то отсюда следует, что ведение очистных работ на смежных пластах в створе значительно повышает вероятность горного удара или внезапного выброса.

Край в точке 4 испытывает максимальную разгрузку при $2S/a_1=0,25$. Затем разгрузка уменьшается и при $2S/a_1=1,75$ значение $K_I=1,6$ существенно больше 1,25. Это положение края в точке 4 аналогично положению края в точке 3 при $2S/a=2$ и является опасным в отношении возможности возникновения того или иного динамического явления.

Анализ показывает, что если нижняя выработка находится под выработанным пространством вышележащего пласта, то она практически не оказывает влияния на разгрузку горных пород над верхней выработкой. Когда нижняя выработка начинает подрабатывать краевую часть верхнего пласта, то на этом пласте существенно уменьшаются опорные нагрузки (при $2S/a_1=1,25$). Дальнейшая подработка приводит к исчезновению опорных нагрузок на части верхнего пласта.

Подработка одного пласта другим приведена также на рис. 3.8, г. Коэффициенты интенсивности K_I для этой схемы при различном положении выработок следующие.

Размер нижней выработки S , м	30	50	70	110	130	150
K_I в точках:						
1	1,64	1,53	1,43	1,31	1,1	1,08
2	1,61	1,7	1,68	1,6	1,2	0,88
3	1,58	1,5	1,44	1,43	1,29	1,3
4	1,28	0,99	0,9	1,03	1,33	1,65

Из приведенных данных видно, что коэффициенты интенсивности K_I около малой выработки невелики при ее расположении под большой вблизи последней. Коэффициенты интенсивности около большой выработки остаются на уровне случая изолированной выработки. На расстояниях, больших полутора пролетов большой выработки, ее влияние на малую практически прекращается. Иная ситуация возникает, если забой малой выработки попадает под опорную зону большой. При этом значение K_I (а следовательно, и опорное давление) существенно возрастает. Следовательно, коэффициент интенсивности напряжений K_I характеризует степень опасности (возможность потери устойчивости краевой части пласта) с изменением распределения напряжений в зоне опорного давления.

Изложенная расчетная схема применена также для анализа взаимного влияния двух очистных выработок одинаковой ширины a , в середине одной из которых оставлен целик (рис. 3.8, д). Мощность междупластья изменяется от 0,6 до $2a$ (анализ по-

казывает, что подработка целика как средство уменьшения его вредного влияния на окружающий массив пород тем эффективней, чем меньше мощность междупластья). Значения коэффициентов интенсивности напряжений для схемы (см. рис. 3.8, д) приведены ниже.

Номер края выработки	1	2	3	4	5	6
K_I при мощности междупластья						
0,6	1,5	1,5	0,97	0,4	0,4	0,98
1	1,56	1,56	0,96	0,77	0,77	0,96
2	1,61	1,61	1,05	1,11	1,11	1,05

С увеличением междупластья значение K_I на краях верхней выработки растет. Однако изменение невелико и значение K_I остается меньше 1,77. Это объясняется тем, что выработка, пройденная по нижнему пласту, оказывает некоторое разгружающее влияние на верхний пласт и при достаточно большой мощности междупластья. Края нижней выработки при увеличении мощности междупластья сначала попадают в область разгрузки, но в дальнейшем начинает сказываться удаление верхней выработки и значение K_I возрастает, стремясь к некоторому пределу, который соответствует изолированной выработке с целиком. Края целика, которые находятся под серединой верхней выработки, подвержены максимальной разгрузке, которая ослабевает с увеличением мощности междупластья.

Значения коэффициентов интенсивности напряжений для схемы (см. рис. 3.8, е) приведены ниже.

Края целика, которые находятся под серединой подрабатываемой выработки, естественно подвержены максимальной разгрузке, которая ослабевает с увеличением мощности междупластья.

Подработка целика характерна также для схемы (см. рис. 3.8, ж). До значения $S=80$ м нижний пласт находится в условиях разгрузки. Нагрузки на целик на этом этапе ведения работ заметно не изменяются. Далее нижний пласт пригружается, дальнейшее подвигание фронта очистных работ на нем приводит к некоторой разгрузке целика. Ведение работ под целиком характеризуется пригрузкой краевой части обрабатываемого пласта. Изменение коэффициентов интенсивности напряжений для этой схемы характеризуется следующими данными.

Размер выработки по нижнему пласту S , м	20	60	80	100	120	150
K_I в точках:						
1	1,65	1,5	1,47	1,46	1,47	1,48
2	1,66	1,53	1,45	1,4	1,4	1,4
3	1,16	1,15	1,12	1,03	0,91	0,86
4	1,25	1,22	1,22	1,14	1,04	0,96
5	1,58	1,59	1,6	1,58	1,58	1,6
6	1,58	1,55	1,55	1,53	1,53	1,55

При встречных забоях на смежных пластах (рис. 3.8, э) выработки не оказывают заметного влияния друг на друга при S , равном 40 и 60 м. Начиная со значения $S=80$ м сказывается взаимное влияние выработок. Края 1 и 4 получают пригрузку, а края 2 и 3 — разгрузку. При дальнейшем развитии очистных работ наблюдается частичная разгрузка очистных забоев. Коэффициенты интенсивности напряжений приведены ниже.

Размер выработки S , м . . .	40	60	80	100	120
K_I в точках:					
1	1,68	1,7	1,75	1,87	1,84
2	1,68	1,7	1,8	1,63	1,04
3	1,8	1,85	1,9	1,76	1,22
4	1,8	1,83	1,87	1,97	1,95

Для схемы с расходящимися забоями на одном из пластов свиты (рис. 3.8, и) очистные работы на нижнем пласте ведутся в условиях его частичной разгрузки. По мере подвигания очистного забоя края 3 и 4 пригружаются. Значения коэффициентов интенсивности напряжения приведены ниже.

Размер выработки по нижнему пласту S , м	30	70	110
K_I в точках:			
1	1,65	1,62	1,48
2	1,65	1,62	1,48
3	0,45	0,68	1
4	0,45	0,68	1

С расширением выработанного пространства коэффициенты интенсивности напряжений в точках, соответствующих левому и правому краям выработки по нижнему пласту, возрастают, что свидетельствует об их пригрузке.

Сопоставим результаты расчетов для конкретных схем с данными шахтных экспериментов.

На рис. 3.9 приведен разрез вкрест простирания пластов h_3 , h_6 и h_7 шахты «Мушкетовская» в Донбассе с рассчитанными и нанесенными на него изолиниями нормальных к напластованию напряжений. Пласт h_6 надработан пластом h_7 , расположенным выше на 148 м. Глубина от поверхности до этого участка 350 м. Угол падения пластов 9° . На пласте h_7 оставлен целик шириной 60 м, который оказывает продавливающее влияние на пласт h_6 . Выработки по пласту h_7 разгружают пласт h_6 , а выработка по пласту h_3 ослабляет продавливающее действие целика на пласте h_7 .

Выводы, сделанные по результатам расчетов, хорошо подтверждаются шахтными экспериментами. На участке опасного пласта h_6 проводилась оценка эффективности действия защитных пластов h_7 и h_3 комплексным методом: по выходу буровой мелочи, по начальной скорости газовыделения и по вдавливанию пуансона в стенки скважин. На рассматриваемом участке пласта h_6 пробурены пять скважин. Во всех скважинах газовыделения не наблюдалось. Выход буровой мелочи не достигал опасных значений.

Наблюдения по вдавливанию пуансона в стенки скважин показали, что значения показателя опасности в скважинах под целиком отличаются от разгруженных участков на 35–40%. Эти наблюдения подтверждают пригружающее действие целика на пласте h_7 .

На рис. 3.10 показан разрез вкрест простирания на участке шахты им. Румянцев в Центральном районе Донбасса, где разрабатывается свита из

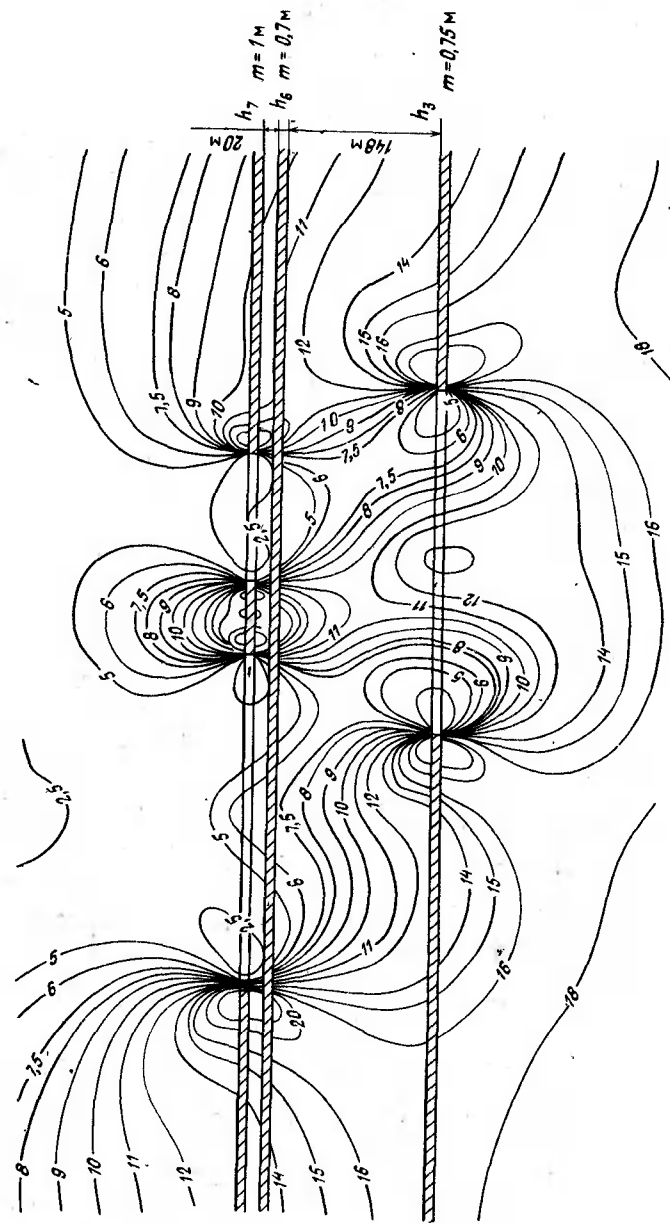


Рис. 3.9. Распределение нормальных к напластованию напряжений (МПа) на участке шахты «Мушкетовская»

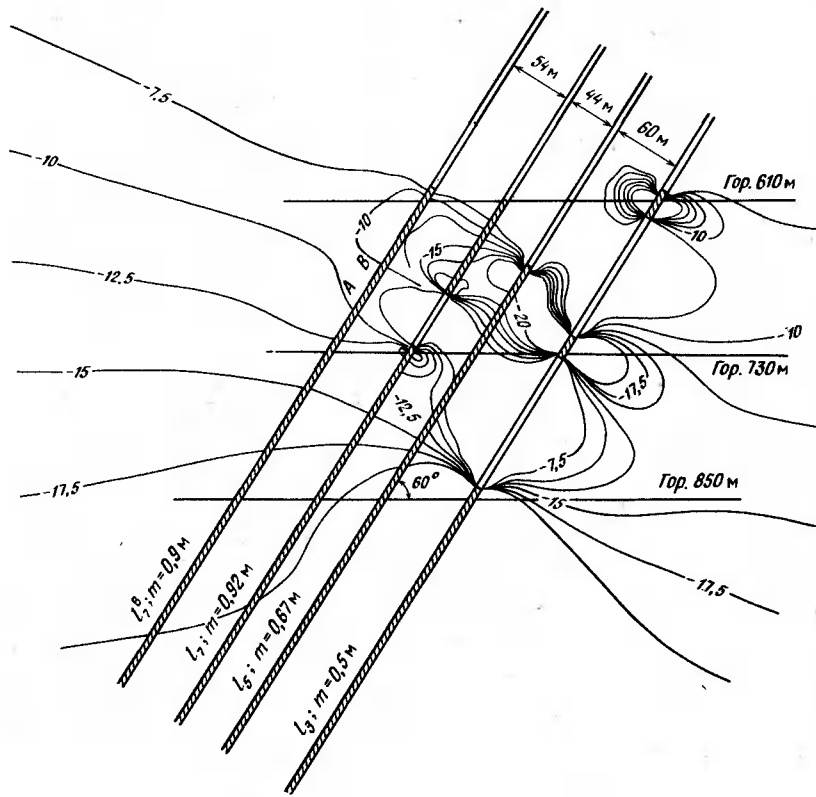


Рис. 3.10. Распределение нормальных к напластованию напряжений на участке шахты им. Румянцева

четыре пластов l_5 , l_6 , l_5^1 и l_3 . Пласт l_3 мощностью 0,5 м отработан до гор. 850 м с оставленным у каждого горизонта надштрековых целиков шириной по 10 м. Пласт l_5 мощностью 0,67 м отработан до гор. 610 м, ведется отработка следующего горизонта. На пласте l_6 мощностью 0,92 м оставлен целик шириной 80 м. Пласт l_5^1 отработан до гор. 610 м.

На пласте l_5^1 между гор. 610 и 730 м проводились экспериментальные работы по оценке эффективности защитного действия пласта l_3 по показателям выхода буровой мелочи и начальной скорости газовыделения. В результате наблюдений установлен повышенный выход буровой мелочи в скважинах, расположенных в зонах влияния целиков и краевых частей пластов l_6 и l_5 . Следовательно, защитное действие подрабатывающего пласта l_3 в данных условиях оказалось неэффективным.

Измерения скорости газовыделения также показали, что защитное действие пласта l_3 при мощности междупластья 158 м неэффективно из-за наличия целиков угля на соседних пластах свиты.

3.6. РАСЧЕТ НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ РАЗРАБОТКЕ СВИТЫ ПЛАСТОВ (ПРОСТРАНСТВЕННАЯ ЗАДАЧА)

Метод расчета. Для расчета напряжений в произвольной точке r массива пород решение ищется в виде следующего выражения:

$$\sigma(r) = \sum_{i=1}^N B^i (K^i)^{-1} \sigma^i(r_i), \quad (3.29)$$

Функции $\sigma^i(r_i)$ на границах S_i подбираются из условия, чтобы предельные значения $\sigma(r)$ совпадали с заданными граничными условиями $\sigma^0(r)$. Тогда переходя в выражении (3.29) к пределу при стремлении r к точке r_k и нормали n к нормали в точке r_k на любом из разрезов S_k , получаем [5, 23]:

$$\sigma^0(r_k) = \sigma^k(r_k) + \sum_{\substack{i=1 \\ i \neq k}}^N B^i (K^i)^{-1} \sigma^i(r_i). \quad (3.30)$$

С учетом выражения (3.6) это уравнение можно записать относительно векторов U^i разрывов смещений на разрезах S в виде

$$\sigma^0(r_k) = K^k U^k + \sum_{\substack{i=1 \\ i \neq k}}^N B^i U^i. \quad (3.31)$$

Штрих при знаке суммы означает, что слагаемое с индексом $j=k$ при суммировании пропускается, операторы K^i и B^i определяются формулами (3.7) и (3.11).

Нормальные и касательные составляющие усилий и смещений в общем случае не разделяются, поскольку структура матриц B^i не столь проста, как структура матриц K^i (в последних строках и столбцах K^i отличны от нуля только диагональные члены, отвечающие нормальным усилиям и смещениям). Однако систематические расчеты для плоской задачи о системах очистных выработок показывают, что в большинстве случаев, имеющих практический интерес в горной геомеханике, влияние касательных составляющих на нормальные к напластованию усилия невелико и им можно пренебречь. Такому упрощению соответствует замена нулями двух первых элементов в третьей строке каждой из матриц B^i . В результате уравнение (3.31) значительно упрощается. Однако реализация его на ЭВМ при наличии большого числа выработок требует все же значительного объема оперативной памяти. Это обстоятельство заставило обратить особое внимание на возможность использования при реализации

на ЭВМ метода последовательных приближений (алгоритма Шварца). Суть метода, как отмечено выше при рассмотрении плоской задачи, заключается в многократном использовании решения для изолированной выработки.

Предположим, что рассматривается система из N выработок ($N \geq 2$) [4, 23]. На первом этапе после ввода исходной информации строятся граничные условия на почве очистной выработки каждого пласта по формуле (3.1). Затем для каждой из выработок решается уравнение (3.14) с соответствующими граничными условиями и вычисляются разности смещений кровли и почвы U^k .

При наличии в выработанном пространстве смежных пластов, целиков или краевых частей, оказывающих продавливающее влияние, необходимо провести корректировку исходных граничных условий в соответствии с формулой (3.2). Такая корректировка составляет второй этап. Если она не нужна, то сразу переходят к третьему этапу.

Последовательность действий на втором этапе следующая. Фиксируется выработка, подверженная продавливающему влиянию целиков или краевых частей смежных пластов. Затем строится итерационный процесс по граничным условиям для всех выработок без учета зафиксированной. По формулам (3.17) рассчитывается напряженное состояние в месте расположения зафиксированной выработки от влияния целиков и краевых частей на смежных пластах. Если эти напряжения по абсолютному значению превосходят исходные граничные условия для зафиксированной выработки, то в области влияния целика граничные условия необходимо вычислять по формуле (3.2).

Подобная процедура проводится последовательно для всех выработок, испытывающих влияние целиков и краевых частей.

Третий этап реализации представляет собой итерационный процесс построения граничных условий, отражающих взаимное влияние выработок на смежных пластах. Осуществляется он следующим образом. По вычисленным на первом или на втором (при учете продавливающего воздействия целиков и краевых частей пластов) этапе смещения U_0 из уравнений (3.15) определяются нормальные к напластованию напряжения σ_n , которые характеризуют воздействие одной выработки на каждую из смежных. Выполнив эти вычисления для каждой из выработок, получим новые граничные условия, отличающиеся от исходных на величину, равную сумме воздействий от других выработок. По новым граничным условиям из решения уравнения (3.14) определяются соответствующие им смещения U_0 для каждой из выработок. Этими действиями заканчивается первая итерация по граничным условиям. Последующие итерации выполняются точно так же по значениям U_0 , полученным на предыдущем шаге. Про-

цесс расчетов по итерациям заканчивается после того, как добавки к граничным условиям на последнем шаге не станут достаточно малы. Затем решается уравнение (3.14), в котором в качестве граничных условий в правой части берутся напряжения, накопленные в процессе итераций (с учетом последней из них). Вновь полученные смещения U полностью отражают взаимное влияние очистных выработок и являются новыми граничными условиями для дальнейших вычислений.

Разработанная программа позволяет учитывать при расчете напряжений в рамках упругой задачи область, в которой уголь находится в предельно напряженном состоянии. Это осуществляется на четвертом этапе. По формулам (4.10) или (4.11) следующего раздела рассчитываются коэффициенты интенсивности напряжений. Используя их, можно из выражений (4.12), (4.13) найти расстояние до точки максимума опорного давления и напряжения в ней. По расстояниям до точек максимума опорного давления строится контур предельной зоны $S_{пр}$. Теперь можно задать напряжения в этой зоне, т. е. уточненные граничные условия. Затем из уравнения (3.14) определяются соответствующие им смещения. В качестве области интегрирования теперь во всех формулах принимается $S = S_b + S_{пр}$. Фактически повторяется третий этап вычислений.

На пятом этапе из уравнения (3.15) вычисляются нормальные к напластованию напряжения в плоскости каждого отработываемого пласта. При этом используются смещения U_0^k , вычисленные на предыдущем этапе для каждой выработки.

Завершающим этапом является вычисление напряжений, деформаций и смещений в произвольной точке массива пород вне отработываемых пластов. С этой целью для каждой выработки в формулы (3.15) – (3.18) подставляются накопленные смещения U_0^k и результаты суммируются по всем выработкам.

Программа обеспечивает сходимость процесса вычислений при расположении двух выработок на смежных пластах, если расстояния их друг от друга превышают 0,25 минимального размера наибольшей по длине выработки.

Продолжительность расчетов характеризуется следующими данными. При использовании, например, 200 прямоугольников для каждой из двух выработок на смежных пластах длительность счета составляет около 120 мин. Уменьшение числа прямоугольников до 100 сокращает это время до 30 мин. С ростом числа выработок N указанные затраты времени увеличиваются примерно пропорционально $N!$. Когда N велико, при густой сетке разбиения могут потребоваться десятки часов машинного времени. Для его экономии в таких случаях рекомендуется рационально выбирать расчетные схемы и проводить расчеты в несколько циклов, что предусмотрено программой [1, 18].

Результаты расчетов могут быть представлены в виде таблиц с пояснительным текстом, либо выведены на графопостроитель и представлены в виде изолиний напряжений, смещений и деформаций.

Описанный метод расчета напряженного состояния массива горных пород около выработок на разных пластах свиты, основанный на решении пространственной задачи, учитывает конфигурацию выработок в плане и их взаимное расположение в пространстве, глубину залегания и угол падения пластов. Однако область его применения ограничена, поскольку используемый в алгоритме метод последовательных приближений Шварца при малых мощностях междупластий расходится. Так, если две одинаковые выработки расположены одна под другой на расстоянии, меньшем четверти минимального размера наибольшей из них, метод последовательных приближений расходится. В этом случае, как выяснилось, более эффективна прямая реализация граничных интегральных уравнений.

В общем случае указанные ГИУ приведены в работе [40]. Их решение реализовано в виде действующей программы. В случае, когда поверхности выработок лежат в параллельных плоскостях, система принимает вид (3.27). Если пренебречь вкладом касательных усилий на почвах выработок, то уравнения существенно упрощаются, приобретая вид [23]:

$$\begin{aligned}
 & - \frac{8\pi(1-\nu^2)}{E} \sigma_y^0 = \Delta \iint_{S_k} \frac{U^k(\xi, \eta)}{r_k} d\xi d\eta - \\
 & - \sum_{\substack{i=1 \\ i \neq k}}^N \left\{ \frac{\partial}{\partial y} [(y-y_i) \iint_{S_i} \frac{U^i(\xi, \eta)}{r_i^3} d\xi d\eta] - \right. \\
 & \left. - (y-y_i) \frac{\partial^2}{\partial y^2} [(y-y_i) \iint_{S_i} \frac{U^i(\xi, \eta)}{r_i^3} d\xi d\eta] \right\};
 \end{aligned} \quad (3.32)$$

$$(x, z) \in S_k; r_k = \sqrt{(x-\xi)^2 + (z-\eta)^2},$$

где S_k – область k -й выработки.

Штрих при знаке суммы означает, что слагаемое с индексом $j = k$ пропускается.

Решение заключается в сведении интегрального уравнения к системе линейных алгебраических уравнений. Область каждой выработки разбивается на m_k квадратов и интегрирование по области S_k заменяется на сумму m_k интегралов по элементарным

квадратам S_i , внутри которых смещения и напряжения полагают постоянными:

$$\iint_{S_k} \frac{U_z(\xi, \eta)}{r} d\xi d\eta = \sum_{i=1}^m U_z^i(\xi, \eta) \iint_{S_i} \frac{d\xi d\eta}{r^i}. \quad (3.33)$$

Предположение о постоянстве смещений внутри малых квадратов не вносит существенных изменений в реальные значения смещений, поскольку они сильно меняются лишь вблизи границы выработки, где область разбивается на более мелкие квадраты.

Следует отметить, что особенность рассматриваемых ГИУ состоит в том, что прямое дифференцирование под знаком интеграла дает сингулярности, которые не интегрируются не только в обычном смысле, но и в смысле главного значения по Коши. Поэтому некоторые исследователи предлагают при численном решении вычислять коэффициенты окончатальной алгебраической системы путем экстраполяции на поверхность значений, получаемых не на самой границе, а в близких к ней точках при подходе к поверхности по нормали. Этот путь чрезвычайно трудоемок. В работах [5, 6] предложен более рациональный способ решения. Суть приема состоит в использовании гиперсингулярных (конечночастных) интегралов.

Поскольку численная реализация ГИУ предполагает построение и решение системы линейных уравнений, то при анализе напряженного состояния массива пород при отработке свит пластов размеры получившейся матрицы коэффициентов могут превосходить допустимый для их хранения объем оперативной памяти используемой ЭВМ. Расчеты в подобных ситуациях предлагается проводить следующим образом. Все пласты свиты делятся на группы, содержащие сближенные пласты, и для каждой из групп решается упомянутое выше ГИУ. Затем решения, полученные для отдельных групп, стыкуются на основе алгоритма Шварца. Такая комбинация метода ГИУ и алгоритма Шварца позволяет охватить практически все встречающиеся в практике ситуации.

Примеры *. *Сближенные пласты.* В качестве примера рассматривается схема отработки двух сближенных горизонтальных пластов (мощность междупластья 15 м). Подготовка нижнего – этажная, лава – этаж. Длина лавы 100 м. При этом забой верхнего этажа нижней выработки находится в створе с забоем выработки на вышележащем пласте. Длина лавы на вышележащем пласте составляет 200 м, т. е. имеет место полная надработка нижней лавы.

На рис. 3.11 показано распределение нормальных к напластованию напряжений, нормированных на значения напряжений

* В написании материала участвовал А. Н. Шабаров.

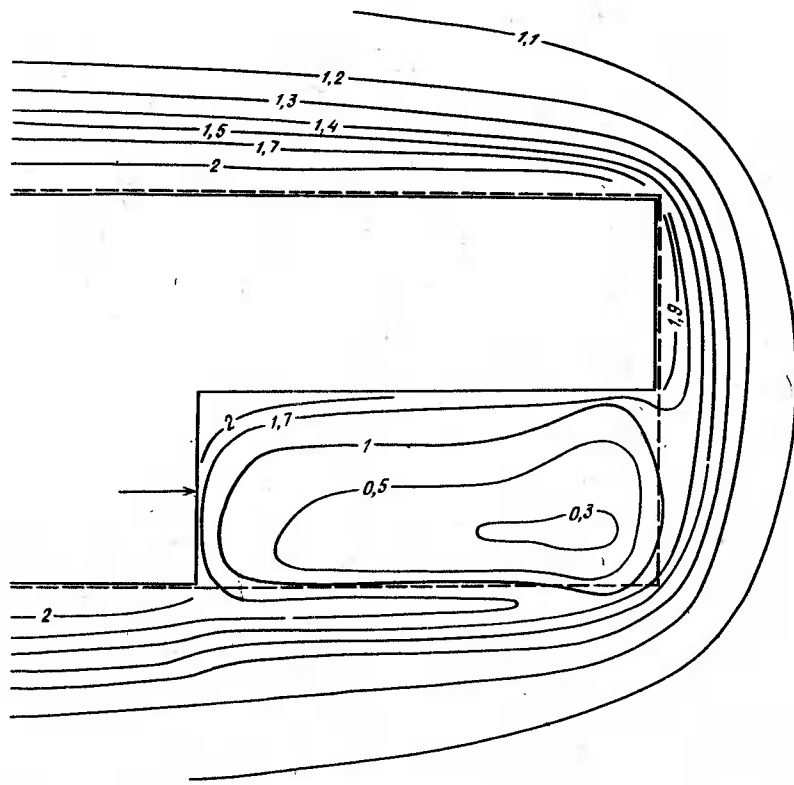


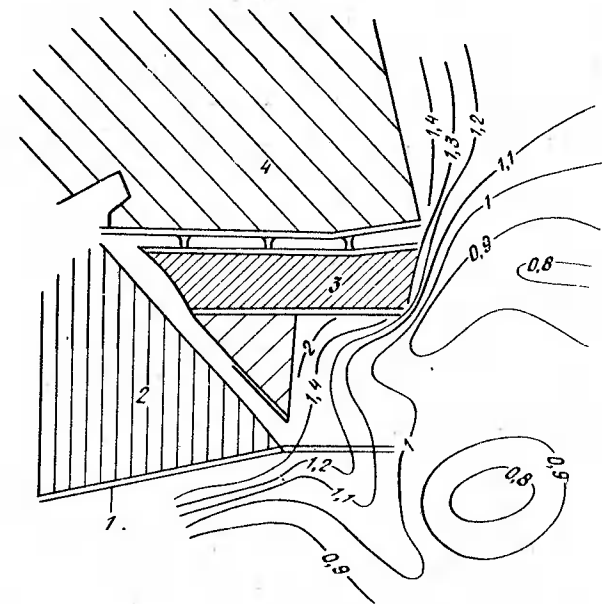
Рис. 3.11. Изолинии нормальных к напластованию напряжений при отработке смежных этажей на сближенных пластах

в нетронутом массиве, т. е. $\sigma_v/(\gamma H)$. Граница выработки на нижнем пласте проведена сплошной линией, а на вышележащем — пунктирной. Из рис. 3.11 видно, что участок нижнего пласта, надработанный выработкой, разгружен, зона опорного давления на этом участке невелика, не превышает 30 м (зону опорного давления очерчивает изолиния $\sigma_v/(\gamma H) = 1$). Опорное давление от верхней выработки передается и на нижний пласт. В местах створов происходит наложение зон опорного давления.

На шахте «Анжерская» в Кузбассе обрабатывается свита из четырех пластов. При отработке вышележащих пластов Десятый и Андреевский оставлены охранные целики у геологических нарушений и горных выработок, из-за наличия которых на пласте Коксовый образовались зоны повышенной концентрации напряжений, опасные для ведения очистных работ. На рис. 3.12 приведена прогнозная карта распределения напряжений на пласте Коксовый, которая позволила уточнить границы зон ПГД от целиков, оставленных на вышележащих пластах.

Рис. 3.12. Распределение напряжений на пласте Коксовый на шахте «Анжерская»;

1 — вентиляционный штрек № 73; 2 — лава № 21; 3 — лава № 69; 4 — лава № 67



Из полученных распределений напряжений на пласте Коксовом видно, что максимальное значение концентрации напряжений (до 2,5 γH) находится вблизи границ выработанного пространства. Целики угля, оставленные на пласте Десятый, расположенном выше пласта Коксовый на 130 м, практически не оказывают влияния на напряженное состояние рассматриваемого пласта. Под целиками уровень напряжений почти не превышает значения γH . В надработанных пластом Десятый зонах наблюдается снижение действующих в пласте напряжений до $\sigma_v/(\gamma H) = 0,77-0,78$.

Целики, оставленные на пласте Андреевский, образуют на пласте Коксовый зоны повышенного горного давления; под ними уровень напряжений возрастает до $\sigma_v/(\gamma H) = 1,2$. В зоне надработки $\sigma_v/(\gamma H) = 0,78$.

Наибольшая напряженность отмечается под соосными целиками, оставленными на пластах Андреевский и Десятый. Целики, надработанные или подработанные одним из пластов, оказываются частично разгруженными и не создают повышенных концентраций напряжений на пласте Коксовый.

Напряженное состояние впереди очистного забоя при переходе створа. На рис. 3.13 приведены результаты расчетов напряженного состояния впереди очистного забоя и коэффициентов интенсивности напряжений вдоль линии забоя при последовательной надработке пласта вышележащим ($h_2 = 80$ м) при подходе к створу и переходе через него. Пунктиром обозначена линия забоя на верхнем пласте. Длина забоя 140 м.

При подходе забоя по верхнему пласту к линии створа на расстоянии 50 м (см. рис. 3.13, а) концентрация напряжений на нижнем пласте возрастает, коэффициент интенсивности напряжений в центре лавы достигает $|k_1| = 2190$. При переходе створа (см. рис. 3.13, б) концентрация напряжений умень-

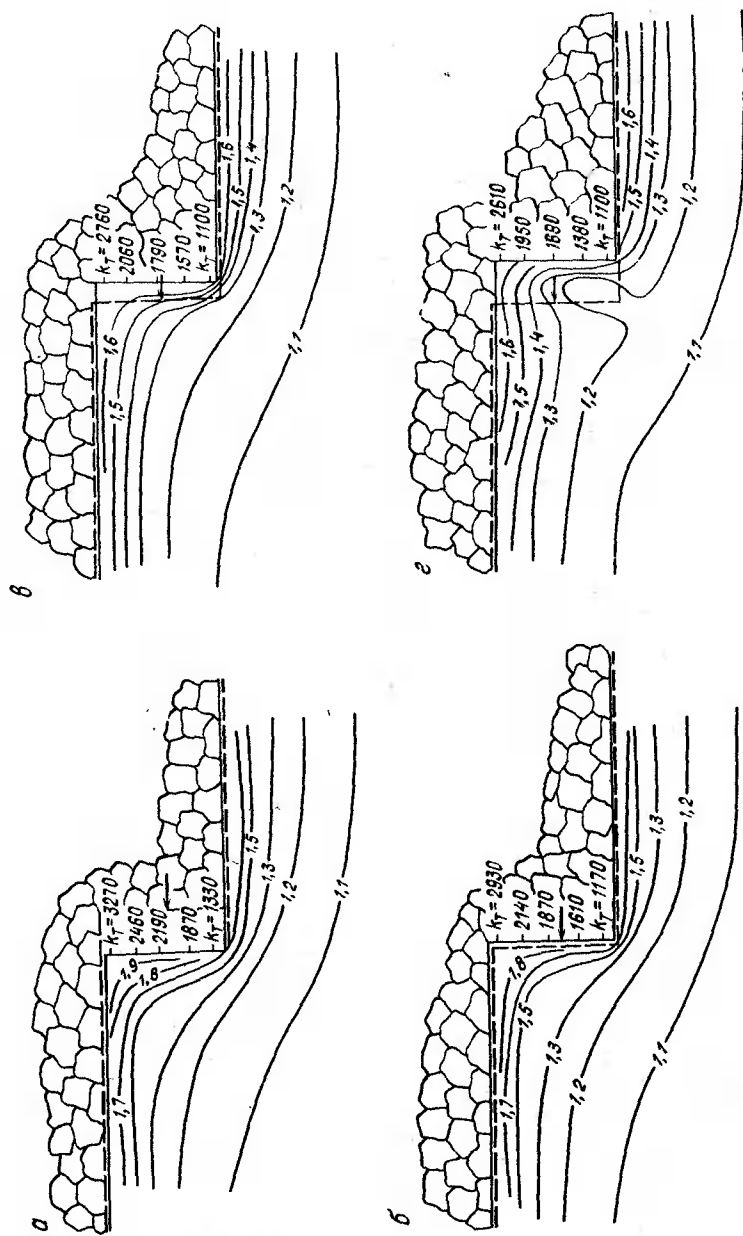


Рис. 3.13. Напряженное состояние впереди очистного забоя при переходе створа

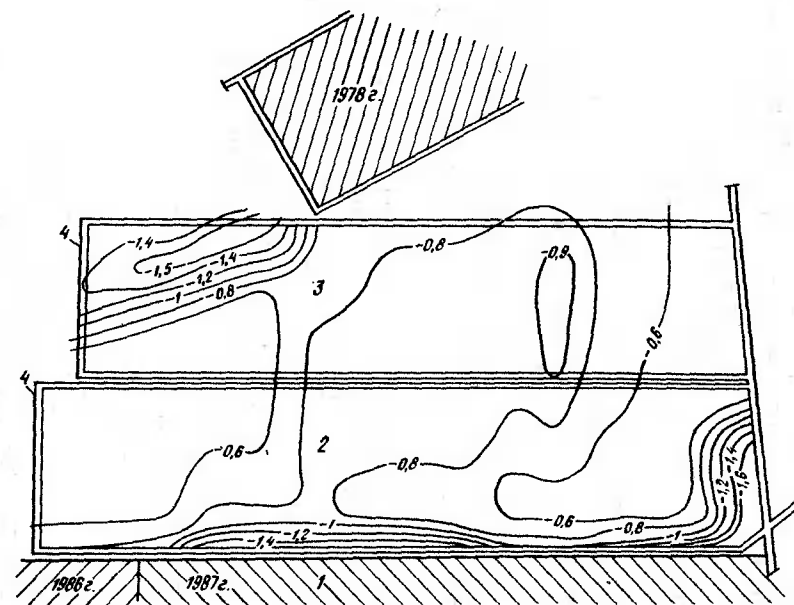


Рис. 3.14. Распределение напряжений на пласте K_6 на шахте «Майкудукская»; 1—лава № 76 (отработана); 2—лава № 77; 3—лава № 78; 4—разрезные печи

шается, $|k_1| = 1870$ в центре лавы. При отходе лавы по верхнему пласту от линии створа на 25 м (см. рис. 3.13, в) и 50 м (см. рис. 3.13, г) концентрация напряжений вдоль линии забоя постепенно падает. Максимальная концентрация напряжений вдоль линии забоя возникает до подхода к створу.

На шахте «Майкудукская» в Карагандинском бассейне разрабатывается свита из 14 пологих пластов. На рис. 3.14 приведены результаты расчета напряженного состояния пласта K_6 в районе нарезки лав № 77 и 78. На напряженное состояние этого участка оказывают влияние горные работы по пластам K_7 , K_{10} , K_{12} и K_{14} . В результате влияния краевой части пласта K_7 в верхней части лавы № 78 по пласту K_6 вблизи разрезной печи возникла зона повышенного горного давления. Концентрация напряжений в ней $\sigma_y / (\gamma H) = -1.5$. В нижней части лавы № 77 концентрация напряжений достигает 1,4–1,6. Большая часть лав № 77 и 78 оказывается в зоне разгрузки. Горные работы по пласту K_{10} , отстоящем от пласта K_6 на 135 м, и пласту K_{12} , удаленном от пласта K_6 на 153 м, мало сказываются на напряженном состоянии пласта K_6 , тем более что краевые части пластов K_{10} и K_{12} над лавами № 77 и 78 по пласту K_6 частично разгружены в результате подработки пластом K_7 .

4. РАСЧЕТ ОПОРНОГО ДАВЛЕНИЯ В ПЛОСКОСТИ ОТРАБАТЫВАЕМОГО ПЛАСТА (ЗАЛЕЖИ)

4.1. РАСЧЕТ ОПОРНОГО ДАВЛЕНИЯ

Расчет опорного давления можно провести по достаточно простым формулам, если использовать обобщенную характеристику напряженного состояния около края выработки – коэффициент интенсивности нормальных напряжений [44].

Решение задачи об опорном давлении, отвечающее непрерывности нормальных напряжений, достигается при условии, что суммарный коэффициент интенсивности

$$K_I = 0. \quad (4.1)$$

Этот коэффициент представляет собой сумму

$$K_I = K_{I0} + K_I, \quad (4.2)$$

где K_{I0} – коэффициент интенсивности напряжений в рассматриваемой точке, вызываемый только нагрузками в предельно напряженной зоне; K_I – коэффициент, обусловленный внешними нагрузками на почву.

С достаточной для практики точностью значение K_{I0} может определяться из выражения [44]

$$K_{I0} = \sqrt{\frac{2}{\pi}} \int_0^{x_1} \frac{f_0(x)}{\sqrt{x_1-x}} dx, \quad (4.3)$$

где x – координата, отсчитываемая от края пласта; x_1 – расстояние до точки максимума опорного давления (ширина предельно напряженной зоны).

Значение x_1 зависит лишь от условий в краевой части пласта, определяющих вид функции f_0 . Если принять линейную зависимость $f_0(x) = \sigma_0 - \frac{2\sigma_{куб}}{m}x$, то интегрирование в выражении (4.3) дает

$$K_{I0} = -\sqrt{\frac{2}{\pi}} \left(\sigma_0 \sqrt{x_1} - \frac{8}{3} \frac{\sigma_{куб}}{m} x_1^{3/2} \right), \quad (4.4)$$

где σ_0 – напряжение на краю пласта; ($\sigma_0 < 0$; $\sigma_0 \approx -\sigma_{куб}$); $\sigma_{куб}$ – предел прочности куба достаточных размеров, определяемый для пласта в натуральных условиях.

В отличие от K_{I0} значения K_I зависят лишь от внешних факторов – геометрии разреза и, внешних нагрузок. Значения K_I для многих задач известны [44] и табулированы. Применительно к схемам нагружения очистных выработок (рис. 4.1) коэффициент интенсивности напряжений определяется по следующим формулам:

$$\text{для схемы I в точках 1} - K_I = -\gamma H \sqrt{\pi(a/2+x_1)};$$

для схемы II

$$\text{в точке 1} - K_I = -\frac{1}{\sqrt{\pi x_m - x}} \int_x^m \sqrt{\frac{x_m-x}{x_m+x}} \sigma_y(x) dx;$$

$$\text{в точке 2} - K_I = -\frac{1}{\sqrt{\pi x_m - x_m}} \int_{x_m}^m \sqrt{\frac{x_m+x}{x_m-x}} \sigma_y(x) dx;$$

для схемы III

$$\text{в точке 1} - K_I = P \sqrt{\pi x_m} \frac{1}{\pi} (\arcsin d_1 + \arcsin d_2 - \sqrt{1-d_1^2} + \sqrt{1-d_2^2}),$$

$$\text{в точке 2} - K_I = P \sqrt{\pi x_m} \frac{1}{\pi} (\arcsin d_1 + \arcsin d_2 - \sqrt{1-d_1^2} - \sqrt{1-d_2^2}),$$

где $d_1 = 1 - a_1/x_m$; $d_2 = 1 - a_2/x_m$;
для схемы IV

$$\text{в точке 1} - K_I = \gamma H \sqrt{\pi x_m} (q/\pi) \{ [1/(l_1 - m_1)] \times \times [(n_1 + 0,5) (\arccos m_1 - \arccos n_1) + (1 + 0,5n_1) \times$$

$$\times (\sqrt{1-n_1^2} - \sqrt{1-m_1^2})] + [1/(l_1 - m_1)] [(l_1 - 0,5) (\arccos m_1 + \arccos l_1) + (1 + 0,5l_1) (\sqrt{1-l_1^2} - \sqrt{1-m_1^2})] \},$$

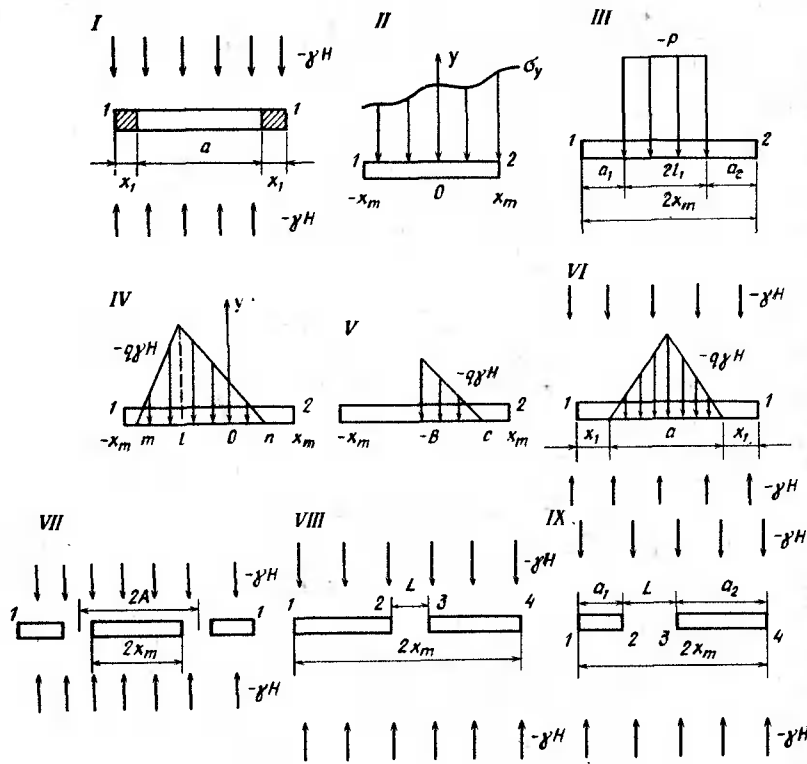


Рис. 4.1. Схемы к расчету коэффициентов интенсивности напряжений; I-IX - номера схем; 1-4 - точки

$$\begin{aligned}
 & \text{в точке } 2 - K_I = \gamma H \sqrt{\pi x_m} (q/\pi) \{ [1/(l_1 - m_1)] \times \\
 & \times [(l_1 - 0,5) (\arccos m_1 - \arccos l_1) + (1 - 0,5l_1) (\sqrt{1-l_1^2} - \\
 & - \sqrt{1-m_1^2})] + [1/(n_1 - m_1)] [(n_1 - 0,5) (\arccos m_1 - \\
 & - \arccos n_1) + (1 - 0,5n_1) (\sqrt{1-n_1^2} - \sqrt{1-m_1^2})],
 \end{aligned}$$

где $l_1 = l/x_m$; $m_1 = m/x_m$; $n_1 = n/x_m$;

для схемы V

$$\begin{aligned}
 & \text{в точках } 1 - K_I = -\gamma H \sqrt{\pi(a+x_1)} \{ 1 - q [1 - (2/\pi) \arccos n - \\
 & - (2/\pi) (\sqrt{1-n^2}/n)] \},
 \end{aligned}$$

где $n = a/(a + 2x_1)$;
для схемы VI

$$\begin{aligned}
 & \text{в точке } 1 - K_I = -\gamma H \sqrt{\pi x_m} (q/\pi) [1/(b_1 + c_1)] [(c_1 + 0,5) \times \\
 & \times (\pi - \arccos b_1 - \arccos c_1) + (1 + 0,5c_1) (\sqrt{1-c_1^2} - \sqrt{1-b_1^2})], \\
 & \text{в точке } 2 - K_I = \gamma H \sqrt{\pi x_m} (q/\pi) [1/(b_1 + c_1)] \times \\
 & \times [(c_1 - 0,5) (\pi - \arccos b_1 - \arccos c_1) + (1 - 0,5c_1) \times \\
 & \times (\sqrt{1-c_1^2} - \sqrt{1-b_1^2})],
 \end{aligned}$$

где $b_1 = b/x_m$, $c_1 = c/x_m$;
для схемы VII

$$\text{в точках } 1 - K_I = -\gamma H \sqrt{2A \operatorname{tg} \pi x_m / (2A)};$$

для схемы VIII

$$\text{в точках } 1, 4 - K_I = -\gamma H \sqrt{\pi x_m} [F(k) - E(k)]/[kF(k)],$$

$$\text{в точках } 2, 3 - K_I = -\gamma H \sqrt{\pi x_m} \sqrt{2x_m/L} \times$$

$$\times E(k) - 0,25L^2/x_m^2,$$

где $F(k)$, $E(k)$ - полные эллиптические интегралы соответственно первого и второго рода (табл. 4.1);

для схемы IX при произвольных a_1 , a_2 и L^*

$$\text{в точке } 1 - K_I = -\gamma H x_m \varphi_1,$$

где φ_1 определяется по табл. 4.2,

$$\text{в точке } 2 - K_I = -\gamma H x_m \varphi_2,$$

где φ_2 определяется по табл. 4.3,

в точке 3 - в расчете для точки 2 величина a_1 заменяется на a_2 ,

в точке 4 - в расчете для точки 1 величина a_1 заменяется на a_2 .

* Схема рассмотрена в работах В. В. Панасюка и В. Л. Лозового.

Таблица 4.1
Значения функций $F(k)$ и $E(k)$ для различных значений параметра k

k	$F(k)$	$E(k)$	k	$F(k)$	$E(k)$
0	$\pi/2$	$\pi/2$	0,8	1,99	1,28
0,2	1,59	1,55	0,9	2,28	1,17
0,4	1,64	1,5	1	∞	1
0,6	1,75	1,42	-	-	-

Примечание. При $1 \geq k > 0,8$ можно использовать следующие асимптотические формулы:

$$F(k) = \ln \frac{4}{\sqrt{1-k^2}} - \frac{1}{4} \left(\ln \frac{4}{\sqrt{1-k^2}} - 1 \right) (1-k^2);$$

$$E(k) = 1 + \frac{1}{2} \left(\ln \frac{4}{\sqrt{1-k^2}} - \frac{1}{2} \right) (1-k^2).$$

Подстановка формулы (4.3) в формулу (4,2), а выражения (4.2) в выражение (4.1) дает формулу для определения расстояния до точки максимума опорного давления

$$\sqrt{\frac{2}{\pi}} \int_0^{x_1} \frac{f_0(x)}{\sqrt{x_1-x}} dx = K_I. \quad (4.5)$$

В упомянутом важном для практики случае, когда $f_0(x)$ определена линейной зависимостью, левая часть определяется формулой (4.4). Тогда уравнение (4.5) принимает вид

$$\frac{8}{3} \frac{\sigma_{куб}}{m} x_1^{3/2} - \sigma_0 \sqrt{x_1} = \sqrt{\frac{\pi}{2}} |K_I|. \quad (4.6)$$

Обратим внимание на то, что σ_0 и K_I имеют отрицательные значения, так как сжимающие напряжения считаются отрицательными.

Решая уравнение (4.6) относительно x_1 , получаем следующую окончательную формулу для нахождения расстояния до точки максимума:

$$x_1 = \left(\frac{3\sqrt{\pi}}{4\sqrt{2}} \right)^{2/3} \left(\frac{m}{2\sigma_{куб}} |K_I| \right)^{2/3} f(p), \quad (4.7)$$

где $p = 0,57 \frac{\sigma_0^3}{K_I^2 \sigma_{куб}} \cdot \frac{m}{2}$; $f(p) = \frac{1}{\sqrt[3]{4}} \left(\sqrt[3]{1+p+1} - \sqrt[3]{1-p+1} \right)^2$.

Таблица 4.2
Значения функции φ_1 для различных значений параметра $a_1/(2x_m)$

$L/(2x_m)$	0,02	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	0,98
0,9	0,251	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
0,8	0,252	0,561	-	-	-	-	-	-	-	-	-
0,7	0,254	0,564	-	-	-	-	-	-	-	-	-
0,6	0,258	0,58	0,794	-	-	-	-	-	-	-	-
0,5	0,264	0,58	0,789	0,972	1,121	-	-	-	-	-	-
0,4	0,275	0,597	0,807	0,978	1,123	1,253	-	-	-	-	-
0,3	0,293	0,626	0,823	0,991	1,131	1,256	1,373	-	-	-	-
0,2	0,328	0,678	0,851	1,013	1,147	1,266	1,376	1,483	-	-	-
0,18	0,339	0,694	0,899	1,054	1,179	1,289	1,39	1,488	1,585	-	-
0,16	0,351	0,712	0,929	1,065	1,188	1,296	1,395	1,49	1,586	-	-
0,14	0,376	0,733	0,948	1,078	1,199	1,304	1,401	1,494	1,586	-	-
0,12	0,387	0,758	0,97	1,094	1,211	1,314	1,408	1,498	1,588	-	-
0,1	0,412	0,789	0,996	1,112	1,225	1,325	1,416	1,503	1,59	-	-
0,08	0,445	0,827	1,027	1,133	1,242	1,338	1,426	1,51	1,594	1,681	-
0,06	0,492	0,876	1,067	1,159	1,263	1,354	1,438	1,519	1,598	1,682	-
0,04	0,565	0,945	1,12	1,191	1,289	1,375	1,454	1,53	1,605	1,684	-
0,02	0,702	1,051	1,2	1,233	1,324	1,403	1,476	1,546	1,616	1,688	-
				1,297	1,375	1,445	1,509	1,571	1,632	1,696	1,755

Примечание. При значениях $L/(2x_m) \geq 0,3$, а также при $a_1/(2x_m) \geq 0,8$ можно пользоваться приближенной формулой $\varphi_1 = \sqrt{\pi a_1 / (2x_m)}$.

Таблица 4.3
Значения функции φ_2 для различных значений параметра $a_2/(2x_m)$

$L/(2x_m)$	0,02	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	0,98
0,9	0,25	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
0,8	0,251	0,561	-	-	-	-	-	-	-	-	-
0,7	0,254	0,565	-	-	-	-	-	-	-	-	-
0,6	0,258	0,571	0,794	-	-	-	-	-	-	-	-
0,5	0,265	0,583	0,812	0,973	-	-	-	-	-	-	-
0,4	0,276	0,604	0,834	1,002	1,121	-	-	-	-	-	-
0,3	0,295	0,64	0,875	1,041	1,125	1,253	-	-	-	-	-
0,2	0,332	0,709	0,956	1,122	1,172	1,283	1,373	1,483	1,585	-	-
0,18	0,344	0,731	0,981	1,148	1,272	1,368	1,445	1,502	1,587	-	-
0,16	0,358	0,757	1,012	1,179	1,302	1,394	1,468	1,529	1,591	-	-
0,14	0,375	0,798	1,049	1,218	1,339	1,428	1,496	1,55	1,6	-	-
0,12	0,397	0,928	1,095	1,266	1,386	1,472	1,534	1,579	1,616	-	-
0,1	0,425	0,88	1,155	1,328	1,447	1,53	1,585	1,62	1,64	1,681	-
0,08	0,464	0,948	1,235	1,412	1,531	1,61	1,658	1,68	1,681	1,711	-
0,06	0,522	1,048	1,352	1,535	1,654	1,729	1,767	1,773	1,75	1,777	-
0,04	0,617	1,209	1,541	1,736	1,858	1,928	1,954	1,939	1,879	1,777	-
0,02	0,823	1,548	1,942	2,168	2,302	2,367	2,372	2,318	2,195	1,977	1,755

Примечание. При значениях $L/(2x_m) \geq 0,3$, а также при одновременном выполнении неравенств $a_2/(2x_m) \geq 0,8$ и $L/(2x_m) \geq 0,12$ можно пользоваться приближенной формулой $\varphi_2 = \sqrt{L} a_2 / (2x_m)$.

Значения функции $f(p)$ представлены в табл. 4.4. При $p < 10^{-2}$ значения $f(p)$ можно также с погрешностью не более 5% определить по аппроксимирующей формуле

$$f(p) = \begin{cases} 1 & \text{при } 0 \leq p \leq 10^{-4}; \\ 0,47 - 0,13 \lg p & \text{при } 10^{-4} \leq p \leq 10^{-2}. \end{cases} \quad (4.8)$$

Постоянный множитель в формуле (4.7) примерно равен 0,96. При $p < 10^{-5}$ имеем $f_p \approx 1$ и

$$x_1 = 0,96 \left(\frac{m}{2\sigma_{xy6}} |K_I| \right)^{2/3}. \quad (4.9)$$

Метод расчета опорного давления с помощью коэффициентов интенсивности напряжений K_I остается пригодным и в общем случае. Однако для выработок сложной формы в плане невозможно затабулировать значения K_I , отвечающие разным точкам контура выработки. Приходится находить значения K_I , используя численные методы, в частности, методы, изложенные в предыдущем разделе. Для этого рассчитывают либо нормальные напряжения σ_y вне выработки, либо нормальные смещения $0,5U_0$ почвы выработки. Коэффициент интенсивности K_I находится по любой из следующих двух асимптотических формул:

$$K_I = \lim_{r \rightarrow 0} [\sqrt{2\pi r} \sigma_y(r)]; \quad (4.10)$$

$$K_I = \frac{E}{8(1-\nu^2)} \lim_{s \rightarrow 0} \left[\sqrt{\frac{2\pi}{s}} U_0(s) \right], \quad (4.11)$$

где r — расстояние от контура до переменной точки вне выработки (напряжения $\sigma_y(r)$ вычисляются при подходе к контуру по нормали извне выработки); s — расстояние от контура до переменной точки внутри выработки.

Расчет смещений почвы $0,5U_0$ выполняется сгущением элементов вдоль нормали к контуру внутри выработки. Расчеты $\sigma_y(r)$ и $U_0(s)$ выполняются по программам типа тех, которые упоминались в предыдущем разделе. В них включаются и расчеты коэффициентов интенсивности по формулам (4.10) или (4.11). При этом следует иметь в виду, что формула (4.11) дает более точные результаты.

В качестве примера ниже приведены результаты расчетов коэффициентов интенсивности напряжений для изолированной в

Таблица 4.4
Значения функции $f(p)$ для различных значений параметра p

p	$f(p)$	p	$f(p)$	p	$f(p)$	p	$f(p)$
10^{-5}	0,973	$8 \cdot 10^{-3}$	0,765	$3 \cdot 10^{-1}$	0,373	7	0,073
$5 \cdot 10^{-5}$	0,954	$9 \cdot 10^{-3}$	0,757	$4 \cdot 10^{-1}$	0,335	8	0,068
10^{-4}	0,943	10^{-2}	0,749	$5 \cdot 10^{-1}$	0,306	9	0,063
$2 \cdot 10^{-4}$	0,928	$2 \cdot 10^{-2}$	0,69	$6 \cdot 10^{-1}$	0,284	10	0,059
$5 \cdot 10^{-4}$	0,903	$3 \cdot 10^{-2}$	0,652	$7 \cdot 10^{-1}$	0,265	20	0,037
$8 \cdot 10^{-4}$	0,887	$4 \cdot 10^{-2}$	0,622	$8 \cdot 10^{-1}$	0,249	30	0,029
10^{-3}	0,878	$5 \cdot 10^{-2}$	0,597	$9 \cdot 10^{-1}$	0,236	40	0,024
$2 \cdot 10^{-3}$	0,848	$6 \cdot 10^{-2}$	0,577	1	0,224	50	0,02
$3 \cdot 10^{-3}$	0,827	$7 \cdot 10^{-2}$	0,559	2	0,155	60	0,018
$4 \cdot 10^{-3}$	0,811	$8 \cdot 10^{-2}$	0,543	3	0,123	-	-
$5 \cdot 10^{-3}$	0,797	$9 \cdot 10^{-2}$	0,528	4	0,104	-	-
$6 \cdot 10^{-3}$	0,785	10^{-1}	0,516	5	0,091	-	-
$7 \cdot 10^{-3}$	0,775	$2 \cdot 10^{-1}$	0,426	6	0,081	-	-

плане выработки (рис. 4.2, а) и при отработке по схеме лава-этаж (рис. 4.2, б):

Точки	1	2	3	4
K_T :				
при изолированной в плане выработке	0,9	0,32	0,62	-
при схеме лава-этаж	0,95	0,25	1,82	0,95

Из результатов расчетов следует, что для прямоугольной в плане выработки наиболее нагруженной является средняя часть очистного забоя: коэффициенты интенсивности в средней части лавы в два раза выше, чем у ее краев. При отработке по схеме лава-этаж наиболее пригруженной оказывается верхняя часть этажа: коэффициенты интенсивности напряжений в семь раз выше, чем в нижней части забоя. Шахтные наблюдения подтверждают, что концентрация напряжений вблизи вдающихся в выработанное пространство участков угольного пласта (точка 2) меньше, чем около выступающих (точка 3).

Использование коэффициента K_T позволяет в простой форме проанализировать влияние различных горнотехнических факторов на опорное давление и опасность динамических явлений. Расчет расстояния до точки максимума опорного давления и максимальных полных напряжений σ_{vbm} проводится по формулам

$$x_1 = 0,96 \left(\frac{m}{2\sigma_{куб}} |K_T| \right)^{2/3} f(p); \quad (4.12)$$

$$\sigma_{vbm} = \sigma_0 - \sigma_{куб} \frac{2x_1}{m}. \quad (4.13)$$

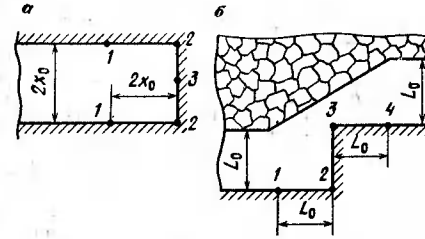


Рис. 4.2. Схемы к расчету коэффициентов интенсивности напряжений для изолированной в плане выработки (а) и при отработке по схеме лава-этаж (б): 1-4 - точки

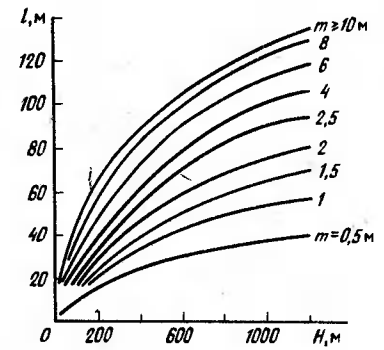


Рис. 4.3. График для определения ширины зоны опорного давления

Об убывании напряжений за точкой максимума опорного давления дает представление следующая формула для полных напряжений [44], полученная для очистной выработки с пролетом a в условиях плоской деформации:

$$\sigma_{v1} = \frac{\gamma H}{\pi} \left\{ (q + t + D) \left[\arcsin \frac{1 - x' n^2}{|1 - x'| n} \right] + \pi (t + D) + 2x' q \arcsin \frac{1}{x' n} - 2x' (q + D) \arcsin \left(\frac{1}{n} \times \sqrt{\frac{1 - n^2}{(x')^2 - 1}} \right) \right\},$$

где $x' = 2x/a$ - безразмерная координата; $D = \frac{\sigma_{куб}}{\gamma H} \frac{a}{m}$; $t = \sigma_0 / (\gamma H)$; $n = a / (2x_m)$.

Для приложений важно определение ширины зоны опорного давления l в конкретных горнотехнических условиях [7, 8]. Результаты выполненных расчетов значений l из условия, что на границе зоны опорного давления нормальные к напластованию напряжения $\sigma_x = 1,05\gamma H$, приведены на графике (рис. 4.3).

4.2. ВЛИЯНИЕ ГОРНТЕХНИЧЕСКИХ ФАКТОРОВ НА ОПОРНОЕ ДАВЛЕНИЕ

Суммируем данные о влиянии различных факторов на опорное давление и дополним их некоторыми новыми сведениями.

Если не учитывать давление кровли на почву, то $q=0$ и для очистной выработки в условиях плоской задачи (см. рис. 4.1, схема Д)

$$K_I = -\gamma H \sqrt{\pi a/2}. \quad (4.14)$$

При подстановке формулы (4.13) в формулу (4.12) и наоборот

$$x_1 = 1,4 \left(\frac{\gamma H}{\sigma_{куб}} \right)^{2/3} \left(\frac{a}{2} \right)^{1/3} \left(\frac{m}{2} \right)^{2/3} f(p); \quad (4.15)$$

$$\sigma_{ylm} = -1,4 (\gamma H)^{2/3} (\sigma_{куб})^{1/3} \left(\frac{a}{m} \right)^{1/3}, \quad (4.16)$$

где $p = 0,18 \frac{\sigma_0^3}{(\gamma H)^2 \sigma_{куб}} \frac{m}{a}$.

Значения функции $f(p)$ определяются из табл. 4.4.

Из формулы (4.16) следует, что с ростом глубины коэффициент концентрации напряжений $|\sigma_{ylm}|/(\gamma H)$ убывает, пропорционально $H^{-1/3}$. Он медленно меняется и с изменением параметра a (как $a^{1/3}$). Однако в практике диапазон изменения пролетов выработок значительно шире, чем глубин отработки пластов, на которых образуется предельно напряженная зона. Поэтому приведенные формулы характеризуют тенденцию к заметному снижению опорного давления около подготовительных выработок по сравнению с его значением около очистных выработок. С увеличением предела прочности пород, т. е. с ростом $\sigma_{куб}$, коэффициент концентрации напряжений растет пропорционально $\sigma_{куб}^{1/3}$.

Из общего анализа формул (4.15) и (4.16) видно, что важная их особенность — обобщение одним параметром — коэффициентом интенсивности напряжений K_I чисто внешних по отношению к пласту факторов. Функция $f(p)$ изменяется очень медленно и практически остается постоянной даже при изменении параметра p в несколько раз. Поэтому рассмотрение влияния различных факторов естественно распадается на изучение роли внешних обстоятельств, учитываемых значением K_I , и внутренних, которые определяют скорость нарастания опорного давления и характеризуются прежде всего отношением $2\sigma_{куб}/m$. При неизменных свойствах и мощности пласта как расстояние

до точки максимума, так и напряжения в ней примерно пропорциональны $K_I^{2/3}$. Поэтому сравнение опорных давлений в различных горнотехнических условиях сводится к сопоставлению коэффициентов интенсивности напряжений в степени две трети. Аналогично сравнение двух разных пластов в одинаковых внешних условиях дается сопоставлением значений $(2\sigma_{куб}/m)^{2/3}$ (для расстояния до точки максимума) и значений $(2\sigma_{куб}/m)^{1/3}$ (для максимальных напряжений).

Если говорить о внутренних факторах, то следует отметить, что расстояние до точки максимума опорного давления растет с увеличением мощности пласта (в степени две трети) и убывает с повышением предела прочности материала (в степени минус две трети), а максимальные напряжения растут при увеличении предела прочности (в степени одна треть) и при уменьшении мощности пласта (пропорционально $m^{-1/3}$). Для достаточно больших коэффициентов интенсивности напряжений (при $p < 10^{-4}$) опорное давление мало зависит от напряжений на краю. Эти напряжения становятся существенными лишь тогда, когда $p > 0,01$.

При рассмотрении внешних факторов обращает на себя внимание прежде всего то обстоятельство, что коэффициент K_I линейно зависит от средних нормальных напряжений на почве выработки до ее проведения. Поэтому расстояние до точки максимума и максимальные напряжения растут с увеличением глубины в степени две трети. Указанная зависимость близка к линейной.

Если выработка проведена под углом α к горизонту, то напряжения, бывшие на ее почве, отличаются от $-\gamma H$. Поэтому опорное давление в $(\lambda \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha)^{2/3}$ раз отличается от опорного давления около такой же горизонтальной выработки. При $\lambda < 1$ оно меньше, а при $\lambda > 1$ — больше, чем при горизонтальном залегании пласта.

Аналогичные изменения характерны и для тех случаев, когда отличие исходных напряжений от $-\gamma H$ обусловлено влиянием рельефа, геологических нарушений и других неоднородностей строения массива.

При фиксированной глубине H коэффициент K_I , а следовательно σ_{ylm} и x_1 , зависят от геометрии выработки и от того, какая часть пород кровли не получила опоры на почву пласта и зависла. С ростом давления пород кровли на почву опорное давление уменьшается.

В целом, разделяющем выработки разных размеров, большая опорная зона формируется около большой выработки. При одновременном выполнении неравенств $a_1/x_m \geq 0,8$ и $L/(2x_m) > 0,12$ эту опорную зону можно определить, используя коэффициент интенсивности напряжений для изолированной выработки.

Пример. Рассмотрим случай, когда целик размером 15 м охраняет подготовительную выработку шириной 4 м на глубине $H=600$ м ($\gamma H=15$ МПа). Забой очистной выработки длиной 200 м отошел от целика на 100 м. Кубиковый предел прочности угля $\sigma_{куб}=7,5$ МПа. Требуется определить напряжения в целике при $m=1,5$ м.

Обозначим через a_1 ширину выработки, прилегающую к той стороне целика, около которой определяется опорное давление. Тогда расстояние до точки максимума и напряжения в ней находятся по формулам (4.15) и (4.16), где

$$K_I = -\gamma H \sqrt{x_m / 2} \varphi_2,$$

а значения φ_2 — по табл. 4.3.

Определим сначала напряжения около подготовительной выработки. При этом $a_1=4$ м, $2x_m=4+15+100=119$ м, $a_1/(2x_m)=4:119=0,04$, $L/(2x_m)=15:119=0,125$.

По табл. 4.3 определяем $\varphi_2=0,39$. Тогда

$$K_I = -15 \cdot \sqrt{59,5} \cdot 0,39 = -45 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2};$$

$$p = 0,57 \cdot \frac{7,5^3}{45^2} \cdot \frac{0,75}{7,5} = 1,58 \cdot 10^{-4}.$$

Согласно табл. 4.4 $f(p)=0,94$. По формуле (4.15) имеем $x_1=0,96(-45 \cdot 0,75 : 7,5)^{2/3} \cdot 0,94 = 2,2$ м. Формула (4.16) дает

$$\sigma_{y1m} = -7,5 - \frac{7,5}{0,75} \cdot 2 = -27,5 \text{ МПа}.$$

Находим теперь напряжения в целике со стороны очистной выработки, полагая $a=100$ м при прежнем $2x_m=119$ м. Тогда

$$a_2/(2x_m) = 100:119 = 0,84; \quad L/(2x_m) = 15:119 = 0,126.$$

По таблице 4.3 $\varphi_2=1,65$. Тогда

$$K_I = -15 \sqrt{59,5} \cdot 1,65 = -191 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}.$$

При $f(p)=1$

$$x_1 = 0,96(-191 \cdot 0,75 : 7,5)^{2/3} \cdot 1 = 5,7 \text{ м};$$

$$\sigma_{y1m} = -7,5 - \frac{7,5}{0,75} \cdot 5,7 = -64,5 \text{ МПа}.$$

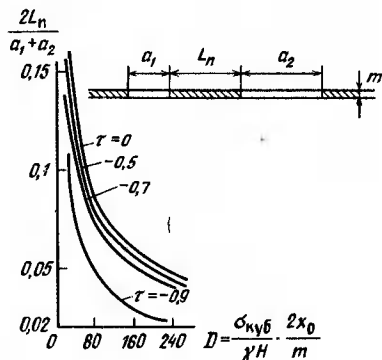


Рис. 4.4. График для расчета предельных размеров целиков

Таблица 4.5

Сопоставление расчетных размеров целиков с размерами междулавных целиков, оставленных в шахтах

Пласт	Глубина залегания пласта H , м	Мощность пласта m , м	Ширина целика, м		L/L^*	Состояние целика
			принятая L^*	предельная L		
Бреевский	210	2,2	8	11,2	1,4	Разрушен
То же	210	2,2	12	11,2	0,93	Устойчив
Емельяновский	260	1,4	12	10,2	0,85	То же
Наджуринский	130	3,3	10	9,8	0,98	—
То же	130	3,3	8	9,8	1,23	Разрушен
Польсаевский-2	185	2,3	8	10,5	1,31	То же
То же	185	2,3	11	10,5	0,95	Устойчив
Польсаевский-1	210	2,3	8	11,6	1,45	Разрушен
Бреевский	300	2,8	8	16	2	То же
Толмачевский	150	2	8	8,3	1,4	—
Журинский	180	4,7	10	15,1	1,51	Разрушен
Поджуринский	150	1,5	8	6,7	0,84	Устойчив

Таким образом, в целике имеются два максимума опорного давления: меньший (с напряжениями $-27,5$ МПа) — на расстоянии 2,2 м от обнажения со стороны подготовительной выработки и больший (с напряжениями $-64,5$ МПа) — на расстоянии 5,7 м со стороны очистной выработки. Между ними наблюдается некоторый спад напряжений. Суммарный размер предельно напряженных зон равен $2,2+5,7=7,9$ м. Если бы целик был меньше этого размера, то он оказался бы раздавленным. Целик полностью переходит в предельно напряженное состояние, когда сумма соответствующих зон превышает его ширину.

Сопоставим размеры целиков, при которых они полностью переходят в предельно напряженное состояние, вычисленные аналитически (рис. 4.4) с размерами реальных целиков (табл. 4.5).

Из табл. 4.5 следует, что при $L/L^* < 1$ целик устойчив, а при $L/L^* > 1$ разрушен.

5. РАСЧЕТ ЦЕЛИКОВ РАЗЛИЧНОГО НАЗНАЧЕНИЯ

5.1. УСЛОВИЯ ВОЗНИКНОВЕНИЯ ГОРНЫХ УДАРОВ В ЦЕЛИКАХ

При расчете целиков учитывают две группы характеристик. Одна из них определяет свойства породы, составляющей целик, вторая характеризует его как объект, имеющий геометрические размеры, структурные ослабления и определенные условия на контактах с вмещающими породами.

Свойства породы, составляющей целик, отражаются полной диаграммой напряжение — деформация ($\sigma - \epsilon$), получаемой на жестком оборудовании при механических испытаниях образцов в условиях одноосного сжатия.

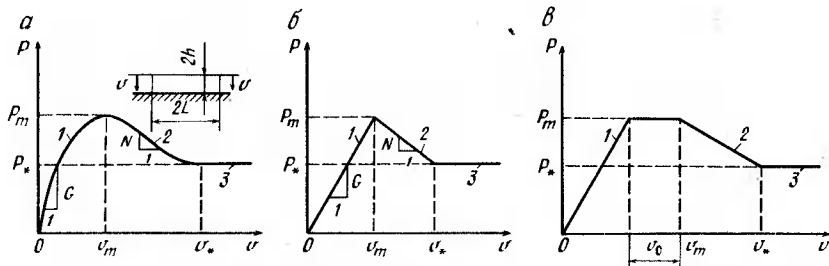


Рис. 5.1. Полные диаграммы: а — сила — смещение; б — кусочно-линейная аппроксимация при отсутствии пластичности; в — кусочно-линейная аппроксимация при наличии идеальной пластичности

На полной диаграмме $\sigma - \epsilon$ выделяются три характерных участка: восстающий, ниспадающий и горизонтальный. Восстающий участок (до предела прочности σ_0) характеризуется модулем упругости E , падающий — модулем спада M , горизонтальный — остаточной прочностью σ^* .

Свойства целика как объекта, имеющего геометрические размеры, структурные ослабления и определенные условия на контактах, отражаются полной диаграммой нагрузка — смещение $p - v$.

На полной диаграмме $p - v$ (рис. 5.1), как и на диаграмме $\sigma - \epsilon$, выделяются три участка: восстающий 1, ниспадающий 2 и горизонтальный 3. Восстающий участок (до максимума несущей способности P_m) характеризуется допределельной жесткостью G , падающий — запределельной жесткостью N , горизонтальный — остаточной несущей способностью P^* . Эти величины, будучи аналогичны величинам σ_0 , E , M , σ^* и отчасти определяясь ими, все же отличаются от них по своему физическому смыслу и по размерности, поскольку наряду с механическими свойствами породы характеристики целика как объекта учитывают геометрические соотношения размеров, структурные ослабления и контактные условия.

5.2. РЕЖИМЫ РАБОТЫ И МЕТОДЫ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ЦЕЛИКОВ

Трем характерным участкам деформирования целика (см. рис. 5.1) отвечают три возможных режима его работы [14, 42]: допределельный режим (восстающая ветвь), $0 \leq v \leq v_m$; режим разупрочнения (ниспадающая ветвь), $v_m \leq v \leq v^*$; режим остаточной несущей способности (горизонтальный участок), $v^* \leq v$.

Трем режимам соответствуют три метода проектирования целиков:

- по допускаемой нагрузке;
- по допускаемой жесткости;
- по допускаемому сближению (кровли и почвы в месте расположения целика).

Метод допускаемой нагрузки предусматривает выбор таких размеров целика, чтобы нагрузка на него p с запасом K_p ($K_p > 1$) не превышала максимальной несущей способности P_m :

$$P \leq P_m / K_p. \quad (5.1)$$

Этот метод единственно возможный для целиков (опорных, барьерных и др.), используемых для охраны ответственных наземных и подземных сооружений.

Менее ответственные целики (поддерживающие, технологические и др.) также могут проектироваться по допускаемой нагрузке. Однако для них указанный метод не является единственно возможным и ведет к росту размеров целиков и повышению потерь полезных ископаемых с увеличением глубины разработки. Поэтому целесообразно использовать два других метода.

Метод допускаемой жесткости предусматривает проектирование целиков (некоторых или всех) без запаса прочности ($K_p = 1$). Тогда в силу статистических причин их деформирование может происходить на падающей ветви диаграммы $p - v$ и требует удовлетворить условие устойчивости

$$C > NK_c, \quad (5.2)$$

которое с запасом K_c ($K_c > 1$) ограничивает запределельную жесткость N целика локальной жесткостью C вмещающих пород в месте его расположения. При нарушении условия (5.2) возможна потеря устойчивости, так как приток энергии из вмещающих пород превышает ее поглощение при деформировании целика за пределом прочности.

Метод допускаемых сближений предусматривает заведомый выход целика на остаточную несущую способность P^* . Условие такого выхода имеет вид

$$v \geq K_v / v^*. \quad (5.3)$$

Оно ограничивает (снизу) с запасом K_v ($K_v > 1$) сближение в оснований целика значением v^* , отвечающим выходу на остаточную несущую способность.

Поскольку выходу на остаточную несущую способность предшествует прохождение через максимум нагрузки, в этот переходный период необходимо удовлетворять неравенству (5.2).

Использование любого из режимов и методов проектирования целика требует, во-первых, задания характеристик целиков (P_m, N, v_*), во-вторых, определения характеристик, зависящих от внешней системы – вмещающих пород (P, C, v), в-третьих, выбора разумных коэффициентов запаса (K_p, K_c, K_v).

5.3. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК ЕДИНОЙ СИСТЕМЫ «ЦЕЛИКИ – ВМЕЩАЮЩИЕ ПОРОДЫ»

Расчетный способ нахождения характеристик полной диаграммы $p-v$ предполагает использование данных лабораторных исследований по испытанию образцов с различным соотношением геометрических размеров L/h при различных условиях на контактах. Полученные данные пересчитываются на натурные условия путем введения ряда поправочных коэффициентов. Такими коэффициентами обычно служат: коэффициент длительной прочности K_i ; коэффициент формы K_f ; коэффициент передачи нагрузки, учитывающий условия на контактах, K . Этот способ хорошо зарекомендовал себя и широко применяется при определении максимальной несущей способности целика P_m .

Для нахождения характеристик полной диаграммы $p-v$ можно воспользоваться следующими приближенными формулами:

$$P = K_i K_f K_c \sigma_x S, \quad G = ES/(2h),$$

$$N = \min [MS/(2h), \quad ES/(4L)];$$

$$P_* = P_m = \begin{cases} 1 - 0,5/K_i & K_f > 0,5 + e_0 \\ \frac{K_i - 0,5 - K_i \sigma_* / \sigma_0}{0,5 + e_0} + \frac{\sigma_*}{\sigma_0} & K_f \leq 0,5 + e_0 \end{cases} \quad (5.4)$$

где σ_x – кубиковый предел прочности; S – площадь поперечного сечения целика; $2h$ – высота целика*; e_0 – эмпирический параметр ($e_0 = 0,6 - 0,8$).

В случае ленточного целика расчеты ведутся на единицу его длины. При ширине целика $2L$ считается, что $S = 2L \cdot 1$. Выражения для P_m, G и N в формуле (5.4) принимают вид

$$P_m = K_i K_f K_c \sigma_x 2h, \quad G = EL/h, \quad N = \min [ML/h, \quad E/(2e_0)]. \quad (5.5)$$

Для проведения расчетов согласно условиям (5.1) – (5.3) необходимо знать также значения v_m и v_* (см. рис. 5.1). В случае простейшей кусочно-линейной аппроксимации (см. рис. 5.1, б) значения v_m и v_* находятся по формулам

$$v_m = P_m/G, \quad v_* = v_m + (P_m - P_*)/N. \quad (5.6)$$

В случае более сложной аппроксимации, включающей горизонтальный участок у точки максимума (см. рис. 5.1, в), значения v_m следует определять в виде

$$v_m = v_0 + P_m/G. \quad (5.7)$$

Для определения характеристик внешней системы требуется следующая исходная информация:

планы горных работ и предполагаемые варианты их развития, подлежащие исследованию;

параметры начального напряженного состояния пород до проведения рассматриваемых выработок;

значения эффективного модуля упругости и коэффициента Пуассона для вмещающих пород;

данные о полных диаграммах целиков, рассмотренных выше.

Полный набор указанных данных нужен только в случаях, когда определяются все характеристики внешней системы (P, C, V). В частных случаях, когда нужно найти не все, а только часть из этих характеристик (например, при использовании метода расчета по допускаемой нагрузке), объем исходной информации можно сократить, если использовать приводимые ниже номограммы для типовых схем.

Для выбора расчетной геометрической схемы вычерчиваются планы горных работ с учетом возможных вариантов их развития. На планах выделяются контуры рассматриваемых выработок и целиков, фиксируются их размеры, расстояния между выработками на смежных пластах, угол падения залежи α , глубина залегания H .

В общем случае геометрическая схема имеет пространственный характер. Однако в некоторых сечениях могут реализовываться условия, близкие к плоской деформации. Такие условия характерны для средних сечений вытянутых в одном направлении выработок и целиков, когда отношение длинных сторон к коротким превышает 1,5. Схема плоской деформации может использоваться и в ситуациях, которые по существу являются пространственными, для ориентировочных упрощенных расчетов. Получаемые при этом результаты нередко не слишком значительно (обычно не более чем в 1,5 раза) отличаются от результатов решения соответствующей пространственной задачи. Для методов допускаемой нагрузки и допускаемой жесткости они дают запас.

* В данном разделе для удобства нормировки в формулах и номограммах приняты обозначения: $2h$ – высота целика; $2L$ – ширина целика; $2x_0$ – ширина пролета выработанного пространства с целиками.

При использовании программы для ЭВМ входная информация, касающаяся геометрической схемы, данные, необходимые для определения начальных напряжений (γ , H , λ_x , λ_z), сведения о механических свойствах вмещающих пород (E_n , ν_n) и о свойствах целика (P_m , G , N , P_*) вводятся в ЭВМ. Выходная информация о значениях P , C , v печатается после выполнения расчетов.

Информация о начальном напряженном состоянии массива горных пород до проведения рассматриваемых выработок включает имеющиеся сведения о вертикальной σ_{y0} и горизонтальных σ_{x0} , σ_{z0} составляющих напряжений, причем значения σ_{x0} , σ_{z0} выражаются в долях σ_{y0} через коэффициенты бокового отпора $\lambda_x = \sigma_{x0}/\sigma_{y0}$; $\lambda_z = \sigma_{z0}/\sigma_{y0}$. При отсутствии детальных сведений о напряжениях начального состояния следует считать $\sigma_y = -\gamma H$ и задавать ориентировочные значения λ_x , λ_z .

Информация о механических свойствах вмещающих пород включает данные об их эффективном модуле E_n и коэффициенте Пуассона ν_n . Давление пород кровли на почву выработки учитывается с помощью углов давления (см. табл. 3.2), которые вводятся в ЭВМ.

В случае, когда опасность горного удара установлена и желательно оценить его интенсивность по освобождаемой из вмещающих пород энергии (такая возможность предусмотрена в программах), целесообразно учесть, что породы над разрушаемым целиком могут расслаиваться. Этот эффект приводит к росту выделяющейся энергии и может быть учтен уменьшением эффективного модуля E_n . Если судить по имеющимся данным расчетов для слоистого массива, при изменении условий на контактах слоев от полного сцепления до полного проскальзывания эффективный модуль уменьшается в 1,5–2 раза.

Для ряда практически важных случаев число безразмерных параметров, входящих в расчет, не превышает трех. Это позволяет обобщить результаты вычислений в форме простых графиков и таблиц, по которым непосредственно находятся искомые величины – нагрузки P , локальные жесткости C и сближения v . Схемы, которые допускают такое обобщение и достаточно часто встречаются на практике, названы типовыми. Ниже рассматриваются некоторые из них.

Для одиночной панели, в пределах которой на равном расстоянии l друг от друга расположено различное число (от одного до шести) ленточных целиков n одинаковых размеров, используется расчетная схема (рис. 5.2).

Нормированные на P_m значения нагрузок P на целики в зависимости от их допредельной жесткости G определяются по табл. 5.1. Случай $E_n/G=0$ отражает ситуацию, когда жесткость G поддерживающих целиков значительно превышает модуль упругости вмещающих пород.

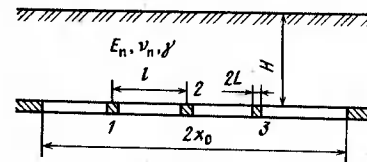


Рис. 5.2. Расчетная схема для условий плоской задачи

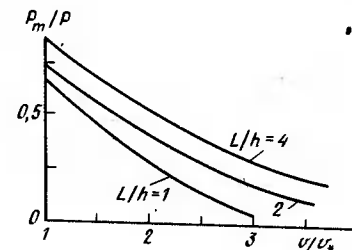


Рис. 5.3. График для определения сближения кровли и почвы (плоская задача)

Нормированные значения локальных жесткостей вмещающих пород C в местах расположения целиков в зависимости от числа целиков в панели находятся по табл. 5.2.

Нормированные значения сближения кровли и почвы v в местах расположения целиков, при которых они находятся в ре-

Таблица 5.1

Нормированные нагрузки $P/(\gamma H x_0)$ на поддерживающие ленточные целики для схемы, приведенной на рис. 5.2

E_n/G	Число целиков в панели	Номер целика					
		1	2	3	4	5	6
0	1	0,9					
	2	0,6	0,6				
	3	0,4	0,45	0,4			
	4	0,35	0,4	0,4	0,35		
	5	0,3	0,32	0,35	0,32	0,3	
	6	0,27	0,28	0,3	0,3	0,28	0,27
4	1	0,85					
	2	0,55	0,55				
	3	0,34	0,39	0,34			
	4	0,29	0,34	0,34	0,29		
	5	0,24	0,29	0,3	0,29	0,24	
	6	0,22	0,23	0,24	0,25	0,23	0,22
6	1	0,82					
	2	0,52	0,52				
	3	0,32	0,37	0,32			
	4	0,27	0,32	0,32	0,27		
	5	0,22	0,25	0,27	0,25	0,22	
	6	0,19	0,2	0,22	0,22	0,2	0,19
10	1	0,8					
	2	0,5					
	3	0,3	0,35	0,3			
	4	0,25	0,3	0,3	0,25		
	5	0,2	0,22	0,25	0,22	0,2	
	6	0,17	0,18	0,2	0,2	0,18	0,17

Таблица 5.2
Нормированные локальные жесткости C/E_n в местах расположения поддерживающих целиков для схемы, приведенной на рис. 5.2

Число целиков в панели	Номер целика					
	1	2	3	4	5	6
1	0,3	—	—	—	—	—
2	0,25	0,25	—	—	—	—
3	0,22	0,21	0,22	—	—	—
4	0,22	0,21	0,21	0,22	—	—
5	0,22	0,2	0,19	0,2	0,22	—
6	0,22	0,19	0,17	0,17	0,19	0,22

жиме остаточной несущей способности, определяются по графику (рис. 5.3).

Для изолированной панели, в пределах которой на равном расстоянии l друг от друга расположено различное число (от 4 до 36) столбчатых целиков, используется схема (рис. 5.4). На рис. 5.4 показан также порядок нумерации целиков в зависимости от их числа в панели.

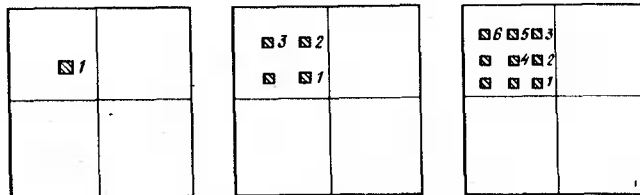
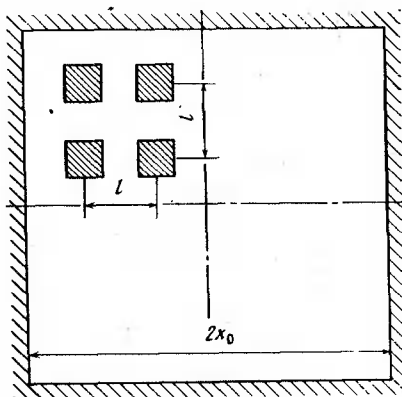


Рис. 5.4. Расчетная схема для условий пространственной задачи

Таблица 5.3
Нормированные значения нагрузки $P/(\gamma H x_0)$ на поддерживающие целики для схемы, приведенной на рис. 5.4

E_n/G	Число целиков в панели	Номер целика					
		1	2	3	4	5	6
0	4	0,25	—	—	—	—	—
	16	0,165	0,155	0,145	—	—	—
	36	0,08	0,075	0,066	0,07	0,063	0,06
1	4	0,22	—	—	—	—	—
	16	0,155	0,145	0,135	—	—	—
	36	0,076	0,071	0,062	0,066	0,059	0,056
4	4	0,2	—	—	—	—	—
	16	0,14	0,12	0,11	—	—	—
	36	0,72	0,067	0,058	0,062	0,055	0,052
10	4	0,18	—	—	—	—	—
	16	0,13	0,11	0,1	—	—	—
	36	0,07	0,065	0,56	0,06	0,053	0,05

Нормированные значения нагрузок P , локальных жесткостей C и сближений v определяются соответственно по табл. 5.3, 5.4 и графику (рис. 5.5).

Для угловых междупанельных ($x/x_0 > 0,1$) или охранных ($x/x_0 \leq 0,1$) целиков используется расчетная схема (рис. 5.6). При полной подработке эффективный пролет выработки $2x_0 = 2H \operatorname{ctg} \varphi_3$ для междупанельных целиков и $2x_0 = H \operatorname{ctg} \varphi_3$ для охранных целиков (φ_3 — угол давления пород кровли на почву выработки $\varphi_3 \approx 70^\circ$).

Нормированное значение размера целика $2L_n$, при котором нагрузка на него P достигает максимального значения P_m , определяется по графику (рис. 5.7).

Нормированные значения локальной жесткости вмещающих пород C в зависимости от положения целика относительно центра выработки устанавливаются рис. 5.8. При значениях параметра

Таблица 5.4
Нормированные значения локальных жесткостей $C \cdot 10^{-2}$ ($E_n x_0$) в местах расположения поддерживающих целиков для схемы, приведенной на рис. 5.6

Число целиков в панели	Номер целика					
	1	2	3	4	5	6
4	5	—	—	—	—	—
16	2,832	2,841	2,85	—	—	—
36	1,951	1,958	1,97	1,962	1,982	2

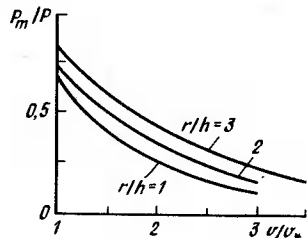


Рис. 5.5. График для определения сближений кровли и почвы (пространственная задача)

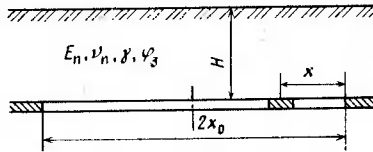


Рис. 5.6. Схема к расчету междувальных или охранных целиков

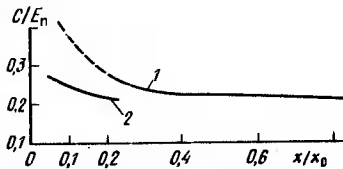


Рис. 5.8. График для определения локальной жесткости вмещающих пород

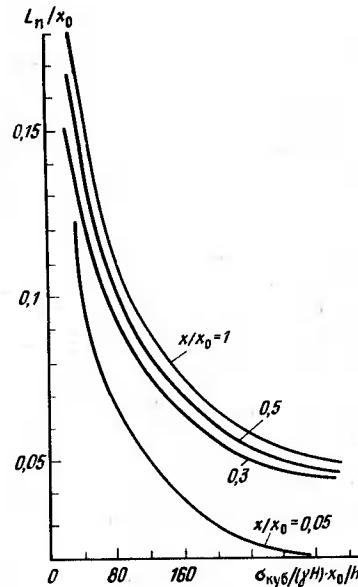


Рис. 5.7. График для определения предельной нагрузки на целик

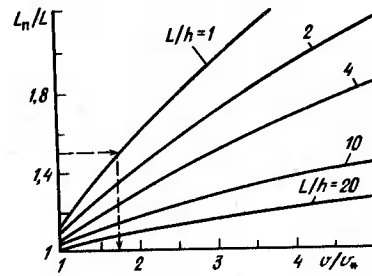


Рис. 5.9. График для определения сближений кровли и почвы

$x/x_0 \leq 0,2$ величину C необходимо определять согласно кривой 2, которая отражает эффект разупрочнения краевой части угольного пласта под действием опорного давления. В остальных случаях, т. е. при $x/x_0 > 0,2$, следует ориентироваться на кривую 1.

Нормированные значения сближения кровли и почвы v в месте расположения целика, при котором он переходит в режим

остаточной несущей способности, определяются по графику (рис. 5.9).

Указанные данные могут служить также для прикидок и оценок рациональных изменений геометрических и механических характеристик в случаях, которые лишь в общих чертах согласуются с какой-либо из рассмотренных схем. Например, для оценки роли размера или прочности целика можно вместо пространственной схемы рассмотреть аналогичную схему плоской задачи. Абсолютные значения самих величин при этом конечно искажаются. Однако их относительные изменения при варьировании геометрических или механических параметров отражаются правильно, что позволяет выносить суждение о тех поправках, которые целесообразно внести в размеры или механические свойства целика или в его местоположение.

5.4. ВЫБОР КОЭФФИЦИЕНТОВ ЗАПАСА, КОРРЕКТИРОВКА И ОПТИМИЗАЦИЯ ПАРАМЕТРОВ ЦЕЛИКОВ

Выбор коэффициентов запаса. При допредельном режиме коэффициент запаса в методе расчета по допускаемой нагрузке принимается: для поддерживающих целиков — 1,2–1,7; для ответственных несущих целиков — более 3.

При режиме разупрочнения коэффициент запаса K_p в методе расчета по допускаемой жесткости принимается не менее 1,5. Такие же значения следует использовать и в переходной области между максимальной и остаточной несущей способностью целика при режиме остаточной несущей способности.

При режиме остаточной несущей способности коэффициенты запаса K_c в методе расчета по допускаемому сближению принимаются не менее 1,5. Верхняя граница K_c не лимитируется условиями безопасности самого целика и устанавливается исходя из условий поддержания кровли в состоянии, обеспечивающем нормальное функционирование выработок.

Корректировка и оптимизация параметров целиков. Цель корректировки состоит в том, чтобы отношение P_m/P (при допредельном режиме), C/N (при режиме податливого целика) лежало в диапазоне приемлемых значений коэффициентов запасов K_p , K_c и K_v соответственно.

Управление значениями P_m/P , C/N , v/v_* может осуществляться изменением характеристик внешней системы P , C , v или изменением характеристик целика P_m , N , v_* . Возможны и комбинации того и другого.

Мероприятия, касающиеся первого способа, тесно связаны с порядком ведения горных работ и схемой расположения целиков, в связи с чем их необходимо предусматривать еще на стадии проектирования. Поэтому при фиксированных значениях пара-

метров горнотехнической ситуации (глубина разработки, схема расположения целиков, геометрические размеры выработок) приходится ориентироваться на первый способ.

Мероприятия второго способа на практике осуществляются воздействием на механические свойства материала целика, изменением его геометрических характеристик, изменением вида напряженного состояния целика путем создания бокового давления. Возможны также комбинации этих воздействий. Каждое из указанных мероприятий или их сочетание в конечном счете изменяет диаграмму $p-v$. В расчете используются диаграммы, отвечающие состоянию после проведения мероприятия.

В случае изменения размеров целика значения P_m , N , v_* находятся по формулам (5.4) – (5.5). При воздействии на механические свойства нагнетанием жидкости, камуфлетным взрыванием, бурением скважин можно полагать $P_m = P$, $N = 0$, $v_m = v_*$ и определять P_m , P_* по формулам (5.4) – (5.7) для целика, не подвергавшегося обработке.

Выбор параметров проводится следующим образом. Вначале задаются ориентировочные значения искомым величин P_{m0} , N_0 , v_{*0} . Они используются в качестве исходных данных для подсчета с помощью описанной выше методики, значений P , C , v . Далее определяются отношения $K_{p0} = P_{m0}/P$, $K_{c0} = C_0/N$; $K_{v0} = v/v_{*0}$. Эти отношения сравниваются с выбранными значениями коэффициентов запаса и определяются скорректированные значения P_{m1} , N_1 , v_{*1} по формулам

$$P_{m1} = P_{m0} \frac{K_p}{K_{p0}}; \quad N_1 = N_0 \frac{K_c}{K_{c0}}; \quad v_{*1} = v_{*0} \frac{K_v}{K_{v0}}. \quad (5.8)$$

После этого из имеющегося набора данных о диаграммах $p-v$, отвечающих разным геометрическим или механическим параметрам целиков, выбирается та, для которой совокупность параметров, P_m , N , v_* минимально отличается от вычисленных по формулам (5.8) значений. Расчет может быть повторен с целью нахождения второго, третьего приближений. В большинстве случаев уже первое приближение оказывается вполне удовлетворительным.

5.5. АНАЛИЗ РЕЖИМА РАБОТЫ И УДАРООПАСНОСТИ ЦЕЛИКОВ

При использовании ЭВМ по найденным значениям P , C , v , выбранным коэффициентам запаса (K_p , K_c , K_v) и характеристикам полной диаграммы целика (P_m , v_m , v_*) анализируются режим работы и удароопасность целика в соответствии с данными табл. 5.5.

Для типовых схем (см. рис. 5.2, 5.4, 5.6) сначала проверяется, находится ли целик в допредельном режиме, путем

Таблица 5.5

Определение режима работы и удароопасности целика по данным расчетов

Участок деформирования	Варианты неравенства и режима работы целика		
	$P \leq P_m/K_p$	$P > P_m/K_p$	
$0 < v < v_m$	Допредельный режим	$C \geq NK_c$	$C < NK_c$
		Режим разупрочнения	Возможен горный удар
$v_m \leq v < v_*$	$C \geq NK_c$	$C < NK_c$	
	Режим разупрочнения	Возможен горный удар	
$v \geq v_*$	Режим остаточной несущей способности	$v \geq v_* K_v$	$v < v_* K_v$
		$c \geq NK_c$	$c < NK_c$
		Режим разупрочнения	Возможен горный удар

проверки неравенства $P \leq P_m/K_p$. Если оно не выполняется, то проверяется, находится ли целик в режиме остаточной несущей способности, путем проверки неравенства $v \geq v_* K_v$. Если и это условие не выполняется, то целик опасен в отношении возможности горного удара при $C < NK_c$. Это же неравенство характеризует опасность и в переходный период от максимальной к остаточной несущей способности. При его выполнении в переходный период должны приниматься меры по обеспечению безопасности.

Состояние единой системы «целики – вмещающие породы» для ряда типовых схем может быть оценено по обобщенным номограммам, непосредственно определяющим отношения P_m/P и v/v_* . Такие номограммы для ленточных, междулавных и охранных целиков приведены на рис. 5.10–5.13.

Для ленточных целиков (расчетная схема приведена на рис. 5.2) анализ режима работы упрощается при использовании номограмм (см. рис. 5.10–5.13). Диаграмма на рис. 5.10 отвечает одному ($n=1$) целику в середине выработки с пролетом $2x_0$ или двум ($n=2$) целикам одинаковых размеров, расположенных на равных расстояниях друг от друга и от краев выработки. Диаграммы на рис. 5.11–5.12 отвечают соответственно четырем ($n=4$) и шести ($n=6$) целикам, расположенным на равных расстояниях друг от друга и от краев выработки с общим пролетом $2x_0$. Цифрами при кривых в первых квадрантах обозначены номера целиков при отсчете их от любого края выработки.

Порядок прохождения диаграмм показан стрелками. Определение искомым величин заканчивается во втором квадранте,

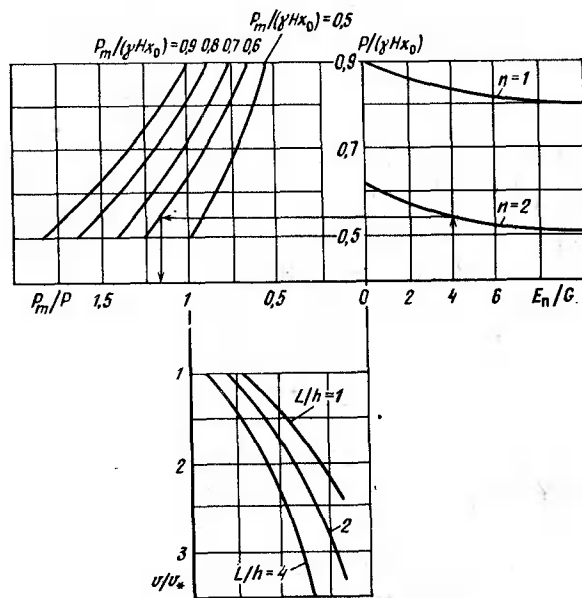


Рис. 5.10. Номограммы для оценки состояния единой системы «целики – вмещающие породы» при одном и двух целиках

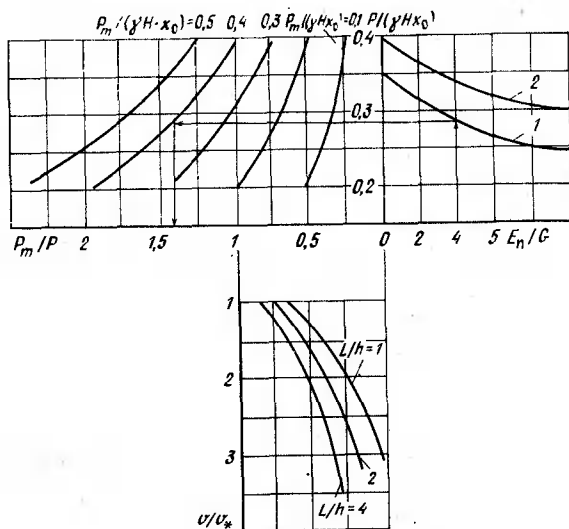


Рис. 5.11. Номограмма для оценки состояния единой системы «целики – вмещающие породы» при четырех целиках

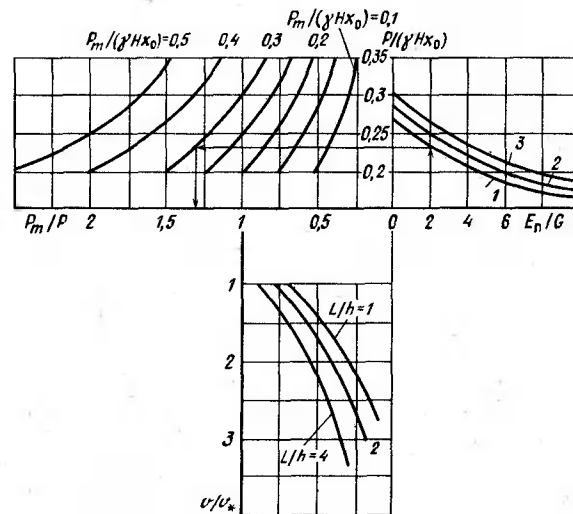


Рис. 5.12. Номограммы для оценки состояния единой системы «целики – вмещающие породы» при шести целиках

если $P_m/P > 1$, и в третьем квадранте, если $P_m/P \leq 1$. В первом случае находится фактическое отношение v/v_* и сравнивается с выбранным коэффициентом запаса несущей способности K_p . Во втором случае ($K_p < 1$) находится фактическое отношение v/v_* и сравнивается с выбранным коэффициентом запаса смещений K_v .

При нарушении неравенства $P_m/P \geq K_p$ или неравенства $v/v_* \geq K_v$ проводится проверка условия устойчивости, которое при ленточных целиках имеет вид $N \leq 0,2E_n/K_c$, где E_n – эффективный модуль упругости вмещающих пород. При нарушении этого неравенства возможен горный удар и должны быть приняты меры по обеспечению безопасности.

Для междулавных угольных целиков в условиях полной подработки и для целиков, используемых при проведении выработок присечку к выработанному пространству (расчетная схема, приведенная на рис. 5.6) используется номограмма рис. 5.13. В первом случае (для междулавных целиков) полагается $2x_0 = 2H \operatorname{ctg} \varphi_3$, а во втором (при работах вприсечку) – $2x_0 = H \operatorname{ctg} \varphi_3$, где φ_3 – угол давления пород кровли на почву выработки.

Порядок прохождения диаграммы на рис. 5.13 показан стрелками. Во втором квадранте ось абсцисс определяет отношение предельного размера целика $2L_n$, при котором достигается максимальная нагрузка к фактическому размеру $2L$. При $L_n/L \leq 1$ в

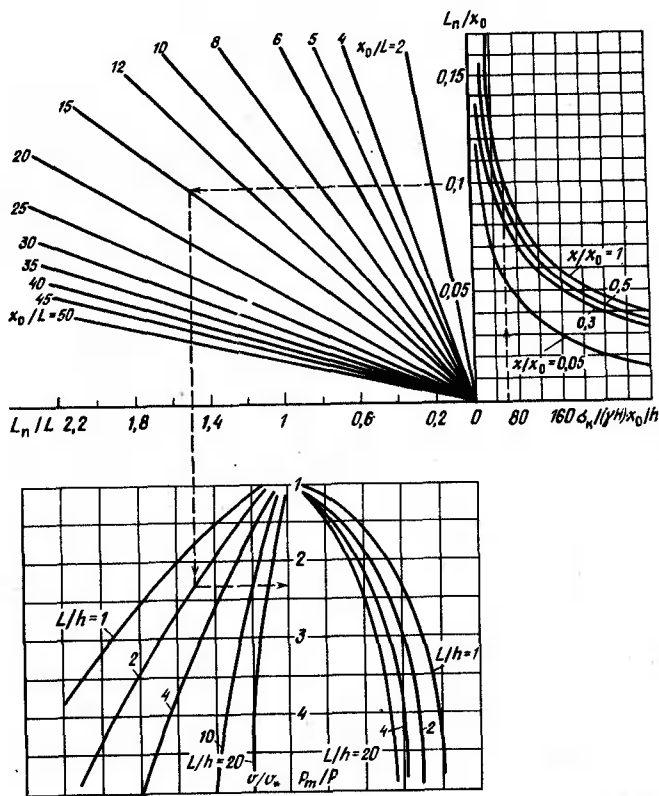


Рис. 5.13. Номограмма для определения режима деформирования междулавных и охранных целиков

третьем квадранте находится отношение P_m/P , а при $L_n/L > 1$ — отношение v/v_* . В случае нарушения неравенства $P_m/P \geq K_p$ или неравенства $v/v_* \geq K_v$ проводится проверка условия устойчивости. Если оно не выполняется, то возможен горный удар и должны быть приняты меры по обеспечению безопасности.

Фактор времени при отсутствии данных прямых наблюдений за изменением прочности и скоростью деформаций учитывается с помощью коэффициента длительной прочности K_t .

Для прочных руд при $\gamma H/\sigma_x = 0,15$ рекомендуется номограмма (рис. 5.14). Удароопасность по ней оценивается в зависимости от срока службы T целика.

Порядок использования номограммы, приведенной на рис. 5.14, показан стрелками. Попадание в заштрихованную область

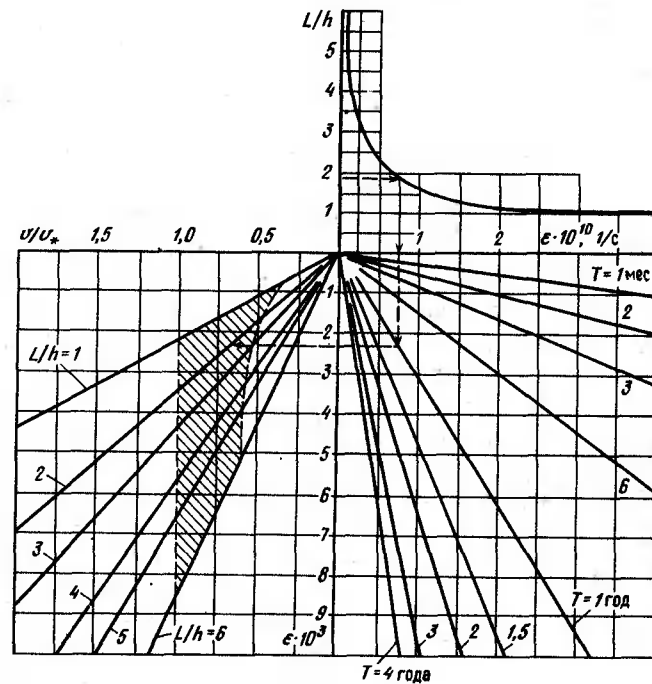


Рис. 5.14. Номограмма для определения режима деформирования целика с учетом срока его службы

в третьем квадранте означает удароопасность. Она существует в течение некоторого периода, продолжительность которого определяется по той же номограмме.

5.6. РАСЧЕТЫ ДЛЯ ШИРОКИХ ЦЕЛИКОВ И УЧЕТ ЗОН РАЗУПРОЧНЕНИЯ В КРАЕВЫХ ЧАСТЯХ ПЛАСТОВ

Ширина целика может быть столь большой, что зоны необратимых деформаций и максимумы опорного давления, формирующиеся у его краев, не сливаются. Тогда за участком нарастания напряжений следует участок их спада. Предельным выражением подобной ситуации служит краевая часть пласта. Для учета разупрочнения области, испытывающей опорное давление, расчеты проводятся последовательными приближениями. Вначале расчет выполняется для исходной схемы: используются фактические контуры выработок и целиков. В результате вычислений на ЭВМ наряду с значениями P , C , v рассчитываются коэффи-

циенты интенсивности нормальных к напластованию напряжений K_i в точках границ целиков и краевых частей, представляющих интерес для учета разупрочнения. По найденным значениям K_i определяются расстояния a до точки максимума опорного давления по формуле (4.15).

Для целиков, в которых учитывается разупрочнение, проверяется, сливаются ли в них максимумы опорного давления или такого слияния не происходит. С этой целью на виде целика в плане откладываются найденные расстояния a от соответствующих краевых точек по нормали к контуру и выделяются зоны предельного состояния. Если эти зоны не перекрываются, то максимумы не сливаются. Тогда сумма расстояний a с противоположных сторон меньше ширины $2L$ целика в соответствующем направлении ($a_1 + a_2 < 2L$).

В противоположной ситуации зоны предельного состояния сливаются ($a_1 + a_2 > 2L$). В этом случае расчеты имеют небольшие отличия. Проводится уточнение расчетной схемы. Контур выработок продолжают вдоль лавы на расстоянии a вдоль целиков, для которых учитывается разупрочнение краевой части. Полученный таким образом участок разбивают на «фиктивные» целики, примыкающие друг к другу.

Для каждого из таких целиков рассчитывают среднюю нагрузку $P_{ф.к}$ по формуле

$$P_{ф.к} = \sigma_k (1 + \xi_k/h) S_k, \quad (5.9)$$

где ξ_k — расстояние от края целика в исходной схеме до центра k -го фиктивного целика; S_k — площадь целика (для плоской задачи S_k заменяют на $2L_k$).

Найденное значение $P_{ф.к}$ используют при задании исходной информации для фиктивных целиков. Для них принимают $P_{т.к} = P_{*к} = P_{ф.к}$, $N_{ф.к} = 0$.

Проводят новый расчет с помощью программ на ЭВМ, используя уточненную схему. В результате находят значения смещений \bar{u}_k для каждого из фиктивных целиков числом k .

Для фиктивных целиков, примыкающих к выработке, боковое давление σ_3 полагается равным нулю, а среднее нормальное давление берется с полной диаграммы одноосного сжатия (рис. 5.15) при осевой деформации $\epsilon_1 = v/(2h)$. Для последующих фиктивных целиков средние значения σ_1 и σ_3 определяются по рекуррентным формулам

$$\begin{aligned} \Delta\sigma_{3i+1} &= (1/h) [K(\sigma_{1i}) - \text{tg } \rho(\sigma_{1i}) \sigma_{1i}] \Delta\xi_{i+1}; \\ \sigma_{3i+1} &= \sigma_{3i} + \Delta\sigma_{3i+1}; \\ \sigma_{1i+1} &= F(u_{i+1}/(2h), \sigma_{3i+1}), \end{aligned} \quad (5.10)$$

где i — номер фиктивного целика при отсчете номеров от обнажения по мере углубления в прилегающую к нему зону пре-

дельного состояния: индексу $i=1$ отвечает целик этой зоны, прилегающей к обнажению; $F(\epsilon_1, \sigma_3)$ — функция, определяемая полными диаграммами испытаний породы целика при осевом сжатии σ_1 и боковом давлении σ_3 (см. рис. 5.15); $\Delta\xi_{i+1}$ — расстояние между центрами смежных i -го и $i+1$ -го фиктивных целиков.

По найденным значениям $\epsilon_1 = v/(2h)$ и σ_3 для каждого из фиктивных целиков отыскиваются соответствующая кривая на графике (см. рис. 5.15). По ней определяются значения E , ϵ_m , σ_m , M , ϵ_* , характеризующие соответственно скорость роста σ_1 , деформацию в точке максимума, максимальное осевое давление, скорость спада и деформацию при переходе на горизонтальный участок.

Затем находят основные характеристики фиктивных целиков по формулам

$$\begin{aligned} P_m &= \sigma_m = S_\phi, & G &= ES_\phi, & u_m &= 2h\epsilon_m, \\ N &= MS_\phi/2h, & u_* &= 2h\epsilon_*. \end{aligned} \quad (5.11)$$

Вычисления повторяются до тех пор, пока разность между двумя последовательными приближениями не станет достаточно мала, например, меньше 20%. Полученные на последней итерации значения P , S , v и P_m , N , u_m , u_* используются для анализа режима и удароопасности по данным табл. 5.5.

Учет зон разупрочнения при их слиянии в целиках осуществляется следующим образом. Если предварительный расчет показывает, что зоны опорного давления сливаются, то выполняются уточняющие расчеты.

Находятся нормальные напряжения в функции расстояния от обнажения для каждой из точек, в которых вычислялись коэффициенты интенсивности:

$$\sigma_1 = \sigma_k (1 + \xi/h). \quad (5.12)$$

Отмечаются те координаты (ξ_k), в которых значения σ_1 , определенные по формуле (5.12), оказываются одинаковыми при

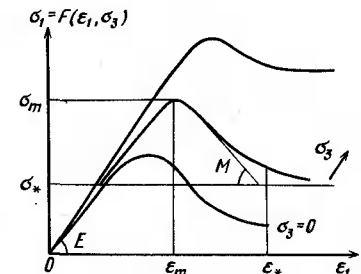


Рис. 5.15. Полная диаграмма ϵ - σ материала целика

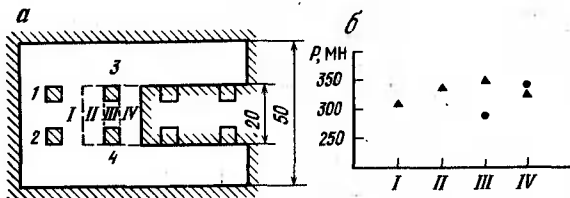


Рис. 5.16. Влияние очистных работ на распределение напряжений в целиках: а — схема камерной системы отработки; б — нагрузки на целики на разных этапах развития горных работ

углублению в целик с противоположных сторон. Эти координаты отделяют «области влияния» противоположных сторон целика.

Каждая из областей влияния разбивается на совокупность фиктивных целиков. В ее пределах проводится их нумерация, отвечающая формулам (5.10). Тем самым с каждым из фиктивных целиков связывается определенная сторона выработки, к которой он прилегает и от которой отсчитываются номера i при использовании формул (5.10). При этом в отличие от предыдущего случая значения смещений полагаются одинаковыми в пределах всех фиктивных целиков, составляющих в совокупности рассматриваемый целик, и равными значению u , вычисленному предварительно без учета разупрочнения.

Дальнейшие вычисления выполняются в той же последовательности, что и для широких целиков.

В качестве примера, иллюстрирующего возможности разработанных программ, на рис. 5.16, а представлен вид в плане выработок и целиков при одном из вариантов камерной системы разработки. Рассмотрены четыре этапа развития горных работ I–IV с шагом подвигания забоя на каждом из них 5 м. При расчете принято: глубина залегания 500 м; максимальная и остаточная прочности материала целика соответственно 10 и 4 МПа; модуль упругости $2 \cdot 10^3$ МПа. Вычисления выполнены для двух значений модуля спада $M = 2 \cdot 10^3$ МПа и $M = 1,5 \cdot 10^4$ МПа. Целики квадратного сечения размером 5×5 м имеют высоту 4 м. Характеристики целика G , P_m , N и P , определены по формулам (5.4) – (5.5).

Результаты расчетов для каждого из этапов представлены на рис. 5.16, б для случая, когда $M = 2 \cdot 10^3$ МПа. Треугольниками отмечены нагрузки на целики 1 и 2, кружками — на целики 3, 4. В этом случае переход через максимальную нагрузку 350 МПа и дальнейшее деформирование осуществляется согласно вычислениям, без потери устойчивости спокойно. Аналогичный расчет для целиков с большим модулем спада ($M = 1,5 \cdot 10^4$ МПа) при прочих одинаковых условиях совпадает до третьего этапа отработки, на котором достигается та же максимальная нагрузка. Однако после этого спокойное деформирование оказывается невозможным — условие устойчивости ($N < C$) нарушается, происходит горный удар.

5.7. МЕТОДИКА РАСЧЕТА ЦЕЛИКОВ С УЧЕТОМ ОПАСНОСТИ ГОРНЫХ УДАРОВ

Как отмечалось выше, достаточным для безопасности является выполнение любого из неравенств

$$P_n < P_m;$$

$$N < N_n, \quad (5.13)$$

где P_n — фактическая нагрузка, передаваемая породами на целик; P_m — максимальная (предельная) нагрузка на целик; N — «жесткость» целика при деформировании его на падающем участке зависимости смещение — сила; N_n — «локальная жесткость» вмещающих пород в месте нахождения целика.

Величины P_m и N можно найти, используя результаты многочисленных экспериментов по сжатию целиков и решению задачи о тонком слое на основе теории запредельных деформаций. Предельная нагрузка

$$P_m = k_f \sigma_0 S, \quad (5.14)$$

где k_f — коэффициент формы; σ_0 — предел прочности материала целика на одноосное сжатие (если опыты проводились на образцах, то эта величина находится с учетом масштабного фактора, отражаемого коэффициентом структурного ослабления); S — площадь продольного сечения целика.

Для ленточного целика шириной $2L$ расчет ведется на единицу его длины и $S = 2L \cdot 1$.

Коэффициент формы с приемлемой для практики точностью может быть выражен зависимостью $k_f = (1 + 0,5^L) / 2 + e_0 L / h^*$, в которой в общем случае под L следует понимать половину наименьшего из размеров целика в его сечении вдоль средней плоскости. В случае ленточного целика в расчете на единицу его длины $S = 2L \cdot 1$ и тогда [36]

$$N \approx \min [ML/h, E/(2e_0)]. \quad (5.15)$$

В формуле (5.15) выбирается наименьшее из двух значений, определяемых величиной в квадратных скобках. Во многих случаях меньшим является второй член. Тогда

$$N \approx ES/(4Le_0); \quad N \approx E/(2e_0). \quad (5.16)$$

Из формул (5.15), (5.16) следует, что N не превышает жесткости $MS/(2h)$ целика с той же площадью основания и с

* Используемые иногда степенные зависимости k_f от L/h в пределах разброса экспериментальных данных могут быть заменены линейными соотношениями при $1 \leq L/h \leq 7$.

достаточной высотой, чтобы находиться в напряженном состоянии, близком к одноосному сжатию.

Фактическая нагрузка, действующая на целик, определяется из статического условия только в случае большого числа одинаковых горизонтально расположенных целиков, поддерживающих кровлю. При этом

$$P_n = \gamma HS / (1 - k_n), \quad (5.17)$$

где k_n — коэффициент извлечения полезного ископаемого по площади, равный отношению отработанной площади S_b к общей площади $S_b + nS$ (n — число целиков).

В общем случае задача статически неопределима и для нахождения P_n требуется рассмотреть взаимные смещения на контактах вмещающих пород с целиками. Эта задача существенно упрощается, если считать, что вмещающие породы деформируются упруго. Подобное допущение при использовании целиков для поддержания кровли зачастую оправдано (особенно для прочных вмещающих массивов), поскольку наличие опор предотвращает развитие больших зон расслоений и отслоений в кровле. Тогда можно вычислить смещения кровли и почвы у целиков при заданных нагрузках вдали от выработки и в местах, где расположены целики. Так, например, используя известные методы для полупространства и полуплоскости [4, 5], можно провести вычисления для произвольных систем целиков. Во многих случаях, особенно когда общий пролет выработки заметно превышает их размеры, можно использовать и решения задач о разрезах в упругом пространстве, приводившиеся выше. При расчетах можно без существенной потери точности представлять нормальные нагрузки P_{ni} , действующие по контактам с целиками, распределенными равномерно, и вычислять среднее расхождение $2u_{pi}$ кровли и почвы, обусловленное приложенными к ним усилиями P_{ni} . В силу линейности формул теории упругости получается следующая линейная зависимость:

$$2u_{pi} = \sum_{j=1}^n A_{ij} P_{nj}, \quad (5.18)$$

где A_{ij} — коэффициенты, вычисляемые по формулам теории упругости; n — число целиков.

Матрица A с коэффициентами A_{ij} называется матрицей влияния. Величина A_{ij} характеризует взаимное смещение кровли и почвы в точке расположения i -го целика в точке x_i от действия единичных сил в точке x_j (рис. 5.17) и вычисляется по формуле [42]

$$A_{ij} = \frac{2(1 - \nu_1^2)}{\pi E_1} L_j \left[\left(\arccos \frac{x_j - L_j}{x_m} - \arccos \frac{x_j + L_j}{x_m} \right) \sqrt{x_m^2 - x_i^2} + (x_i - x_j + L_j) \operatorname{arch} \left| \frac{x_m^2 - x_i(x_j - L_j)}{x_m(x_i - x_j + L_j)} \right| - (x_i - x_j - L_j) \operatorname{arch} \left| \frac{x_m^2 - x_i(x_j + L_j)}{x_m(x_i - x_j + L_j)} \right| \right], \quad (5.19)$$

где $2x_m$ — общая ширина выработки, в которой находятся целики; x_i — координата центра i -го целика; $2L_j$ — ширина j -го целика.

Для получения общего сближения кровли и почвы $2u_{pi}$ в месте расположения i -го целика надо к величинам $2u_{pi}$, возникающим от усилий P_{nj} ($j = 1, 2, \dots, n$), прибавить сближение в нетронутом массиве $2u_{0i}$ и дополнительное сближение $2u_{di}$ обусловленное снимаемыми напряжениями σ_{yH} нетронутого состояния массива. Величины $2u_{0i}$ и $2u_{di}$ для выработки с пролетом $2x_m$ в условиях плоской задачи определяются формулами

$$2u_{0i} = 2h \frac{1 - \nu_i(\lambda_x + \lambda_z)}{E_i} \sigma_{yH};$$

$$2u_{di} = 4x_m \frac{1 - \nu_1^2}{E_1} \sigma_{yH} \sqrt{1 - \frac{x_i^2}{x_m^2}}, \quad (5.20)$$

где E_i , ν_i — модуль упругости и коэффициент Пуассона i -го целика; λ_x , λ_z — коэффициенты бокового распора в направлениях осей x и z .

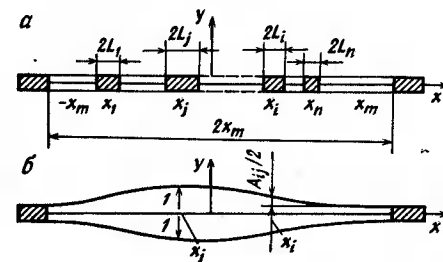


Рис. 5.17. Схема к расчету целиков:

a — расположение целиков в выработке с общим пролетом; b — расхождение A_{ij} кровли и почвы в точке x_i при действии единичных сил в точке x_j

Заметим, что v_{0i} , v_{di} и v_{li} имеют знаки, противоположные знаку v_{pi} , так как отвечают сближению кровли и почвы.

Сумма $2v_{pi} + 2v_{0i} + 2v_{di}$ равна общему сближению $2v_{li}$ верхней и нижней границ целика под действием приложенной к нему нагрузки P_{ni} . Использование выражений (5.18), (5.20) и $2v_{li}(P_{ni})$ дает систему для определения усилий $P(ni)$:

$$\sum_{i=1}^n A_{ij}P_{nj} + 2v_{0i} + 2v_{di} = 2v_{li}(P_{ni}) \quad (i = 1, 2, \dots, n). \quad (5.21)$$

Эта система нелинейна при нелинейной зависимости $2v_{li}(P_i)$. Она существенно упрощается и становится линейной, если учесть, что члены $2v_{li}(P_i)$ и $2v_{0i}$ отчасти взаимно компенсируют друг друга и значительно меньше по абсолютному значению, чем слагаемое $2v_{di}$, если целик расположен не слишком близко к краю выработки. Тогда выражение (5.21) заменяется системой

$$\sum_{i=1}^n A_{ij}P_{nj} = -2v_{di}, \quad (5.22)$$

решение которой не требует предварительного нахождения зависимости $2v_{li}(P_i)$. Физической основой этого упрощения является то обстоятельство, что при достаточном сопротивлении целика его смещения невелики и нагрузка, передаваемая породами, сравнительно слабо зависит от его жесткости, будучи приближенно равна той, которая отвечает полному отсутствию смещений целика, т. е. абсолютно жесткой опоре. Тогда решение перестает зависеть от модулей упругости. Оно обычно несколько превышает действующие нагрузки P_{ni} , т. е. дает запас при расчете целиков.

Нахождение жесткости нагружающей системы (вмещающих пород) N_{ni} в месте расположения i -го целика связано с определением матрицы влияния A_{ij} . Потере устойчивости отвечает появление новых решений (5.21). При критическом сочетании параметров кроме исходного решения P_{ni} возникают решения $P_{ni} + \Delta P_i$, отличающиеся на малые добавки ΔP_i . Тогда $2v_{li}(P_{ni} + \Delta P_i) = 2v_{li}(P_{ni}) + \Delta P_i d(2v_{li})/dP_i$ и для $P_{ni} + \Delta P_i$ из системы (5.21) следует

$$\sum_{i=1}^n (A_{ij}P_{nj} + A_{ij}\Delta P_j) + 2v_{0i} + 2v_{di} = 2v_{li}(P_{ni}) + \frac{d(2v_{li})}{dP_i} \Delta P_i \quad (i = 1, 2, \dots, n).$$

Вычитая из этих равенств уравнения (5.21), получаем однородную линейную систему относительно ΔP_i :

$$\sum_{i=1}^n A_{ij}\Delta P_j - \frac{d(2v_{li})}{dP_i} \Delta P_i = 0 \quad (i = 1, 2, \dots, n), \quad (5.23)$$

которая при критических сочетаниях параметров имеет ненулевое решение. Такие сочетания невозможны при отрицательных значениях $dP_i/d(2v_{li})$ или, что то же самое, при положительных значениях $dP_i/d(-2v_{li})$. Это означает, что пока все целики деформируются на восходящих участках своих диаграмм, потеря устойчивости невозможна. Однако и при положительных значениях $dP_i/d(2v_{li})$ не всегда существует ненулевое решение (5.23). Оно имеется только тогда, когда определитель системы равен нулю. Он обращается в нуль, когда одно или несколько из уравнений (5.23) является следствием других. Считая для определенности, что такой строкой при критическом сочетании параметров является i -я, из линейной алгебры получаем условие существования ненулевых решений (5.23) в форме

$$\Delta_{ii} = N_{ni}, \quad (5.24)$$

где $\Delta_{ii} = dP_i/d(2v_{li})$;

$$N_{ni} = \frac{D_{ii}}{\det(A - \Lambda^{-1})_i} \quad (5.25)$$

(D_{ii} — алгебраическое дополнение элемента $A_{ii} - (\Lambda^{-1})_{ii}$ в определителе $A - \Lambda^{-1}$; Λ^{-1} — диагональная матрица, элементами которой являются числа $d(2v_{li})/dP_i$; $\det(A - \Lambda^{-1})_i$ — определитель матрицы, получающейся из $A - \Lambda^{-1}$ при замене слагаемого $(\Lambda^{-1})_{ii}$ нулем).

Величина N_{ni} не зависит от свойств i -го целика и определяется внешними по отношению к нему условиями. Физический ее смысл состоит в том, что она дает усилие, необходимое для единичного сближения кровли и почвы в месте расположения i -го целика при условии, что он отсутствует, а все прочие целики взаимодействуют с вмещающими породами. Таким образом, N_{ni} представляет искомую жесткость нагружающей системы в месте, где расположен целик.

Значения N_{ni} отличаются от $1/A_{ii}$, поскольку при вычислении A_{ii} считается, что не только i -й, но и прочие целики отсутствуют. Если эти прочие целики деформируются на восходящих участках диаграмм, то $N_{ni} > 1/A_{ii}$.

Физическая неустойчивость возникает не только при выполнении равенства (5.24), но и при выполнении условия

$$\sum_{i=1}^n (A^{-1})_{ij}\Delta v_j - \sum_{i=1}^n \Lambda_{ii}\Delta v_i^2 > 0. \quad (5.26)$$

Если при некотором i выполнено условие (5.26), то нулевые решения имеют система (5.23) и система с матрицами A^{-1} и Λ , обратными A и Λ^{-1} , т. е.

$$\sum_{i=1}^n (A^{-1})_{ij}\Delta v_j - \Lambda_{ii}\Delta v_i = 0 \quad (i = 1, 2, \dots, n). \quad (5.27)$$

Умножение выражения (5.27) на Δu_i и суммирование по i приводит к равенству

$$\sum_{i=1}^n (A^{-1})_{ii} \Delta u_i \Delta u_i - \sum_{i=1}^n \Lambda_{ii} \Delta u_i^2 = 0.$$

Это равенство отвечает неустойчивости. Увеличение любого из Λ_{ii} приводит только к уменьшению левой части и дальнейшему нарушению условия устойчивости (5.26). Уменьшение любого из Λ_{ii} дает обратный эффект и обеспечивает устойчивость. Пусть теперь какое-либо из значений N_{mi} увеличилось. Тогда для потери устойчивости значение Λ_{ii} по формуле (5.24) должно также увеличиться на $\Delta \Lambda_{ii}$ и исходное значение Λ_{ii} обеспечивает выполнение условия (5.26). Наоборот, уменьшение N_{mi} по сравнению со значениями, определяемыми по формуле (5.24), нарушает условие (5.26) и ведет к неустойчивости. Отсюда следует, что в качестве Λ_{ii} следует принимать максимальное значение $dP_i/d(2u_{ii})$, равное жесткости целика N_i . Для устойчивости целика, деформирующегося за максимумом нагрузки, необходимо и достаточно, чтобы при каждом i выполнялось неравенство

$$N_i < N_m \quad (i = 1, 2, \dots, n), \quad (5.28)$$

т. е. условие (5.13) должно выполняться для каждого из целиков. Формула (5.25) определяет необходимые для проверки неравенства (5.28) жесткости целиков и внешней системы. В частных случаях согласно формул (5.15) и (5.16) жесткости n_i могут совпадать как для одинаковых, так и для разных по свойствам целиков. Если же при разных N_i заменить их наибольшим значением N_m , то получится достаточное условие устойчивости

$$N_m < N_m \quad (i = 1, 2, \dots, n). \quad (5.29)$$

Это условие нарушается, если система

$$\sum_{i=1}^n \Lambda_{ii} \Delta P_i - \frac{1}{N_m} \Delta P_i = 0 \quad (i = 1, 2, \dots, n) \quad (5.30)$$

имеет отличное от нуля решение. Следовательно, она позволяет найти критическое значение N_c , при котором система из целиков с одинаковой жесткостью теряет устойчивость. Если $N_m < N_c$, или, что то же самое, $N_i < N_c$ ($i = 1, 2, \dots, n$), то система устойчива. Понятно, что в качестве N_c следует взять наименьшее значение, при котором выполняется система (5.30). При этом отношение $1/N_c$ максимально. Таким образом, задача проверки условия (5.29) сводится к отысканию наибольшего собственного числа $1/n_c$ системы (5.30). На-

хождение N_c и его оценок осуществляется методами линейной алгебры.

Выше не принималось во внимание, что иногда дополнительные запрелельные деформации одних из целиков могут сопровождаться разгрузкой других целиков. Учет этого обстоятельства требует перебора различных вариантов сочетаний нагружения с разгрузкой и может быть эффективно выполнен методами квадратичного программирования. Следует, однако, заметить, что расчеты без учета возможности разгрузки обеспечивают запас при оценках устойчивости.

Проверка условий устойчивости (5.12) и (5.13) сводится к определению экспериментально или по формулам (5.14) – (5.16) значений P_{mi} и N_i для каждого из целиков, нахождению из систем (5.21) или (5.22) нагрузок на целики P_{ni} и вычислению по формуле (5.25) жесткости нагружающей системы N_{ni} . Для вычисления P_{ni} и N_{ni} с помощью указанных формул обычно достаточно построить матрицу влияния, отвечающую заданной конфигурации и расположению целиков.

Приведенные данные характеризуют значения, необходимые при использовании неравенств (5.12), (5.13). Однако при практическом применении необходимо обеспечить запас, поскольку в реальных условиях в силу случайных причин могут быть отклонения от средних значений, вводимых при расчете. Поэтому в неравенства (5.12) и (5.13) следует ввести множители k_p и k_N , со значением больше единицы, для их выполнения с запасом:

$$k_p P_n = P_m; \quad (5.31)$$

$$k_N N = N_n. \quad (5.32)$$

Для поддерживающих целиков, работающих до максимума нагрузки, следует использовать значения k_p в несколько более узком диапазоне: $1,4 \leq k_p \leq 1,9$ [36]. Для несущих целиков в связи с повышенными к ним требованиями целесообразно ориентироваться на верхнюю границу этого диапазона и на значения, превышающие ее. По-видимому, в ответственных случаях допустим трех- или четырехкратный запас прочности.

Относительно значения k_N в настоящее время сведения отсутствуют. Можно лишь предположить, что оно близко к значению k_p , поскольку необходимость в них обеих порождается источниками случайных отклонений, имеющими общую природу. Тогда равенства (5.31), (5.32) в сочетании с приведенными формулами, определяющими P_m , N , P_n , N_n , позволяют провести расчет целиков.

Распространенная практика проектирования состоит в удовлетворении равенству (5.31), т. е. в обеспечении условий, при которых предельная нагрузка не достигается. Однако при

этом с ростом глубины увеличивается площадь целиков и уменьшается коэффициент извлечения полезного ископаемого. В таких случаях иногда используется метод растекающихся целиков, состоящий в том, что поддерживающие целики проектируются без запаса прочности ($k_p = 1$), но обеспечивается выполнение равенства (5.32). Тогда в силу случайных отклонений некоторые из целиков могут испытывать небольшие деформации за максимум нагрузки, но это не приводит к горному удару, поскольку выполнено условие устойчивости (5.13). Возможности указанного метода также быстро исчерпываются с дальнейшим увеличением глубины горных работ из-за роста потерь.

Наиболее перспективна бесцеликовая отработка залежи. Тем не менее представляет интерес и своего рода промежуточная методика, основанная на заведомом нарушении неравенства (5.12) при использовании коэффициентов k_p со значением существенно меньше единицы и выполнении неравенства (5.13). При этом становится возможным уменьшить предел прочности на сжатие всего целика до остаточного значения σ_* . Именно на этот крайний случай и приходится ориентироваться, т. е. целесообразно заранее поставить условие, чтобы весь целик деформировался при остаточном значении прочности. При этом модуль спада и соответственно жесткость целика резко уменьшаются и условие устойчивости (5.13) оказывается выполненным.

Целики, деформирующиеся при остаточной прочности, называются податливыми, а соответствующий метод — методом податливых целиков. В отличие от метода растекающихся целиков, коэффициент k_p принимается не равным, а заметно меньшим единицы. Необходимо, однако, чтобы в переходный период от исходной прочности и модуля спада к остаточным значениям целик был безопасен. Этого можно достигнуть специальной организацией горных работ или заблаговременным изменением механических свойств.

Горная практика дает примеры использования обоих путей приближения к остаточной прочности. Так, в работе [42] оговаривается, что небольшие угольные целики можно считать безопасными. Систематически применяется приведение целиков в неудароопасное состояние с помощью их рыхления, увлажнения или камуфлетного взрывания. Эти меры ведут к уменьшению прочности и модуля спада.

Описанная методика применима только к поддерживающим целикам и ведет к заметному сближению кровли и почвы. Для того, чтобы определить, допустимо ли по фактору поддержания кровли такое сближение, необходимо его подсчитать. Это может быть сделано с помощью формулы (5.21), в которую в качестве P_n нужно подставить минимально возможную остаточную несущую способность целика P_* . Последняя ориентировочно опреде-

ляется выражением, следующим из формулы (5.14) при замене исходной прочности σ_0 на ее остаточное значение σ_* :

$$P_* = k_f \sigma_* S,$$

причем $\sigma_* = (0,1 \div 0,2) \sigma_0$.

Тогда сближение кровли и почвы в месте расположения i -го целика

$$2u_{li} = 2u_{li} + 2u_{oi} + \sum_{j=1}^n A_{ij} k_{fj} \sigma_* S_j,$$

где индекс j при k_f и σ_* указывает, что величина относится к j -му целику.

С целью дать наглядное представление об особенностях поведения целиков и методах их расчета исследуем случай ленточного целика шириной $2L$, центр которого находится в точке с координатой x_1 в выработке с общим пролетом $2x_m$. При использовании системы (5.22) в сочетании с формулами (5.19) и (5.20) нагрузка на целик

$$P_n = -2u_{li}/A_{11},$$

$$\text{где } 2u_{li} = 4x_m \frac{1 - \nu_1^2}{E_1} \sigma_{y11} \sqrt{1 - \frac{x_1^2}{x_m^2}};$$

$$A_{11} = \frac{2(1 - \nu_1^2)}{\pi E_1} \left[\left(\arccos \frac{x_1 - L}{x_m} - \arccos \frac{x_1 + L}{x_m} \right) \times \right. \\ \left. \times \sqrt{x_m^2 - x_1^2} + L \left[\operatorname{arch} \frac{x_m^2 - x_1^2 + x_1 L}{x_m L} + \operatorname{arch} \frac{x_m^2 - x_1^2 - x_1 L}{x_m L} \right] \right]. \quad (5.33)$$

Коэффициент A_{11} сравнительно мало зависит от местоположения целика, если последний удален от края выработки больше, чем на четверть общего пролета $2x_m$. При этом

$$A_{11} \approx \frac{4(1 - \nu_1^2)}{\pi E_1} A_n; \quad P_n \approx -\sigma_{y11} x_m \frac{\pi}{A_n}, \quad (5.34)$$

где A_n определяется формулой $A_n \approx 1 + \ln 2x_m/L$.

Сравним значение P_n с общей нагрузкой Q_n , создаваемой породами и равной $-2\sigma_{y11} x_m$. Составляя отношение $q_0 = P_n/Q_n$, имеем

$$q_0 = P_n/Q_n = \pi/(2A_n), \quad (5.35)$$

что при $L/x_m = 0,3; 0,2; 0,1; 0,05$ дает соответственно $P_n/Q_n = 0,54; 0,48; 0,39; 0,34$. Таким образом, целик в зависимости от его размера воспринимает от половины до трети

веса пород, причем эта доля меньше для небольших целиков. Она уменьшается также при смещении целика от центра выработки к ее краям. Учет сжимаемости целика, как упоминалось, не дает больших поправок. Для того, чтобы убедиться в этом, можно использовать для функции $2v_1(P_n)$, входящей в систему (5.21), зависимость, приближенно описывающую деформацию целика до максимума нагрузки,

$$2v_1(P_n) = \frac{1 - \nu^2}{E} \frac{P_n}{S} 2h. \quad (5.36)$$

Деформацию за точкой максимума можно учесть, уменьшив значение E . Подстановка формул (5.20) и (5.36) в систему (5.21) дает для рассматриваемого случая ленточного целика в середине выработки

$$q_1 = \frac{P_n}{Q_n} = q_0 \left\{ 1 + \frac{1}{2} \frac{E_1}{E} \frac{h}{x_m} [1 - \nu (\lambda_1 + \lambda_2)] \right\} \times \left[1 + \frac{1}{2} \frac{E_1}{E} \frac{h}{L} \frac{1 - \nu^2}{1 - \nu_1^2} q_0 \right]^{-1}, \quad (5.37)$$

где q_0 — значение q_1 , вычисляемое по формуле (5.35) без учета сжимаемости целика.

Из выражения (5.37) следует, что уменьшение q_1 по сравнению с q_0 даже при весьма неблагоприятных сочетаниях параметров ($L/h=1$, $E_1/E=4$) не превышает 35% при изменении L/x_m в диапазоне от 0,3 до 0,05. Если рассмотреть периодическую систему ленточных целиков с размерами $2L$, к каждому из которых слева и справа примыкают выработки с пролетами $2x_0 = x_m - L$, то $k_3 = (x_m - L)/(x_m + L)$. Тогда при использовании формулы (5.17)

$$q_n = P_n/Q_n = 0,5 (1 + L/x_m).$$

Для использовавшихся выше значений L/x_m значение q_n изменяется от 0,65 до 0,52. Сравнение этих значений с полученным изменением значения q_0 от 0,54 до 0,34 приводит к выводу, что нагрузка на малоподатливый целик, находящийся в середине выработки, в 1,2–1,5 раза меньше, чем на аналогичные целики, образующие систему, для которой применима простая формула (5.17). Для податливых целиков отношение q_m/q_1 достигает 1,6–2,3. Указанные оценки можно использовать и в общем случае при ориентировочном нахождении нагрузок, если исходить из условия, что с ростом числа одинаковых целиков нагрузки стремятся к пределу, определяемому формулой (5.17), т. е. отношение q_n/q_1 стремится к единице.

Определим теперь условия, при которых нагрузка на одиночный ленточный целик в середине выработки достигает максимума. Для этого подставим выражения (5.34) с учетом формулы (5.14) в формулу (5.31) при $k_p=1$. В результате получим формулу для определения предельного размера целика $2L_n$, начиная с которого его дальнейшее уменьшение приводит к снижению несущей способности,

$$\frac{2(e_0 + h/L_n)\sigma_0}{|\sigma_{yH}|} \frac{x_m}{h} = \left(\frac{x_m}{L_n} \right)^2 \frac{\pi}{1 + \ln(2x_m/L_n)}. \quad (5.38)$$

Сопоставим выражение (5.38) с результатами вычисления $2L_n$ по формулам теории опорного давления, основанным на коэффициентах интенсивности k_1 , исходя из условия, что предельный размер достигается, когда зоны необратимых деформаций, формирующиеся у левого и правого краев целика, сливаются. Если обозначить размеры этих зон соответственно a_1 и a_2 , то $2L_n = a_1 + a_2$.

Для подсчета a_1 и a_2 можно использовать формулу (4.7). В случае небольшого ленточного целика в середине выработки

$$\frac{k^*}{|\sigma_{yH}|} \frac{x_m}{h} = 0,94 [f_a(b)]^{3/2} \left(\frac{x_m}{L_n} \right)^2 \times \frac{\pi}{\ln 2 + \ln(2x_m/L_n)}. \quad (5.39)$$

Сравнение значений L_n , вычисленных по формулам (5.38) и (5.39) при известной связи e_0 и σ_0 с k^* , показывает, что различие в большинстве случаев весьма незначительно. Иначе говоря, метод коэффициентов интенсивности позволяет вычислять с достаточной для практики точностью предельный размер целика из условия слияния зон необратимых деформаций, формирующихся у его краев. Это замечание представляется важным, поскольку позволяет учитывать наличие двух максимумов опорного давления у достаточно больших целиков и асимметрию нагружения целиков, смещенных относительно середины выработки.

Условие (5.12) нарушается, если размер целика меньше предельного ($L < L_n$). При этом необходимо исследовать соотношение жесткостей. В случае одиночного целика расчеты элементарны, поскольку $N_n = N_c = 1/A_{II}$. Подстановка этого выражения и формулы (5.15) в выражение (5.13) дает условие безопасности

$$\min (ML/h, E/(2e_0)) < 1/A_{II}, \quad (5.40)$$

которое обеспечивает достаточную точность даже в случае, когда целик находится у края выработки. Фактически при этом рассматривается жесткость пород, воздействующих на краевую часть пласта с размером $a=2h$. Переходя в выражении (5.33)

к пределу при x_1 , стремящемся к $x_m - L$, получаем при $L/x_m \ll 1$

$$A_{II} = 0,218 \frac{\pi}{2} \frac{E_1}{1 - \nu_1^2}$$

Тогда, если краевая часть на участке с размером $a = 2L$ деформируется с модулем спада M , то для нее $N = ML/h = 0,5Ma/h$, и условие (5.13) дает критическое сочетание

$$\mu_{k1} \approx \mu_{n1} = \frac{2(1 - \nu_1^2)}{\pi} \frac{a}{k} \frac{M}{E_1} = 0,436,$$

которое лишь на 6,2% отличается от значения 0,465, полученного при точном решении соответствующей задачи об устойчивости краевой части пласта [36].

Для целика, находящегося в середине выработки, подставляя A_{II} из формулы (5.34), имеем из условия (5.40) с учетом выражения для A_n

$$\min \left(\frac{ML}{h}, \frac{E}{2e_0} \right) < \frac{E_1}{4(1 - \nu_1^2)} \frac{\pi}{1 + \ln(2x_m/L)}. \quad (5.41)$$

При отработке целика переход через предельный размер оказывается опасным и приводит к горному удару, если это условие нарушается. Максимальной опасности отвечает размер, равный $2L_n$. Тогда, подставляя $L = L_n$ в неравенство, противоположное условию (5.41), с учетом выражения (5.38) получаем условие неустойчивости

$$\frac{(1 - \nu_1^2) |\sigma_{vH}|}{2(e_0 + h/L)\sigma_0} \min \left(\frac{M}{E_1}, \frac{E}{2e_0} \frac{h}{L} \right) \geq 0,25 \frac{L}{x_m}. \quad (5.42)$$

Значение L/x_m всегда меньше единицы. Поэтому при переходе через предельный размер безусловно существует опасность, если

$$\frac{(1 - \nu_1^2) |\sigma_{vH}|}{2(e_0 + h/L)\sigma_0} \min \left(\frac{M}{E_1}, \frac{E}{2e_0} \frac{h}{L} \right) \geq 0,25.$$

Условие горного удара (5.42) оказывается выполненным в подавляющем большинстве случаев, даже при очень жестких вмещающих породах (например, при $E_1 = 5 \cdot 10^2$ МПа), если предел прочности σ_0 меньше или близок к напряжениям в не-

тронутым состоянии σ_{vH} . Это делает понятным тот наблюдаемый на практике факт, что переход через предельный размер угольных целиков, как правило, оказывается опасным. В таких условиях отработке целика должны предшествовать мероприятия по переводу его в неудароопасное состояние (рыхление, нагнетание) еще до того, как размер станет предельным. В тех же случаях, когда размер целика меньше предельного, а неравенство (5.42) не выполняется (например, в случае малого пролета), он раздавливается спокойно.

При неизменном размере целика и развивающихся от него очистных работах достижение пролета, при котором размер целика становится предельным, может иметь различные последствия. Если при этом удовлетворяется неравенство (5.42), то происходит горный удар. В противном случае дальнейшее развитие очистных работ сопровождается постепенным раздавливанием целика. Одновременно уменьшается жесткость «нагружающего устройства» — с ростом x_m убывает правая часть в выражении (5.41). На некотором этапе неравенство (5.41) при исходном значении M может оказаться не выполненным. Если к этому моменту целик не раздавлен полностью, т. е. если его деформация не происходит на участке остаточной прочности, то произойдет горный удар. Если же он деформируется на участке остаточной прочности, то M обращается в нуль, неравенство (5.41) выполняется, а целик просто постепенно «расползается» при нарастающем сближении кровли и почвы.

В большинстве случаев уменьшение размера целика на четверть по отношению к предельному размеру сопровождается его полным переходом к деформациям на участке остаточной прочности. Поэтому наибольшую опасность представляют целики с предельными размерами. С некоторым запасом область опасных размеров целика можно оценить неравенством

$$0,5L_n < L < 1,25L_n. \quad (5.43)$$

Из сказанного вытекают два практических следствия, которые надо иметь в виду, если выполнено условие (5.42):

проектируя целик, предназначенный нести нагрузку при развивающихся очистных работах, следует предусмотреть, чтобы его размер был больше предельного;

при отработке целика переход через предельный размер должен сопровождаться принятием мер по обеспечению безопасности в диапазоне, фиксируемом формулой (5.43).

В случае, когда целик располагается не в середине выработки, следует использовать приведенные выше более общие результаты.

Рассмотрим, наконец, для одиночного ленточного целика смещения, которые возникают при использовании описанной методики, основанной на переходе к остаточной прочности.

С учетом формул (5.20), для целика, деформирующегося при остаточной прочности,

$$2v_1 = 4x_m \frac{1 - \nu_1^2}{E} \sigma_{yH} \sqrt{1 - \frac{x_1^2}{x_m^2}} + h\sigma_{yH} \frac{1 - \nu(\lambda_x + \lambda_z)}{E} + 2LA_{11}k_f\sigma_*$$

Эта формула дает представление об изменении смещений при переходе от исходного предела прочности σ_0 к остаточному значению σ_* . Смещения $2v_{1H}$, отвечающие исходному пределу прочности, характеризуются таким же выражением, но содержащим σ_0 вместо σ_* . Тогда

$$|2v_1 - 2v_{1H}| = 2LA_{11}k_f(\sigma_0 - \sigma_*)$$

Указанная разность не зависит от начальных напряжений σ_{yH} , т. е. не изменяется с дальнейшим увеличением глубины. Для ленточного целика, находящегося в середине выработки с общим пролетом $2x_m$, используя формулы (5.34), получаем

$$|2v_1 - 2v_{1H}| = \frac{8L}{\pi} \frac{\sigma_0 - \sigma_*}{E_1} (1 - \nu_1^2) k_f \left(1 + \ln \frac{2x_m}{L} \right)$$

Отсюда при $\sigma_0/E = 10^{-3}$, $k_f = 4$, $l/x_m = 0,1$ имеем

$$|2v_1 - 2v_{1H}| = 0,04L,$$

что при ширине целика $2L$, равной 10 м, дает 20 см. Если смещения такого порядка допустимы по условиям поддержания кровли, то может применяться описанная методика использования остаточной прочности. В сущности, в этом случае целик выполняет роль своеобразной закладки, усадка которой непостоянна и по сравнению с целиком, обладающим исходной прочностью, составляет $|2v_1 - 2v_{1H}|/(2h) \cdot 100\%$. В приведенном случае при $2h = 8$ м дополнительная усадка равна 10%. Введение системы поддерживающих целиков, деформирующихся при остаточной прочности, уменьшает сближение кровли и почвы по сравнению со случаем одного целика.

Указанные значения смещений могут также служить критерием эффективности мероприятий по переводу целиков в неудароопасное состояние — переход к остаточной прочности, отвечающим таким смещениям, резко снижает модуль спада и гарантирует выполнение условия устойчивости (5.13). Это позволяет контролировать изменение удароопасности, вызываемое проведением мероприятий, путем измерения сближения кровли и почвы в месте расположения целика.

6. РАСЧЕТ УСТОЙЧИВОСТИ И ЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО БАЛАНСА ДИНАМИЧЕСКИХ И ГАЗОДИНАМИЧЕСКИХ ЯВЛЕНИЙ

6.1. ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЙ БАЛАНС ДИНАМИЧЕСКИХ И ГАЗОДИНАМИЧЕСКИХ ЯВЛЕНИЙ. УСТОЙЧИВОСТЬ СОСТОЯНИЯ РАВНОВЕСИЯ

Выделяющаяся при динамических явлениях энергия складывается из части, поступающей в результате расширения газа, W_d , части, заключающейся в разрушаемом материале, W_m , части, поступающей из вмещающих пород, ΔE . Она расходуется на разрушение W_p и придание кинетической энергии кускам разрушенного материала ΔK . Оставшаяся часть энергии поглощается вмещающими породами у места динамического явления (W_b) и сравнительно небольшое количество (меньше 10%) уходит из ближней зоны в форме сейсмических колебаний (W_c) и расходуется на образование ударной воздушной волны W_v . Баланс энергии представляется равенством [37]

$$W_d + W_m + (-\Delta E) = W_p + W_b + W_c + W_v + \Delta K. \quad (6.1)$$

Левая часть соотношения баланса характеризует выделяющуюся энергию, а правая — ее поглощение. Рассмотрим основные члены, входящие в равенство (6.1).

Энергия газа. При адиабатическом процессе, когда давление падает от P до P_a , выделяемая свободным газом энергия

$$W'_f = \frac{P_a}{\kappa_d - 1} \left(V_d - \frac{Pa_s b_s}{1 + b_s P} \right) \left[1 - \left(\frac{P_a}{P} \right)^{1-1/\kappa_d} \right], \quad (6.2)$$

где κ_d — показатель адиабаты, принимаемый равным 1,31 для метана; V_d — газосодержание единицы объема; a_s , b_s — постоянные сорбции, определяемые по экспериментальным данным.

Анализ показывает, что минимальная энергия, приходящаяся на единицу объема, весьма велика. Так, при давлении $P = 2$ МПа и пористости 0,08 для метана $W'_f = 0,26 \cdot 10^6$ Дж/м³. При давлении $P = 5$ МПа и той же пористости $W'_f = 0,78 \cdot 10^6$ Дж/м³.

Энергия, выделяющаяся при расширении десорбирующегося газа,

$$W'_s = \frac{Pa_s b_s}{\kappa_d - 1} \int_{P_a}^P K_d \left[1 - \left(\frac{P_a}{P} \right)^{1-1/\kappa_d} \frac{dP}{(1 + b_s P)^2} \right], \quad (6.3)$$

где K_d — коэффициент пропорциональности, $K_d = 0,3 \div 0,4$.

Величина W' обращается в нуль при $b_s = 0$ и $b_s = \infty$, т. е. как при медленном, так и при очень быстром достижении предельной сорбции с ростом давления газа. Отсюда следует, что W' имеет максимум при некотором значении b_s , зависящем от P . Он достигается при b_s несколько меньшем $1/P$. Ориентировочная оценка W' дается следующим из (6.3) соотношением:

$$W'_s / (K_d a_s) \approx P_d P b_s.$$

При $P_1 b_s = 1$, $K_d = 0,1$, $a_s = 40$ м³/м³, $P_d = 0,1$ МПа, $W'_s \approx 0,4 \cdot 10^6$ Дж/м³.

Общая энергия, выделяемая газом,

$$W_d = (W'_f + W'_s) V_p, \quad (6.4)$$

где V_p – исходный объем разрушенного при выбросе материала.

Энергия упругих деформаций разрушаемого материала. Энергия в объеме, который прилегает к выработке вдоль части Γ ее периметра и ограничен поверхностью, отстоящей на $\xi\Gamma$ от обнажения,

$$W_m = \frac{h}{E} \int_{\Gamma} d\Gamma \int_0^{\xi(\Gamma)} [\sigma_{x1}^2 + \sigma_{y1}^2 + \sigma_{z1}^2 + 2\nu(\sigma_{x1}\sigma_{y1} + \sigma_{x1}\sigma_{z1} + \sigma_{y1}\sigma_{z1})] d\xi + \frac{1}{3} \frac{1+\nu}{E} m \tau^2 S_m. \quad (6.5)$$

Если $\xi \leq x_1$ (x_1 – расстояние от забоя до точки максимума опорного давления), то для полости шириной 1 м

$$W_{m1} = \frac{1}{2E} \sigma_{куб}^2 \xi m \left[\frac{23}{12} - \frac{1}{3} \nu + (1-2\nu) \frac{2\xi}{m} \left(\frac{3}{2} + \frac{2\xi}{m} \right) \right]. \quad (6.6)$$

При $\sigma_{куб} = 7,5$ МПа, $\xi = 1$ м, $m = 2$ м, $\nu = 0,4$, $E = 10^3$ МПа $W_{m1} = 114\,000$ Дж/м.

Полная энергия, содержащаяся в предельно напряженной зоне пласта:

$$W_m = \int_{\Gamma} W_{m1} d\Gamma.$$

Как следует из приведенных формул, энергия W_m возрастает с увеличением предела прочности угля и мощности пласта и уменьшением модуля упругости.

Приток энергии из вмещающих пород. Полный приток

$$-\Delta\mathcal{E} = \frac{1-\nu^2}{E_1} K_1^2 \Delta S, \quad (6.7)$$

где ΔS – приращение площади почвы выработки; K_1 – коэффициент интенсивности напряжений; E_1 – модуль упругости пород.

В случае полного разрушения длинного целика в середине выработки с пролетом a

$$-\Delta\mathcal{E} = \frac{1-\nu_1^2}{2\pi E_1} (\gamma H)^2 a^2 (U_2 - U_1). \quad (6.8)$$

При горном ударе на краю узкой выработки с разрушением части пласта шириной b

$$-\Delta\mathcal{E} = \frac{1-\nu_1^2}{2\pi E_1} (\gamma H)^2 (a_2^2 U_2 - a_1^2 U_1), \quad (6.9)$$

где $a_2 = a_1 + b$.

При горном ударе на краю широкой выработки с разрушением части пласта шириной b

$$-\Delta\mathcal{E} = \frac{1-\nu_1^2}{\pi E_1} (\gamma H)^2 abU. \quad (6.10)$$

Значения U_2 , U_1 и U приведены в табл. 6.1.

Величины D и l' определяются следующими формулами:

$$D = \frac{\sigma_{куб}}{\gamma H} \cdot \frac{a}{m}; \quad l' = \frac{L}{a}. \quad (6.11)$$

где U_2 – значение U при отсутствии целика ($l' = 0$); U_1 – значение U в начальном состоянии, когда имеется целик шириной L ($l' = L/a \neq 0$).

Для того, чтобы сравнить энергию W_m с энергией, поступающей из вмещающих пород при увеличении выработки на величину ξ , составим отношение

$$\frac{W_m}{-\Delta\mathcal{E}} = \frac{E_1}{E} \frac{\sigma_{куб}^2 \frac{m}{2} \left[\frac{23}{12} - \frac{1}{3} \nu + (1-2\nu) \left(1,5 + \xi \frac{m}{2} \right) \frac{2\xi}{m} \right]}{(1-\nu_1^2) K_1^2}. \quad (6.12)$$

Сравнение $-\Delta\mathcal{E}$ и W_m показывает, что зачастую энергия, освобождаемая из пород, больше, чем энергия, имевшаяся в предельно напряженной зоне [37]. Для выработок с малыми пролетами значения величин $-\Delta\mathcal{E}$ и W_m одного порядка. То же можно сказать и об очистных выработках, если разрушение, распространяясь в глубину массива, захватывает лишь малый участок периметра. При этом смещения пород почвы и кровли (а следовательно, и выделяющаяся из пород энергия) ограничены неразрушенными боковыми стенками и ситуация подобна той, которая наблюдается у выработки небольшого пролета.

Таблица 6.1
Значения функции U при различных значениях параметра D

Показатель l'	Параметр D				
	20	60	100	140	200
0	2,7415	2,6152	2,5780	2,5588	2,5420
0,025	2,5059	2,3932	2,197	2,1349	2,0251
0,05	2,2079	1,8675	1,6364	1,4620	1,2889
0,075	1,8699	1,3740	1,1311	—	—
0,1	1,5179	0,9988	—	—	—

Из сравнения формул (6.5) и (6.10) для схем нагружения (рис. 6.1) видно, что горные удары в целике (см. рис. 6.1, а) существенно отличаются от ударов на краю выработки (см. рис. 6.1, б). В первом случае доля энергии пород возрастает пропорционально квадрату ширины выработки, а во втором — в первой степени.

При горных ударах (см. рис. 6.1, а) доля энергии пород обычно меньше доли энергии, выделяющейся из угля.

Абсолютные значения энергии, участвующей в горном ударе (см. рис. 6.1, з), при прочих равных условиях обычно значительно ниже, чем при горных ударах по схеме (см. рис. 6.1, в). Опыт показывает, что вследствие создания подпора со стороны угля, выброшенного при ударе в охраняемой целиками выработку, целики разрушаются лишь частично и чаще всего с одной стороны выработки. Тем не менее во время ударов по схеме (см. рис. 6.1, з) из района разрушения целиков в сторону более надежных опор поступают часто большие запасы энергии.

Классификация горных ударов по месту их возникновения занимает особое положение среди прочих классификаций. Ее следует считать основной, а другие использовать для деления на подгруппы.

Энергия, затрачиваемая на разрушение. Эта составляющая энергетического баланса подсчитывается по-разному для горных ударов и выбросов ввиду активного участия газа в интенсивном дроблении материала при выбросах. В случае этих динамических явлений

$$W_p = gS_p, \quad (6.13)$$

где g — эффективная поверхностная энергия; S_p — суммарная поверхность частиц разрушенного материала.

Остановимся на способах определения и значениях величины g . Прежде всего упомянем об используемых иногда других показателях, призванных оценить потери энергии при разрушении. Зачастую они имеют очень отдаленное отношение к физически

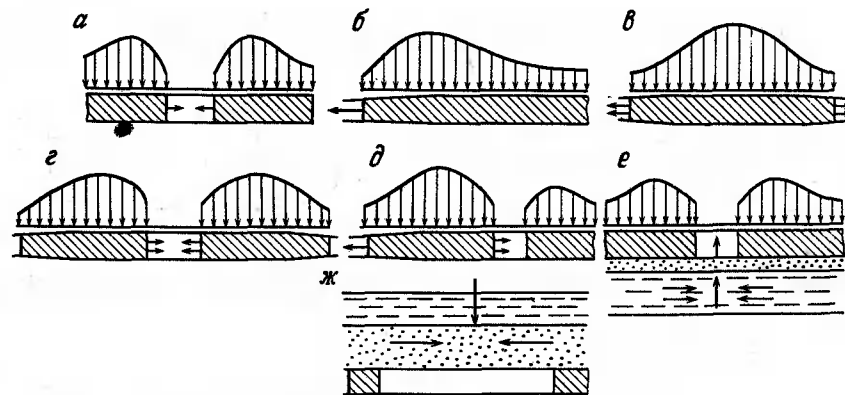


Рис. 6.1. Классификация горных ударов по месту их проявления: а — в подготовительной выработке; б — в очистной выработке; в — в изолированном целике; г — в целике, прорезанном выработкой; д — в целике, отделенном от массива подготовительной выработкой; е — с разломом почвы; ж — с разломом кровли при первичных посадках

обоснованной величине g и в лучшем случае дают не более чем косвенную характеристику энергетических затрат. Дело в том, что энергоемкость разрушения очень сильно зависит от способа приложения нагрузки и даже от типа нагружающего устройства. Для горных пород, у которых предел прочности на отрыв на один-два порядка меньше предела прочности на сжатие, указанная зависимость особенно сильна. Поэтому косвенные характеристики энергоемкости разрушения имеют лишь относительную ценность как дополнительная информация о свойствах материала, если они не используются для условий, близких к условиям экспериментального получения. Ясно, например, что при определении удельной (на единицу поверхности) энергии разрушения методом дробления с помощью падающего груза получается лишь сравнительная характеристика, вовсе не отражающая истинных затрат энергии на образование единицы поверхности. Поскольку в этом методе определяется отношение энергии падающего груза к суммарной поверхности разрушенного материала, то очевидно, что изменение, например, веса груза (или высоты его падения) сколь угодно сильно влияет на измеряемую величину. Поэтому использование подобной характеристики для определения затрат энергии при выбросе неправомерно. Следует исходить из теоретически обоснованных в механике хрупкого разрушения методов определения эффективной поверхностной энергии. Соответствующие оценки показывают, что практически всегда на современных глубинах энергии газа и упругих деформаций угля (песчаника, соли) и вмещающих пород, подверженных давлению порядка γH , с

избытком достаточно для разрушения последовательным отделением частиц.

Для наиболее прочной выбросоопасной породы (песчаника) затраты энергии на образование единицы поверхности, определенные в специальных опытах, имеют порядок 10 Дж/м^2 , а поверхность разрушенного при выбросе песчаника, рассчитанная на единицу его объема, около $10^4 \text{ м}^2/\text{м}^3$. Таким образом, работа, затраченная на образование этой поверхности, составляет 10^5 Дж/м^3 материала, что заметно меньше обычных запасов энергии газа и горных пород, значения которых приводились выше. Для выбросов солей указанная величина на несколько порядков меньше. Для выбросоопасных углей специальные исследования эффективной поверхностной энергии не проводились. Однако, учитывая наблюдающееся очень сильное диспергирование этого материала и его невысокие прочностные свойства, следует ожидать, что работа, затрачиваемая на разрушение при выбросе, также невелика по сравнению с имеющимися запасами энергии газа. Об этом свидетельствуют и данные моделирования выбросов: выбросы угля с пределом прочности на отрыв до $0,08 \text{ МПа}$ происходили со скоростью десятков метров в минуту без каких-либо дополнительных источников энергии, за счет одной лишь энергии газа, находящегося под давлением $2-5 \text{ МПа}$. Напомним также, что значительная часть поверхностей разрушенного угля является поверхностью трещин, имевшихся в нем до разрушения. Ясно, что затрат энергии на образование этих поверхностей в процессе отделения частиц при выбросе не требуется.

Для горных ударов энергия разрушения

$$W_p = 2g_0 \Delta S_1, \quad (6.14)$$

где $2g_0$ – энергия, поглощаемая на единице площади сечения разрушаемого материала; ΔS_1 – увеличение поверхности почвы выработки (она вдвое больше величины суммарного приращения площади почвы и кровли выработки ΔS). Значение $2g_0$ для удароопасных углей составляет $(0,3 + 1)10^6 \text{ Дж/м}^2$. Такое высокое значение объясняется физическим смыслом этой величины. При горном ударе в разрушаемой части пласта развивается множество трещин. Каждая из них поглощает значительно меньшую энергию, а в совокупности они требуют для продвижения существенных затрат. Дополнительные расходы связаны с трением кусков друг о друга. С уменьшением модуля спада потери на разрушение возрастают.

Кинетическая энергия. При горном ударе кинетическая энергия может быть оценена по средней дальности отброса разрушенного материала S_p :

$$S_p = v_p \sqrt{m/g_T}. \quad (6.15)$$

Тогда

$$v_p = S_p \sqrt{g_T/m} \quad (6.16)$$

и средняя кинетическая энергия

$$\Delta K = \rho_1 V_p (v_p^2/2), \quad (6.17)$$

где ρ_1 – плотность разрушаемого материала.

Максимальная скорость

$$v_{pm} = |K_I| \sqrt{\frac{2(1 - v_I^2)}{E_1 \rho_1 m}}. \quad (6.18)$$

При $|K_I| = 2 \cdot 10^8 \text{ Н/м}^{3/2}$, $\rho_1 = 1,5 \cdot 10^3 \text{ кг/м}^3$, $m = 2 \text{ м}$, $v = 0,25$, $E = 2 \cdot 10^4 \text{ МПа}$, $v_{pm} = 35 \text{ м/с}$. Для дальности отброса из формулы (6.15) следует, что $S_{pm} = 16 \text{ м}$.

Кинетическая энергия при выбросах [37]

$$\Delta K \approx W_d; v_p \approx \sqrt{2W_d/(\rho_1 V_p)}. \quad (6.19)$$

При подсчете энергии газа на единицу объема разрушаемого материала

$$v_p \approx \sqrt{2W'_d/\rho_1}. \quad (6.20)$$

Для выбросов энергия составляет $0,5 \cdot 10^6 \text{ Дж}$ на 1 м^3 свободного газа. При его количестве $2 \text{ м}^3/\text{м}^3$ это дает 10^7 Дж/м^3 материала. Тогда $W' \approx 10^7 \text{ Дж/м}^3$ и даже при $\rho_1 = 2,7 \cdot 10^3 \text{ кг/м}^3$ получается, что скорость разлета частиц при выбросе составляет десятки метров в секунду. Эксперименты полностью подтверждают эту оценку.

Динамические явления, как и всякое бурное разрушение, связаны с потерей механической системой (например, горной выработкой) состояния устойчивого равновесия, для чего достаточно выполнение условия [44]

$$\frac{1 - v_I^2}{E_1} K_I^2 \geq 2g_0, \quad (6.21)$$

где $2g_0$ – энергия, поглощаемая на единице площади продольного сечения в разрушаемом материале.

Следовательно, устойчивое состояние равновесия определяется значением коэффициента интенсивности K_I и способностью краевой части поглощать энергию $2g_0$.

Значение $2g_0$ можно определить, имея статистические данные о возникновении первых проявлений неустойчивости и о первых

горных ударах. Так, например, для угольных пластов Кизеловского бассейна при работе без целиков динамические явления возникают на глубине около 400 м. Обычная длина лавы 150 м; модуль упругости вмещающих пород примерно $3 \cdot 10^4$ МПа. Отсюда получаем для середины забоя после того, как опорное давление перед забоем стабилизируется, критическое значение коэффициента интенсивности $K_{I0} \approx 10^8$ Н/м^{3/2}. Тогда $2g_0 \approx 0,33 \cdot 10^6$ Дж/м².

Значения $|K_{I0}|$ можно определить по формуле [37]:

$$k_{I0} \approx \eta_0 \sigma_{\text{куб}} \sqrt{m/2}. \quad (6.22)$$

Значения функции η_0 при различных значениях параметра $(1 - \nu^2) M/E_1$ следующие:

$(1 - \nu^2) M/E_1$	0,32	0,17	0,13	0,19	0,28	0,37	0,51	0,79	1	1,35	2,6
η_0	32	11,2	6,1	4	2,8	2,2	1,7	1,2	1	0,8	0,5

Для условий Кизеловского бассейна, где $\sigma_{\text{куб}} \approx 12$ МПа, $m \approx 2$ м, $M/E_1 \approx 0,7$ значение $|K_{I0}| = 1,3 \cdot 10^8$ Н/м^{3/2}.

Критическая глубина

$$H_0 = \frac{\eta}{\gamma \sqrt{\pi} \times (1 - 0,34q)} \sigma_{\text{куб}} \sqrt{m/a}.$$

Тогда условие безопасности по фактору сохранения устойчивого состояния равновесия

$$|\sigma_{n0}| < \gamma H_0, \quad (6.23)$$

где σ_{n0} — исходные (до начала работ по данному пласту) нормальные к напластованию напряжения в нем.

Условие (6.23) представляет собой критерий γH_0 , широко используемый в практике отработки защитных пластов [37, 44].

6.2. УЧЕТ ЗАПРЕДЕЛЬНЫХ ДИАГРАММ ДЕФОРМИРОВАНИЯ ПРИ ОЦЕНКЕ УСТОЙЧИВОСТИ

Зависимость, описывающую запредельное деформирование, можно записать в виде [37]

$$\sigma_1 = F(\sigma_3, \epsilon_1) = f(\sigma_3) + M_0 \varphi(\sigma_3, \epsilon_{1m} - \epsilon_1), \quad (6.24)$$

где M_0 — неотрицательный множитель с размерностью напряжений; $\varphi(\sigma_3, \epsilon_{1m} - \epsilon_1)$ — безразмерная функция, определяемая видом падающих участков; ϵ_{1m} — деформация в направлении первой главной оси напряжений при боковом сжатии σ_3 в момент перехода к падающему участку.

Зависимости (6.24) вместе со статическими уравнениями равновесия при $M_0 \neq 0$ недостаточны для решения краевых задач. В случае плоской деформации к ним можно присоединить соотношение

$$\epsilon_3 = G(\sigma_3, \epsilon_1), \quad (6.25)$$

которое получается при обработке замеров поперечных деформаций в опытах, проводимых в условиях плоской деформации. В случае, если опыты проведены при условии $\sigma_2 = \sigma_3$ ($\epsilon_2 = \epsilon_3$), то соответствующие поперечные деформации при построении $G = G(\sigma_3, \epsilon_1)$ следует удвоить. Если же имеются данные об измерении объема θ , то искомую зависимость можно получить, полагая $\epsilon_3 = \theta - \epsilon_1$.

Неизвестными при решении задачи являются $\sigma_1, \sigma_3, \epsilon_1, \epsilon_3$ и угол θ_1 , образуемый первым главным направлением с осью x . Присоединение зависимостей (6.24) и (6.25) к уравнению сплошности и двум уравнениям равновесия, в которых компоненты тензоров выражены через главные значения и угол θ_1 , дает систему пяти уравнений для пяти перечисленных величин (главные оси тензоров напряжений и деформаций совпадают). Подстановка зависимостей (6.24) и (6.25) в остальные уравнения уменьшает число уравнений и неизвестных до трех.

Переход к пространственному случаю можно осуществить следующим образом. Соотношение (6.24) оставляется без изменения ввиду сравнительно слабой зависимости паспорта прочности от промежуточного главного напряжения σ_2 . Аналогичным свойством, по-видимому, обладает и относительное необратимое изменение объема. Тогда соотношение (6.25) заменяется формулой

$$\theta^n = \epsilon_1^n + G(\sigma_3, \epsilon_1) - \epsilon_3^n - \epsilon_2^n. \quad (6.26)$$

Поперечная же деформация ϵ_2 существенно зависит от ω_3 . Для определения этой зависимости необходимо привлечь дополнительные экспериментальные данные. Можно, например, измерив σ_2 в условиях плоской деформации ($\epsilon_2 = 0$), получить функцию $\sigma_2 = \varphi(\sigma_3, \epsilon_1)$ и использовать линейную интерполяцию между случаями плоской и осесимметричной деформации:

$$\epsilon_2 = \frac{\varphi(\sigma_3, \epsilon_1) - \sigma_2}{\varphi(\sigma_3, \epsilon_1) - \sigma_3} \epsilon_3. \quad (6.27)$$

При $\sigma_2 = \varphi(\sigma_3, \epsilon_1) - \epsilon_2 = 0$, а при $\sigma_3 = \sigma_2 - \epsilon_3 = \epsilon_2$.

Совокупность выражений (6.24), (6.26) и (6.27), уравнений равновесия и совместности деформаций дает полную систему уравнений пространственной задачи. Представляется, что для ряда прикладных задач вполне приемлемо допущение о прямолинейности паспорта прочности: $\sigma_1 = f(\sigma_3)$. Тогда при кусоч-

но-линейной аппроксимации введенных функций, представленных на рис. 6.2,

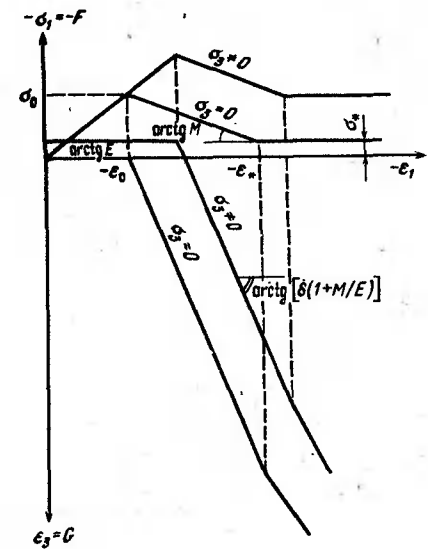
$$\sigma_1 = F = \begin{cases} E\varepsilon_1 & \text{при } |\varepsilon_1| \leq \frac{\sigma_0}{E} + \beta \frac{|\sigma_3|}{E} \\ \beta \left(1 + \frac{M}{E}\right) \sigma_3 - M\varepsilon_1 - \left(1 + \frac{M}{E}\right) \sigma_0 & \\ \text{при } \frac{\sigma_0}{E} + \beta \frac{|\sigma_3|}{E} \leq |\varepsilon_1| \leq |\varepsilon_*| + \beta \frac{|\sigma_3|}{E} & \\ -\varepsilon_* + \beta \sigma_3 & \text{при } |\varepsilon_1| + \beta \frac{|\sigma_3|}{E} \end{cases} \quad (6.28)$$

$$\varepsilon_3 = G = \begin{cases} \frac{\sigma_3}{E} & \text{при } |\varepsilon_1| \leq \frac{\sigma_0}{E} + \beta \frac{|\sigma_3|}{E} \\ \frac{1}{E} \left[1 + \beta \delta \left(1 + \frac{M}{E}\right)\right] \sigma_3 - \delta \left(1 + \frac{M}{E}\right) \left(\varepsilon_1 + \frac{\sigma_0}{E}\right) & \\ \text{при } \frac{\sigma_0}{E} + \beta \frac{|\sigma_3|}{E} \leq |\varepsilon_1| \leq |\varepsilon_*| + \beta \frac{|\sigma_3|}{E} & \\ \frac{1}{E} \left[1 + \beta \delta \left(1 + \frac{M}{E}\right)\right] \sigma_3 - \delta \left(1 + \frac{M}{E}\right) \left(\varepsilon_* + \beta \frac{\sigma_3}{E} + \frac{\sigma_0}{E}\right) & \\ \text{при } |\varepsilon_1| \geq |\varepsilon_*| + \beta \frac{|\sigma_3|}{E} & \end{cases} \quad (6.29)$$

$$\Phi = \begin{cases} 0 & \text{при } |\varepsilon_1| \leq \frac{\sigma_0}{E} + \beta \frac{|\sigma_3|}{E} \\ \frac{1}{2} (\sigma_3 + F) & \text{при } |\varepsilon_1| > \frac{\sigma_0}{E} + \beta \frac{|\sigma_3|}{E} \end{cases} \quad (6.30)$$

Здесь δ – абсолютное значение отношения приращения поперечной необратимой деформации к приращению осевой необратимой деформации на падающем участке предельной кривой, $\delta = 2\delta_0$ [δ_0 определяется через значения, получаемые в опытах на одноосное сжатие и находятся по формуле (6.2)]; $\beta = (1 + \sin \rho) / (1 - \sin \rho)$ (ρ – угол трения).

Рис. 6.2. Кусочно-линейные нормированные диаграммы для плоской деформации



Первым строчкам в выражениях (6.28) и (6.29) соответствуют упругие деформации, вторым – деформации на падающих участках диаграмм, третьим – на горизонтальных участках, отвечающих остаточной прочности.

Соотношение (6.30) выражает предположение, что в условиях плоской предельной деформации промежуточное напряжение близко к среднему арифметическому наибольшего и наименьшего главных напряжений. Это соотношение позволяет упростить эксперименты по определению предельных характеристик и сократить их объем.

Линейность зависимостей (6.28) и (6.29) существенно облегчает решение задачи, в частности, при использовании метода конечных элементов, когда известны направления главных осей. В ряде случаев решение получается в квадратурах. Теория предельного состояния для плоской задачи отвечает присоединение к двум уравнениям равновесия второго из соотношений (6.28) при $M=0$. В случаях, когда остаточной прочностью можно пренебречь, в выражения (6.28) и (6.29) полагается $\sigma_* = 0$.

Говоря о напряженно-деформированном состоянии пород вокруг выработок, будем считать, что во всех формулах, описывающих свойства пород, значение σ_0 полученное в лабораторных опытах, заменено значением $\sigma_0 \xi$, учитывающим коэффициент длительной прочности ξ , и коэффициент структурного ослабления ξ_c : $\sigma_0 \xi = \xi_c \xi \sigma_0$.

При учете фактора времени будем также во всех формулах вместо модуля упругости E и коэффициента Пуассона ν использовать переменные модули E_t , ν_t , сохраняя, однако, неизменным отношение λ модуля спада к модулю упругости E (в настоящее время отсутствуют надежные экспериментальные данные о зависимости этого отношения от скорости нагружения). Разумеется, мгновенные значения E_t и ν_t совпадают с E и ν . При нагружении со скоростью, превышающей критическое значение, модуль спада считается равным бесконечности.

Рассмотрение задач для областей, в которых действуют сжимающие напряжения, сводится к решению полной системы уравнений, описанной выше, при тех или иных граничных условиях. Соответствующие задачи могут быть решены численными методами (например, методом конечных элементов). В настоящее время уже разработаны первые программы, которые позволяют выполнять расчеты для достаточно произвольных свойств пород [3]. Полезны также аналитические решения, позволяющие в легкообозримой и компактной форме рельефно выделить особенности и упростить исследования основных закономерностей, свойственных той или иной модели массива горных пород.

Все это делает целесообразным аналитическое рассмотрение задачи об осесимметричной деформации пород вокруг цилиндрической выработки с учетом запредельных диаграмм. Анализ позволяет выяснить условия, при которых происходит потеря устойчивости, установить характер (спокойный или бурный) разрушения, определить, когда необходима установка крепи, нагрузки на нее и связь между устойчивостью крепи и возможностью динамического явления при выходе ее из строя.

Приводимый ниже анализ в полной мере относится к задаче о напряженно деформированном состоянии вокруг скважины. Поэтому результаты, касающиеся незакрепленных отверстий, весьма существенны и для понимания процессов, происходящих около скважины. Анализ подобных процессов необходим для правильной интерпретации результатов прогноза и предупреждения динамических явлений, осуществляемого с помощью бурения скважин.

Рассматривается выработка круглого поперечного сечения с радиусом R при гидростатическом сжатии давлением q на бесконечности. Уравнения равновесия и совместности деформаций имеют вид

$$\frac{d\sigma_3}{dr} + \frac{\sigma_3 - \sigma_1}{r} = 0; \quad \frac{d\epsilon_1}{dr} + \frac{\epsilon_1 - \epsilon_3}{r} = 0, \quad (6.31)$$

где r — расстояние от центра выработки до рассматриваемой точки; σ_1 , σ_3 — нормальные напряжения на площадках, соответственно параллельных радиусу и перпендикулярных к нему; ϵ_1 ,

ϵ_3 — относительные деформации в направлениях, соответственно перпендикулярных и параллельных радиусу, $\epsilon_3 = du/dr$ и $\epsilon_1 = u/r$ (u — смещения по радиусу, они отрицательны, так как происходят по направлению к центру выработки).

Вдали от выработки $\sigma_3(\infty) = -q$. На ее контуре действует давление p , т. е. $\sigma_3(R) = -p$. В случае свободного контура $\sigma_3(R) = 0$ и имеется простое условие неустойчивости, которое фиксирует нагрузку, отвечающую неединственности решения. Применимость этого критерия практически не зависит от конкретного вида реологических соотношений, связывающих кинематические и силовые величины. Достаточно считать, что указанные соотношения содержат только тензоры напряжений и деформаций (приращений деформаций) и не содержат градиентов этих величин. Тогда из того факта, что в задаче содержится лишь один характерный размер R , вытекает, что если при некоторой внешней нагрузке q построено решение, удовлетворяющее условию

$$\sigma_1(R) = 0, \quad (6.32)$$

то для такой нагрузки имеется бесчисленное множество решений. Отсюда следует, что условие (6.32) определяет неустойчивость математического решения. На практике выполнению условия (6.32) отвечает полное разрушение горной породы в кольце вокруг выработки, расширяющемся вплоть до заполнения ее разрушенной массой.

Другим общим моментом в рассматриваемой задаче является универсальность решения в зоне упругих деформаций:

$$\sigma_3 = -q + (q - p_*) (R_1/r)^2; \quad \sigma_1 = -\sigma_3 - 2q; \\ \epsilon_1 = -(1 + \nu) [\sigma_3 + 2(1 - \nu)q]/E; \quad \epsilon_3 = (1 + \nu) (\sigma_3 + 2\nu q)/E, \quad (6.33)$$

где R_1 — граница упругой зоны; p_* — давление на границе упругой зоны; $\epsilon_3(R_1) = -p_*$.

Таким образом, для решения задачи остается рассмотреть лишь зону необратимых (в том числе запредельных) деформаций.

Для любой среды на границе с упругой областью должны оставаться непрерывными радиальные напряжения σ_3 и смещения u . Поскольку $\epsilon_1 = u/r$, непрерывна и деформация ϵ_1 . Что же касается составляющих σ_1 и ϵ_3 , то они сохраняют непрерывность в однородной среде и могут иметь разрыв, если зона упругих деформаций представлена породами с иными механическими свойствами, чем те, которыми обладают породы, непосредственно прилегающие к выработке. Эти два случая существенно отличаются и рассматриваются отдельно.

При однородной среде на границе с упругой зоной должны быть непрерывны σ_1 , σ_3 , ϵ_1 , ϵ_3 , причем, как следует из диаграммы (см. рис. 6.2), непрерывность σ_1 , σ_3 и

ϵ_1 обеспечивает и непрерывность ϵ_3 . С учетом заданной нагрузки на контуре выработки для кольцевой области необратимых деформаций имеем следующие граничные условия:

$$\sigma_3(R) = -p, \quad \sigma_3(R_1) = -p^*, \quad \epsilon_1(R_1) = \\ = -[2(1-\nu^2)q - (1+\nu)p^*]/E, \quad \sigma_1(R_1) = -2q + p^*,$$

определяющие две постоянные интегрирования системы (6.31), границу упругой зоны R_1 и давление на ней p^* . При нахождении критической нагрузки для незакрепленной выработки необходимо также выполнить условие (6.25). Реологические соотношения задаются формулами (6.24) и (6.25).

Удобным методом решения является интегрирование следующего из выражений (6.32), (6.24) и (6.25) уравнения

$$\frac{d\epsilon_1}{d\sigma_3} = \frac{\sigma_1 - G(\sigma_3, \epsilon_1)}{\sigma_3 - F(\sigma_3, \epsilon_1)} \quad (6.34)$$

Интегрирование его можно выполнять, фиксируя $\sigma_3 = \sigma_{30} = -p$ и задавая произвольное начальное значение $\epsilon_1 = \epsilon_{10}$. В случае, если контур свободен, а остаточная прочность равна нулю, то $\sigma_{30} = 0$ и значение ϵ_{10} следует брать не больше по модулю абсолютного значения деформации ϵ_* , отвечающей разрушению при одноосном сжатии. При нулевой остаточной прочности и крайнем значении $\epsilon_{10} = \epsilon_*$, имеем $\sigma_3 = \sigma_1 = 0$, т. е. на контуре удовлетворяется условие неустойчивости (6.32). Отсюда следует, что, исследуя устойчивость, нужно интегрировать уравнение (6.34), выбрав постоянную интегрирования $C = C_0$ из условия $\sigma_{30} = 0$, $\epsilon_{10} = \epsilon_*$.

Начальное условие для интегрирования уравнения (6.34) имеем вид

$$\epsilon_1 = -\frac{1+\nu}{E} [f_3(q) + 2(1-\nu)q] \quad \text{при} \quad \sigma_3 = f_3(q). \quad (6.35)$$

Численное интегрирование уравнения (6.34) легко выполняется на современных ЭВМ для произвольных функций F и G , получаемых в экспериментах. В частности, они могут быть заданы конечным числом точек (см. рис. 6.2). В этом случае при счете используются интерполяционные формулы. В результате интегрирования может быть получено семейство, зависящее от параметра C :

$$\epsilon_1 = Q(\sigma_3, C). \quad (6.36)$$

Зависимость смещений контура от давления на нем с учетом соотношения $\epsilon_1 = u/r$ и условия $\sigma_3(R) = -p$ дается формулой

$$u = RQ(-p, C). \quad (6.37)$$

Подстановка выражения (6.35) в формулу (6.36) дает соотношение, определяющее постоянную C через нагрузку на бесконечности,

$$-(1+\nu) [f_3(q) + 2(1-\nu)q]/E = Q(f_3(q), C).$$

Критической нагрузке q_k отвечает $\sigma_3 = 0$ и для ее нахождения имеем систему

$$\left\{ \begin{array}{l} \epsilon_* = Q(0, C_0) \\ -(1+\nu) [f_3(q_k) + 2(1-\nu)q_k]/E = Q[f_3(q_k), C_0] \end{array} \right\} \quad (6.38)$$

Описанный метод интегрирования в равной мере применим и к области упругих деформаций. Можно под F и G понимать полные кривые, изображенные на рис. 6.2, а не только их части, отвечающие необратимым деформациям (допредельным и запредельным). При этом даже возникает небольшое дополнительное упрощение, поскольку непрерывность перехода от упругой области к зоне необратимых процессов удовлетворяется автоматически и сразу получается условие, определяющее q :

$$Q(-q, C) = -q(1+\nu)(1-2\nu).$$

Подставив выражение (6.36) в формулу (6.24), а (6.24) в (6.31), можно получить распределение величин по радиусу

$$r = R \exp \left[- \int_{-p}^{\sigma_3} \frac{d\sigma_3}{\sigma_3 - F(\sigma_3, Q(\sigma_3, C))} \right]. \quad (6.39)$$

Граница зоны упругих деформаций R_1 определяется формулой

$$R_1 = R \exp \left[- \int_{-p}^{-p^*} \frac{d\sigma_3}{\sigma_3 - F(\sigma_3, Q(\sigma_3, C))} \right].$$

Если $\sigma_* = 0$, то при этом выполняется условие неустойчивости (6.32). Соответствующая нагрузка на бесконечности является критической. Для кусочно-линейной диаграммы (см. рис. 6.2) она определяется по формулам

При $\beta \neq 1$ ($\rho \neq 0^\circ$)

$$q_k = \frac{\sigma_0}{\beta - 1} \left[-1 + \frac{\beta + 1}{2\lambda} \left| \frac{(b_1 - 1)\lambda - (\lambda + 1)(\beta - 1)}{b_1 - \beta} \right|^{1/n' + 1} \right. \\ \left. \cdot \left| \frac{(b_2 - 1)\lambda - (\lambda + 1)(\beta - 1)}{b_2 - \beta} \right|^{-n' / n' + 1} \right]; \\ n' = \frac{D_0 - (1 + \lambda)(\delta - \beta) - 2}{D_0 + (1 + \lambda)(\delta - \beta) + 2};$$

при $\beta = 1$ ($\rho = 0^\circ$)

$$q_k = \frac{\sigma_0}{2} \frac{\lambda + 1}{b_6} \left[\delta - 1 + \frac{2(\delta + 1)}{b_6} \ln \frac{(\lambda + 1)(\delta + 1)}{2\lambda} \right]; \\ b_6 = 2 + (\lambda + 1)(\delta - 1); \\ b_{1,2} = \frac{(\lambda + 1)(\beta + \delta) \pm D_0}{2\lambda}; \quad D_0 = \sqrt{(\lambda + 1)^2 (\beta + \delta)^2 - 4\lambda [1 + \beta\delta(\lambda + 1)]}.$$

Из этих формул вытекает, что для идеально хрупкого материала с вертикально обрывающейся диаграммой ($\lambda = \infty$) неустойчивость незакрепленной выработки возникает при $q = \sigma_0/2$. Указанный результат можно было предвидеть, если принять во внимание, что в упругой среде концентрация напряжений на контуре равна двум и что для идеально хрупкого материала с обрывающейся диаграммой достижение на контуре предела прочности сразу приводит к полному разрушению. Устойчивость выработки растет, если при неизменном паспорте прочности возрастает пластичность (уменьшается λ). Для идеально пластического тела ($\lambda = 0$) потери устойчивости не происходит, так как критическая нагрузка равна бесконечности.

В качестве примера на рис. 6.3 приведены критические нагрузки как функции $1/\lambda = E/M$ при $\rho = 0^\circ$ ($\beta = 1$). Пунктирной линией изображена кривая, которая отвечает углу внутреннего трения, равному 30° ($\beta = 3$) при $\delta = 1$. Очевидно, что при сохранении неизменных прочих параметров (λ, δ) породам с большим углом внутреннего трения отвечает большая безразмерная критическая нагрузка.

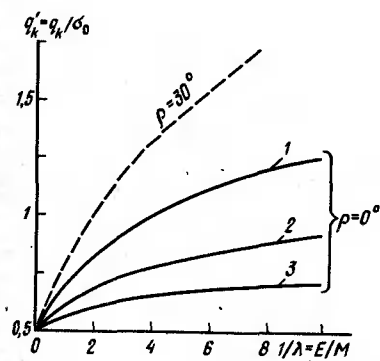


Рис. 6.3. Зависимость критической нагрузки на бесконечности от отношения E/M :
1 - $\delta = 1$; 2 - $\delta = 5$; 3 - $\delta = 15$

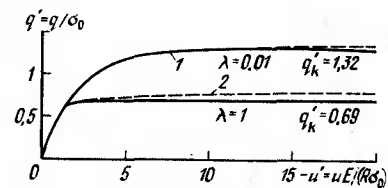


Рис. 6.4. Изменение нормированных смещений контура с ростом нормированной нагрузки ($\delta = 1, \beta = 1$):
1 - $\sigma_* = 0$; 2 - $\sigma_* = 0,1\sigma_0$

Надо отметить, что для случая, когда остаточная прочность не равна нулю, устойчивость математического решения не теряется. Тем не менее оказывается, что переход к деформации на горизонтальных участках диаграмм, отвечающих остаточной прочности, сопровождается резким ростом смещений при незначительном увеличении внешних нагрузок.

Для примера на рис. 6.4 сплошными линиями показаны зависимости нормированных нагрузок q/σ_0 от нормированных смещений $u' = uE/(R\sigma_0)$ при $\beta = \delta = 1$ и $\sigma_* = 0$. Их горизонтальные участки соответствуют критическим нагрузкам: при $q = q_k$ смещения неограниченно растут.

Сам по себе размер смещений не характеризует устойчивость. Так, при $\lambda = M/E = 0,1$ довольно большие смещения $2 < u' < 10$ протекают вполне устойчиво, тогда как при $\lambda = M/E = 1$ уже смещения $u' = -2$ являются критическими и при нагрузке, отвечающей достижению $u' = -2$ становятся неограниченно большими.

Основные особенности изменения u' сохраняются и при остаточной прочности, не равной нулю. Так, при $\sigma_* = 0,1\sigma_0$ характер кривых (см. рис. 6.4) остается прежним (штриховые линии). Разница состоит лишь в том, что участки, отвечающие остаточной прочности, перестают быть строго горизонтальными, приобретая небольшой наклон к оси абсцисс. Тем не менее рост смещений при $q > q_k$ происходит очень резко, небольшим изменениям внешних нагрузок соответствует значительный рост смещений. С практической точки зрения неподкрепленная выработка оказывается неустойчивой при нагрузках, близких к критическому значению, вычисленному без учета остаточной прочности (при $\sigma_* = 0$). Отсюда вытекает, что подсчет q_k при $\sigma_* = 0$

имеет существенное практическое значение. Он является первым шагом в решении вопроса о необходимости постановки грузонесущей крепи: если сжатие q до проведения выработки больше q_k , то крепь обязана выполнять функцию грузонесущей конструкции.

Определение критической нагрузки важно и для анализа процессов, происходящих вокруг скважин. При напряжениях в пласте, больших критических ($q > q_k$), зона необратимых деформаций около неподкрепленного отверстия может быть сколь угодно велика. Ее размер ограничивается лишь заполнением отверстия разрыхленным материалом. При бурении шпура наблюдается повышенный выход буровой мелочи. Он тем больше, чем больше напряжения в месте бурения превышают критическое значение q_k . Выход штыба прекращается после того, как геометрические характеристики отверстия претерпят значительные изменения и образуется более устойчивый контур. Иногда не удается достичь такого устойчивого состояния и оказывается невозможным перебурить соответствующую область. По отношению к шпуровому отверстию или скважине большого диаметра роль внешних нагрузок q играет абсолютная величина напряжений, действующих в пласте около очистной или подготовительной (капитальной) выработки. Разрыхление материала в зоне необратимых, особенно запредельных, деформаций сильно сказывается на динамике газовыделения в скважину. Это обстоятельство, наряду с повышенным выходом штыба, используется для прогноза динамических явлений в угольных пластах.

В случае, когда нагрузка q на бесконечности больше критического значения q_k и вопрос о необходимости постановки грузонесущей крепи решен положительно, проводится расчет перемещений контура и давления на крепь. Для этого удобно использовать нормированные смещения $u' = uE/(R\sigma_0)$, отпор $p' = p/\sigma_0$, остаточную прочность $\sigma_* = \sigma_*/\sigma_0$ и нагрузку $q' = q/\sigma_0$. Тогда интегрирование выражения (6.34) дает зависимость $p'(-u')$ при заданном q' , т. е. влияние оказывают лишь свойства массива. По ней определяют, какие радиальные смещения получит порода на границе цилиндрической полости, если приложить к ней нормальное давление p' , а на бесконечности одновременно создать гидростатическое сжатие q' . Естественно, что смещения породы в нетронутом массиве u_n , отвечающие равенству $p' = q'$, наблюдаются до проведения выработки. Как правило, они невелики и их можно специально не выделять.

С другой стороны, характеристика крепи $p = p(-u_{кр})$ зависит только от ее свойств. Отсчет смещений при ее получении производится от контура крепи. Если же, как и для массива, их отсчитывать от контура выработки в полностью разгруженном

массиве, то необходимо учесть начальные смещения u_0 . Их абсолютное значение представляет собой разность между радиусом выработки в разгруженной среде R и радиусом ненагруженной крепи*. Очевидно, что для крепи $u = u_0 + u_{кр}$. В случае, когда массив и крепь находятся в контакте, их смещения при отсчете от одной и той же границы равны. Равны также значения напряжения на контакте крепи с породой. Поэтому, если в нормированных координатах $(-u', p')$ изобразить зависимости $p'(-u')$ для массива и крепи, то при заданном q' точка их пересечения соответствует смещению на контуре u' и давлению на крепь p' :

По описанному способу получают среднее давление на крепь. После его нахождения проводится расчет крепи на прочность с учетом возможных отклонений от средних нагрузок, их неравномерности, особенностей конструкции крепи, технологии ее возведения и эксплуатации.

Подчеркнем, что если в рамках рассмотренной задачи об однородной среде достигается критическая нагрузка, то происходящая потеря устойчивости и заполнение неподкрепленной выработки или скважины разрушенной породой протекают без динамических эффектов — выделение энергии равно ее поглощению при расширении зоны необратимых деформаций. Избыток энергии, который мог бы превратиться в кинетическую энергию летящих кусков, отсутствует. Однако такой избыток, приводящий к динамическому явлению типа горного удара, может появляться в неоднородной среде**.

При неоднородной среде предполагается, что вблизи от контура имеется кольцевая зона с внешним радиусом R_1 и толщиной $a = R_1 + R_2$. Материал в ней деформируется в соответствии с полной диаграммой (см. рис. 6.2), вне же ее породы считаются линейно упругими. Функции и константы, характеризующие свойства пород вне кольца, будем отмечать индексом 1, а внутри его — оставлять без числового индекса.

На границе $r = R_1$ должны оставаться непрерывными давление p_* и смещение u . Как отмечалось, непрерывна также деформация ϵ_1 . Из допущения об упругости пород при $r > R_1$ (6.33) отмеченной непрерывности, следует, что при $r > R_1$

$$\epsilon_1 = (-1 + \nu_1) [(1 - \nu_1) q - p_*] / E_1, \quad \sigma_3 = -p_*. \quad (6.40)$$

* При проектировании радиус выработки может задаваться относительно нетронутого состояния пород. Он на значение u_n отличается от R . Как правило, эту поправку можно не учитывать, если принять во внимание реальные допуски на радиусы выработок и малость u_n .

** В других задачах (например, в задаче о целике) избыток энергии может быть и в однородной среде.

Поскольку $\epsilon_1(R_1) = u/R_1$ (6.40), на границе с кольцом давление

$$p_* = \frac{E_1}{1 + \nu_1} \frac{u}{R_1} + (1 - \nu_1) q. \quad (6.41)$$

Внутри кольца решение получается в результате интегрирования выражения (6.41) при условиях $\sigma_3(R) = -p$ и (6.41). Оно непрерывно зависит от внешней нагрузки не всегда, а только при некоторых сочетаниях параметров. Для того, чтобы упростить анализ, рассмотрим сначала случай, когда толщина кольца a значительно меньше радиуса выработки ($a \ll R$). При этом в нем тангенциальное напряжение σ_1 примерно постоянно по толщине и определяется формулой

$$\sigma_1 = - (p_* - p) R_1/a. \quad (6.42)$$

Также постоянна и деформация ϵ_1 , а напряжение σ_3 , имеющее порядок p и p_* , при условии $a \ll R$ значительно меньше σ_1 . Поэтому в реологических соотношениях (6.24) и (6.25) можно полагать $\sigma_3 = 0$, тогда в кольце имеет место напряженное состояние, близкое к однородному сжатию. С учетом того, что $\epsilon_1(R_1) = u/R_1$, выражение (6.24) для пород в кольце принимает вид $\sigma_1 = F(0, u/R_1)$. Из формулы (6.42) следует, что $p_* = p - F(0, u/R_1) a/R_1$. Поскольку давление p_* , действующее на кольцо и окружающие его породы, одно и то же, из выражения (6.41) имеем следующее уравнение для определения смещений на границе:

$$\frac{E_1}{1 + \nu_1} \frac{u}{R_1} + (1 - \nu_1) q = p - \frac{a}{R_1} F(0, u/R_1). \quad (6.43)$$

Его решение при некотором сочетании параметров перестает непрерывно зависеть от внешней нагрузки q , так как породы внутри кольца скачком переходят из одного напряженно-деформированного состояния в другое, которому отвечает разрушение материала в кольце.

Остаточная прочность не влияет на возможность потери устойчивости в форме скачка.

Скачок происходит при предельной нагрузке

$$q_n = (p + A_4) / [2(1 - \nu_1)]; \\ A_4 = (1 + A_1) \sigma_0 a / R; \quad A_1 = (E_1/E) (R/a) / (1 + \nu_1). \quad (6.44)$$

6.3. ОЦЕНКА ОПАСНОСТИ ВОЗНИКНОВЕНИЯ ДИНАМИЧЕСКИХ И ГАЗОДИНАМИЧЕСКИХ ЯВЛЕНИЙ

Сравнение опасности различных типовых горнотехнических ситуаций необходимо проводить, фиксируя свойства материала, в

котором возможны горные удары. При этом основной характеристикой служит приток энергии из нагружающего устройства – вмещающих пород. Поэтому сравнению подлежат прежде всего притоки энергии. Они характеризуют как саму возможность горных ударов, так и их интенсивность. Подобному сравнению отвечает классификация горных ударов по месту их проявления (см. рис. 6.1).

Подготовительные выработки. Опасность возникает в первую очередь в случаях, когда необратимо деформирующийся у выработки материал окружен породами с той же либо меньшей жесткостью. Если у обнажения имеется зона запредельных деформаций, распространение которой сдерживается из-за неоднородности строения массива, то условие опасности имеет вид

$$\frac{2M}{(1 + \nu_1) E_1} \frac{x_1}{m} \geq 1. \quad (6.45)$$

Приток энергии на единицу длины подготовительной выработки

$$-\Delta \mathcal{E} \approx \pi (\gamma H)^2 d^2 / E_1. \quad (6.46)$$

Тогда, при $H = 400$ м, $E_1 = 5 \cdot 10^3$ МПа, $a = 1$ м
 $-\Delta \mathcal{E} \approx 6,3 \cdot 10^4$ Дж/м.

Очистные выработки. Приток энергии

$$-\Delta \mathcal{E} = \frac{(1 - \nu_1^2) (\gamma H^2) \pi a}{E_1} \frac{\pi a}{2} (1 - 0,34q)^2 \Delta S. \quad (6.47)$$

Приток энергии, опасность возникновения и сила горных ударов растут с увеличением глубины разработки, пролета выработки и уменьшением модуля упругости вмещающих пород. Для очистной выработки с пролетом 100 м приток энергии примерно в 50 раз больше, чем для выработки шириной 2 м при одинаковых прочих внешних условиях (глубине разработки и модуле упругости в первую очередь).

Целик в центре выработки. При целике шириной $2L$, находящемся в середине выработки с пролетом $2a + 2L$ и разделяющем выработки шириной a (рис. 6.5, а). Приток энергии

$$-\delta \mathcal{E}_c = -\Delta \mathcal{E}_0 (a/L + 1) (2 + 2L/a) (\ln 4a/L). \quad (6.48)$$

По сравнению с горным ударом в краевой части в случае очистной выработки с пролетом a приток энергии на единицу площади отличается в $\Delta \mathcal{E}_c / \Delta \mathcal{E}_0$ раз (рис. 6.5, в). При этом случаю изолированного целика отвечают большие значения a/L . Для такого целика приток энергии на единицу площади заметно больше, чем приток в краевую часть пласта около одиночной выработки с пролетом a . Площадь разрушения ΔS_1 при горном

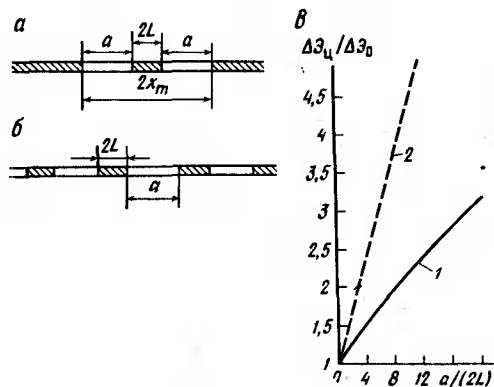


Рис. 6.5. Отношение притока энергии на единицу площади для целика к притоку энергии для одиночной выработки с пролетом a :
1 — для целика в середине выработки; 2 — для периодической системы целиков

ударе в целике больше, чем при горном ударе в краевой части пласта.

Из формулы (6.48) следует, что горный удар в целике значительно опаснее по интенсивности, чем удар в краевой части пласта. Так как в процессе удара происходит расслоение и отслоение пород, существенно уменьшающие их жесткость, приток энергии оказывается очень большим — слои кровли подобно молоту дробят целик, у границы с кровлей в угольных целиках образуется толстый слой пыли, а ядро может оказаться разрушенным до такой степени, что в средней части у кровли возникает полость. Уменьшение жесткости вследствие расслоений и отслоений, не отражаемое простейшими расчетными схемами для однородного массива, можно приближенно учесть, полагая в формулах для притока энергии в целики модуль упругости в 3–5 раз меньшим, чем средний модуль упругости, определяемый на образцах. Подчеркнем, однако, что даже при весьма жестких вмещающих породах (например, при $E_1 = 5 \cdot 10^4$ МПа) приток энергии в целики согласно приведенным соотношениям очень велик, а условия неустойчивости оказываются выполненными. Все это делает целики чрезвычайно опасными в отношении горных ударов, если нагрузки на них превышают их максимальную несущую способность.

При периодической системе целиков (рис. 6.5, б) приток энергии на единицу площади

$$-\Delta \mathcal{E}_u = -\Delta \mathcal{E}_0 \frac{1}{A_u} \operatorname{tg} A_u, \quad (6.49)$$

где $A_u = (\pi/2) [1/(1 + 2L/a)]$.

График функции $\Delta \mathcal{E}_u/\Delta \mathcal{E}_0$ для этого случая изображен на рис. 6.5, в. По сравнению с целиком, находящимся в середине выработки (кривая 1) периодическая система малых целиков характеризуется заметно большим притоком энергии, поскольку

периодические целики воспринимают весь вес зависших пород. При больших размерах периодических целиков приток энергии примерно таков же, что и в случае изолированной выработки с шириной a .

6.4. ВОЛНА РАЗРУШЕНИЯ

При анализе распространения волны разрушения рассматривается трехфазная среда, каковой является пористый материал, насыщенный газом. Предельному частному случаю отсутствия газа отвечают однородная среда и распространение волны горного удара. Другому предельному случаю, когда решающая роль в отделении частиц принадлежит газу, соответствуют выбросы.

Имеют место следующие соотношения [37]:

$$\begin{aligned} \rho_1 (c + v_1) &= \rho_2 (c + v_2) = A_0; \\ p_1 - p_2 &= -A (v_1 - v_2); \\ p_1 v_1 + A_0 (v_1^2/2 + v_2^2/2) + A_0 (e_1 - e_2) &= p_2 v_2 + W_*, \end{aligned} \quad (6.50)$$

где ρ_1 и ρ_2 — средняя плотность соответственно перед фронтом и за фронтом; v_1 — скорость газа и оторвавшихся частиц за фронтом волны разрушения; v_2 — скорость перед фронтом волны разрушения; p_1 , p_2 — общая сила на единицу площади соответственно перед фронтом и за фронтом; e_1 , e_2 — средняя энергия единицы массы перед фронтом и за фронтом; W_* — необратимые потери энергии на единице фронта в единицу времени.

Исключая из соотношений (6.50) v_1 и p_1 , получаем

$$\begin{aligned} (c + v_2)^3 - 2 \left[\frac{K_p}{K_p - 1} \right]^2 \left[e_1 - e_2 - \frac{\delta^*}{\rho_1} - \frac{p_2}{\rho_1} (K_p - 1) \right] (c + v_2) &= 0, \end{aligned}$$

где $K_p = \rho_1/\rho_2$ — коэффициент разрыхления среды на фронте волны; δ^* — потери энергии, отнесенные к единице объема до разрушения, $\delta^* = \rho_1 W_*/A_0$.

Решая полученное уравнение относительно $c + v_2$, имеем с учетом того, что $c > 0$, $v_2 > 0$,

$$c + v_2 = \frac{K_p}{K_p + 1} \sqrt{\frac{2\varepsilon_N}{\rho_1} \left[1 - \frac{\delta + p_2(K_p - 1)}{\varepsilon_N} \right]}, \quad (6.51)$$

где $\varepsilon_N = \rho_1 (e_1 - e_2)$ — изменение внутренней энергии среды, содержащей газ, отнесенное к единице объема до разрушения.

Необходимые условия распространения волны

$$\delta^* / \epsilon_N < 1; \quad (6.52)$$

$$(K_p - 1) p / \epsilon_N < 1. \quad (6.53)$$

Условие (6.52) означает, что для того, чтобы волна разрушения могла распространяться, потери энергии на необратимые деформации не должны превышать освобождаемой энергии.

Неравенство (6.53) ограничивает потери энергии на преодоление сопротивления, оказываемого движению разрушенного материала противодействием за фронтом (p_2). Из него следует, что при обычных значениях ϵ_N (менее 10^6 Дж/м³) волна может распространяться лишь при

$$p_2 (K_p - 1) < 1 \text{ МПа}, \quad (6.54)$$

Имеют место следующие зависимости:

$$c = \sqrt{\frac{p_1}{\rho_1} \cdot \frac{p_1 + p_2}{2\epsilon_N(1 - \delta^* / \epsilon_N)}}; \quad (6.55)$$

$$v_2 = \sqrt{\frac{2\epsilon_N}{\rho_1} \left[1 - \frac{\delta^* + p_2 (K_p - 1)}{\epsilon_N} \right]}. \quad (6.56)$$

Величины K_p и p_2 определяются по формулам

$$K_p - 1 = \frac{p_2}{c^2 \rho_1} + \sqrt{\left(\frac{p_2}{c^2 \rho_1} \right)^2 + \frac{1}{c^2} \frac{2\epsilon_N}{\rho_1} \left(1 - \frac{\delta^*}{\epsilon_N} \right)} > \frac{1}{c} \times \sqrt{\frac{2(\epsilon_N - \delta^*)}{\rho_1}}; \quad (6.57)$$

$$p_2 = 0,5c \sqrt{\rho_1 (\epsilon_N + \delta^*)} < 0,5c \sqrt{\rho_1 \epsilon_N}. \quad (6.58)$$

При обычных значениях параметров ($c \leq 20$ м/с, $\epsilon_N = 10^6$ Дж/м³, $\rho_1 = 2,7$ г/см³) $p_2 < 0,5$ МПа.

Это давление значительно меньше горного давления на современных глубинах. Поэтому можно добиваться предупреждения или локализации динамических явлений, создавая подпор на обнаженной поверхности.

Из выражений (6.57) и (6.56) следует, что

$$K_p > 1 + \frac{1}{c} \sqrt{2\epsilon_N / \rho_1}, \quad v_2 \approx c_{2m} = \sqrt{2\epsilon_N / \rho_1} \quad (6.59)$$

и для значений параметров ($\epsilon_N \geq 10^5$ Дж/м³, $c \leq 20$ м/с, $\rho = 2,7$ г/см³) получаем $K_p > 1,4$ и $v_2 = v_{2m} > 8,5$ м/с.

Выше было отмечено, что для выбросов имеется возможность использовать дополнительные соотношения, справедливые для газа. Будем принимать, что перед фронтом движение отсутствует ($u_{1n} = u'_{1n} = v_1 = 0$), а за фронтом фазовые давления и скорости равны ($p_2 = p_2 = p_2$, $u_{2n} = u'_{2n} = -v_2$).

Применим для газа уравнение состояния

$$p' / \rho' = R_d T' \quad (6.60)$$

и уравнение сохранения массы газа на фронте волны дробления

$$c \rho'_1 m_1 + c (1 - m_1) (\rho_{T_1} - \rho_{T_2}) = (c + v_2) m_2 \rho'_2, \quad (6.61)$$

где R_d — газовая постоянная; T — абсолютная температура газа; $\rho_{T_1} - \rho_{T_2}$ — изменение плотности твердой фазы на фронте волны, обусловленное десорбцией (если таковая наблюдается).

При десорбции на фронте части k_d того количества газа, которое выделилось бы при квазистатическом понижении давления [37]

$$\rho_{T_1} - \rho_{T_2} = b' \rho'_1. \quad (6.62)$$

Из условия сохранения объема частиц твердой фазы [37]

$$\frac{\rho'_1}{\rho'_2} = \frac{1}{1 + b' (1 - m_1) / m_1} \frac{(\alpha_d - 1) [m'_1 + (1 - m'_1) \rho'_1 / \rho_1] + 2 + (\alpha_d - 1) p_2 / p'_1 + 2b' (1 - m') T' / (m_1 T_1) - 2(\alpha_d - 1) N_d (m_1 \rho'_1)}{(\alpha_d - 1) [m'_1 + (1 - m'_1) \rho'_1 / \rho_1] + 2 + (\alpha_d - 1) p_2 / p'_1 + (\alpha_d + 1) p_2 / p'_1}, \quad (6.63)$$

где $N_d = \delta^* - \rho_1 [(1 - m'_1) e_1 \rho'_1 / \rho_1 - (1 - m'_2) l_2 \rho'_2 / \rho_2]$.

Поскольку $\rho_1 / \rho_1 \approx 1 - m_1$, $\rho_2 / \rho_2 \approx 1 - m_2$, то $N_d \approx \delta^* - \rho_1 (e_1 - e_2)$.

При указанных выше значениях k_d члены, обусловливаемые десорбцией, мало влияют на отношение ρ'_1 / ρ'_2 : при значениях p_2 / p_1 , близких к единице, $b' \approx 0$, а при $p_1 / p_1 \approx 0$ главным членом в числителе становится выражение $2 [1 + (1 - m_1) b' T' / (m_1 T_1)]$, которое после деления на $1 + (1 - m_1) b' / m_1$ при $1 - T' / T_1 < 1$ также перестает

зависеть от b' . Поэтому для большей наглядности рассуждений можно использовать формулу, которая получается при $b' = 0$:

$$\frac{\rho_1'}{\rho_2'} = 1 + \frac{2}{\kappa_d + 1} \frac{\rho_1'/\rho_2 - 1 - (\kappa_d - 1)N_d/(m_1\rho_2)}{1 + \frac{\kappa_d - 1}{\kappa_d + 1} \frac{\rho_1'}{\rho_2} \frac{m_1'}{m_1} \left(1 + \frac{1 - m_1'}{m_1'} \frac{\rho_1''}{\rho_1'} \right)}. \quad (6.64)$$

Для политропического процесса $\rho_1'/\rho_2' = (\rho_1'/\rho_2')^{1/\kappa_n}$.

Это выражение можно рассматривать как аппроксимацию зависимости (6.64) с помощью степенной функции. В нем показатель политропы κ_n изменяется от единицы до показателя адиабаты газа κ_d . При $\kappa_n = 1$ связь между давлением и плотностью отвечает изотермическому процессу. При этом температура и энергия газа не изменяются, а при отсутствии притока тепла извне он не производит механической работы. Такой процесс соответствует свободному истечению.

В другом предельном случае, когда $\kappa_n = \kappa_d$, наблюдается адиабатическое расширение, сопровождающееся работой газа по отрыву и разгону частиц.

Скорость движения газа и частиц

$$v_2 = \sqrt{2 \left\{ \frac{m_1}{\kappa_d - 1} \frac{\rho_1'}{\rho_1} \left[1 - \kappa_d \frac{\rho_2}{\rho_1} \frac{\rho_1'}{\rho_2} - (\kappa_d - 1) \frac{\rho_2}{\rho_1} + \frac{1 - m_1}{m_1} b' \frac{T'}{T_1} \left(1 - \kappa_d \frac{T_2}{T_1} \right) \right] - \frac{N_d}{\rho_1} \right\}}.$$

Максимальная скорость частиц за фронтом, сообщаемая газом [37],

$$v_2 \approx \sqrt{2 \frac{m_1}{\kappa_d - 1} \frac{\rho_1'}{\rho_1} \left\{ 1 \left(\frac{\rho_2}{\rho_1'} \right)^{1 - 1/\kappa_d} \right\}}. \quad (6.65)$$

При $\rho_2/\rho_1' \ll 1$ эта скорость составляет десятки метров в секунду. Именно такие скорости фиксируются при выбросах в шахтах и в лабораторных опытах.

Скорость

$$c = \frac{1}{m_1} \left[\left(\frac{\rho_1'}{\rho_2} \right)^{1/\kappa_d} - 1 \right] v_2. \quad (6.66)$$

Оценки показывают, что как правило, скорость волны дробления не превышает 100 м/с. В шахтных условиях средняя скорость может снижаться до 1 м/с [37].

Постановка щита на расстоянии S_1 от обнажения позволяет ограничить глубину распространения фронта значением $S_1 \{ 1 + 1/[m_1 ((\rho_1'/\rho_2)^{1/\kappa_d} - 1)] \}$; для устойчивости щита безусловно достаточно, чтобы он выдерживал динамическое давление $\rho_1' - \sigma_p/m_r$. Приведенное значение давления на щит содержит большой запас, поскольку давление за фронтом быстро падает при распространении смеси газа и частиц. Нижнюю оценку дает рассмотрение условий на границе смеси с воздухом в выработке.

Смесь газа и частиц, воздействуя на воздух в выработке, порождает ударную воздушную волну. Ударная воздушная волна относится к классу слабых и распространяется со скоростью, практически равной скорости звука в воздухе. Скачок давления на фронте ударной воздушной волны [37]:

$$\Delta p = \rho_a \kappa_a (v + v_a) / c_a, \quad (6.67)$$

где κ_a — показатель адиабаты воздуха ($\kappa_a = 1,4$); v — скорость смеси газа и частиц на границе с воздухом; v_a — скорость движения воздуха в вентиляционной струе ($v_a > 0$, если струя движется навстречу смеси, и $v_a < 0$ в противном случае); c_a — скорость звука в воздухе ($c_a = 342$ м/с).

Из равенства (6.67) следует, что даже при очень благоприятных условиях ($v = 50$ м/с, $v_a = 0$) скачок давления не превышает 0,02 МПа.

Для того, чтобы не допустить распространения ударной волны, достаточно поставить на ее пути преграду, выдерживающую давление $2\Delta p$ (при отражении слабой ударной волны скачок давления удваивается). Такое давление способны выдерживать сравнительно тонкие щиты, если их подкреплять ребрами жесткости или упорами, исключающими возникновение больших изгибающих моментов. Поскольку на границе смеси и воздуха давление остается непрерывным, то указанную оценку можно использовать и при проектировании щитов.

В том случае, когда выброс происходит через узкую горловину или потоки, исходящие с фронта волны разрушения, пересекаются, скачок давления меньше указанных значений. Шахтные эксперименты полностью подтверждают подобные выводы.

Для слабой ударной волны $v = \Delta p c_a / (\kappa_a \rho_a)$. Из этой формулы следует, что для опрокидывания вентиляционной струи (при этом $v > 0$) необходимо, чтобы перепад давлений удовлетворял неравенству $\Delta p / \rho > \kappa_a v_a / c_a$.

При скорости вентиляционной струи 3 м/с ее опрокидывание произойдет при скачке давления, равном 0,0012 МПа. Для

предотвращения опрокидывания достаточно ослабить ударную волну или добиться ее распада. Это можно осуществить различными техническими средствами, в частности, созданием тупиков и заслонов на пути ударной волны.

6.5. РАСЧЕТ УСТОЙЧИВОСТИ И ЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО БАЛАНСА ПОРОД, СКЛОННЫХ К ДИНАМИЧЕСКИМ РАЗЛОМАМ

Динамические разломы почвы выработок (ДРПВ) ввиду возросшего в последние годы количества и катастрофичности их проявлений рассматриваются как самостоятельная группа газодинамических явлений [15, 44, 46]. Вместе с тем они представляют собой частный случай разрушения, входящий в классификацию горных ударов по месту их проявлений (см. рис. 6.1, е, ж):

$$\sigma_{x0} + \sigma_x \geq K\sigma_{сж}, \quad (6.68)$$

где σ_{x0} — начальные напряжения, действовавшие на нижней границе слоя до проведения выработки; σ_x — максимальные напряжения, возникающие на нижней границе слоя вследствие проведения выработки; K — коэффициент пропорциональности (определяется по фактическим данным, в общем случае принимается равным 0,12); $\sigma_{сж}$ — предел прочности породы на сжатие.

Прогнозирование ДРПВ заключается в определении численных значений входящих в формулу (6.68) параметров для различных горных ситуаций.

Напряжения σ_x для случая одиночной выработки (расчетные схемы приведены на рис. 6.6, а и б, где E_1 , E_2 и E_3 — модули упругости слоев) находятся по графикам (рис. 6.7). График (см. рис. 6.7, а) соответствует наиболее опасному значению отношения $a/m_1 = 4$. По приведенным графикам можно определять напряжения σ_x в почве различного литологического состава. Например, если в почве залегают три и более слоев, то в качестве E_2 (см. рис. 6.6, б) следует принимать средневзвешенное значение модуля упругости нескольких слоев, залегающих на меньшем, чем ширина выработки, расстоянии ($m_2 < a$). Напряжения σ_x определяются при этом по графику (см. рис. 6.7, б).

Разлом приводит к тому, что слой, обладавший запасами упругой энергии, в результате разрушения оказывается разгруженным. Напряжения и энергия в нем становятся практически равными нулю. Происходящие энергетические изменения в системе при разломе (рис. 6.8, а, б) эквивалентны тем, которые наблюдаются при увеличении полости (выработки) на объем S_* , отвечающий выломанной части слоя [45]. Следует также иметь в виду, что в некоторых горных ситуациях, например при не-

Рис. 6.6. Расчетные схемы для случаев двух (а) и трех (б) слоев

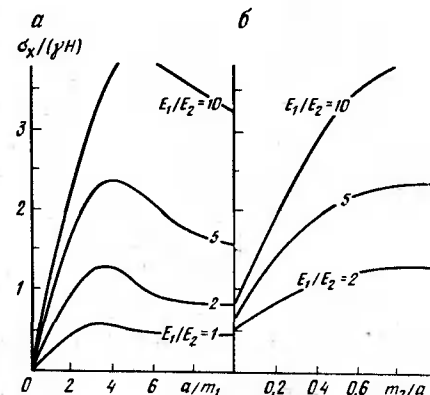
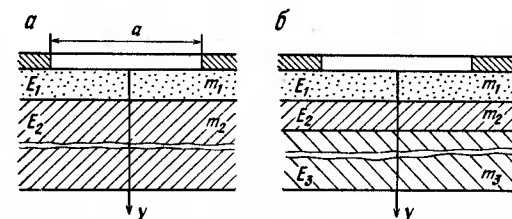
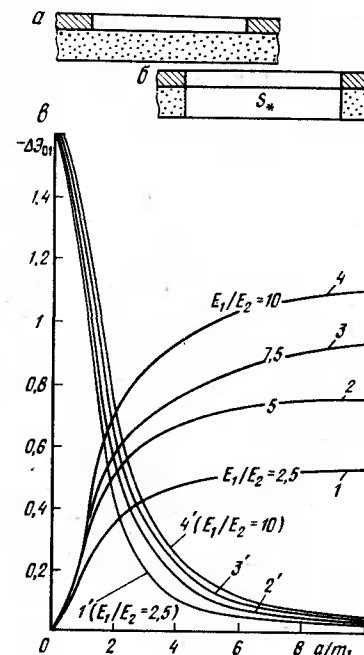


Рис. 6.7. Графики для определения дополнительных напряжений в почвенном слое

Рис. 6.8. К расчету энергии, выделяющейся при разломе: а, б — расчетные схемы; в — график



большом отходе лавы от разрезной печи, не является принципиальным: располагается ли взламывающийся в результате изгиба со сжатием упругий слой в почве выработки или в ее кровле.

При указанном изменении выделявшаяся энергия [45]

$$-\Delta E_0 \approx -0,5 \int_S \sigma_{y1} \Delta v dS, \quad (6.69)$$

где σ_{y1} — полные напряжения, действовавшие на границе между слоем и нижележащими породами до разлома; Δv — разность смещений границы выработки, определенных для однородной и слоистой среды.

Напряжения σ_y и смещения v' (до разлома) определялись с помощью метода [23, 45], а смещения v'' (после разлома) для случая плоской задачи – по формуле [45]

$$v'' = \frac{2\gamma H}{E_2} \sqrt{\left(\frac{a}{2}\right)^2 - x^2}, \quad (6.70)$$

где x – координата, отсчитываемая от середины выработки.

Энергия $\Delta\mathcal{E}_i$, выделяющаяся при разломе слоя (в расчете на единицу длины выработки), находится по графику (рис. 6.8, в) [45]. Линии 1–4 относятся к нормированным значениям энергии $\Delta\mathcal{E}_{01}$ для разных отношений пролета выработки и мощности слоя (a/m_1) и различных отношений модулей упругости E_1/E_2 .

Переход к ненормированным значениям выполняется по формуле [45]

$$-\Delta\mathcal{E}_0 = -\Delta\mathcal{E}_{01} \frac{(\gamma H)^2}{E_2} \left(\frac{a}{2}\right)^2.$$

Линии 1'–4' изображают те же данные при иной нормировке ($-\Delta\mathcal{E}_{02}$), для которой

$$-\Delta\mathcal{E}_0 = -\Delta\mathcal{E}_{02} \frac{(\gamma H)^2}{E_2} m_1^2.$$

Из рассмотрения графика (см. рис. 6.8, в) следует, что при значениях a/m_1 более 5 выделение энергии невелико. При $a/m_1 < 2$ оно значительно. Однако напряжения, возникающие в слое, относительно невелики, что свидетельствует о малой вероятности возникновения разлома.

Таким образом, наиболее опасен интервал отношения ширины подготовительной выработки a к мощности прилегающего к ней слоя m_1 от двух до пяти.

Оценка притока энергии во взламывающийся слой в продольном направлении, которая в большей мере определяет характер заключительной фазы разлома, осуществляя как бы дробление материала, выполняется с использованием коэффициента K , показывающего степень отношения притоков энергии в слой с боков ($2\Delta\mathcal{E}_1$) и из налегающих пород ($\Delta\mathcal{E}_0$). При упрощении этому коэффициенту будет отвечать отношение средних напряжений, действовавших до разлома вдоль слоя \tilde{q} и перпендикулярно к нему p : $K = 2(\tilde{q}/p)^2$. Зависимость K от a/m_1 и E_1/E_2 показана на рис. 6.9. Графики позволяют в каждом конкретном случае определить степень участия в разломе слоя притоков энергий. Так, при $E_1/E_2 = 2,5$ $\Delta\mathcal{E}_0$ превалирует над $2\Delta\mathcal{E}_1$, но при $E_1/E_2 = 1$ наблюдается обратное.

Рис. 6.9. График к определению величин притоков энергии на слой

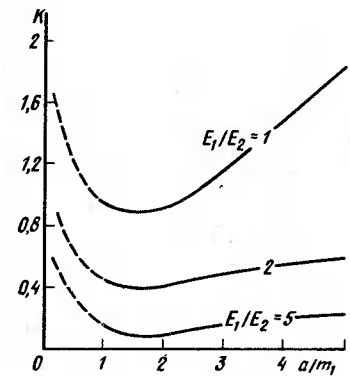
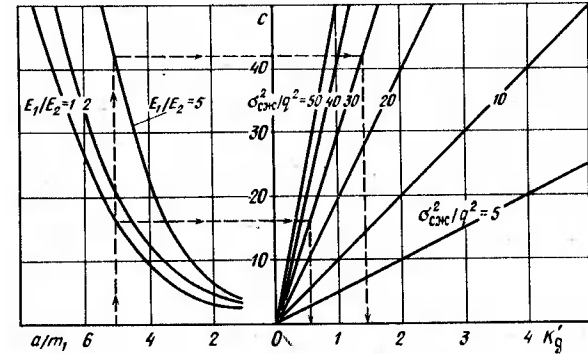


Рис. 6.10. Номограмма для определения показателя динамичности разрушения слоя



На практике важно знать показатель динамичности разрушения слоя K'_d . Для этого необходимо определить энергию разрушения слоя W_p , которая зависит от степени и рода прилагаемой нагрузки на слой. Применительно к рассматриваемому вопросу большинству случаев будет отвечать сложное нагружение. Однако для установления качественной картины динамичности процесса разрушения достаточно рассмотреть относительно простой вид нагружения – одноосное сжатие, т. е. считать, что разлом слоя произошел от сил, действующих в продольном направлении.

Тогда

$$K'_d = (2\Delta\mathcal{E}_1 + \Delta\mathcal{E}_0) / W_{p(сл)}, \quad (6.71)$$

где $W_{p(сл)}$ – энергия разрушения слоя, $W_{p(сл)} = \sigma_{сж}^2 / (2E_1 m_1 a)$.

По результатам расчетов построена номограмма (рис. 6.10).

Пример пользования номограммой. Начинают с левого квадранта. Сначала проводят перпендикуляр от точки на оси, соответствующей значению a/m_1 (см. рис. 6.10), до пересечения с кривой, отвечающей E_1/E_2 . Затем от этого места проводят ли-

нию параллельно оси $K'_d - a/m_1$ до ее встречи с отрезком прямой, характеризующим отношение предела прочности на сжатие и боковой составляющей напряженного состояния рассматриваемого слоя ($\sigma_{сж}^2/\bar{q}^2$). На оси C размещены значения, полученные из преобразования (6.42) по формуле $C = \frac{3,2E_1}{m_1E_2} \left(\frac{P}{q}\right)^2 + \frac{6,2}{a}$. Следуя далее, опускают перпендикуляр на шкалу K'_q , где находят искомое значение коэффициента динамичности разрушения слоя. Рассмотрим два случая: $E_1/E_2 = 1$ и $E_1/E_2 = 5$ при следующих исходных данных: $H = 500$ м, $a/m_1 = 5$, $\sigma_{сж} = 50$ МПа, $\bar{q} = 0,7\gamma H$, $\sigma_{сж}^2/\bar{q}^2 = 30$. В первом случае $K'_q = 0,6$ (см. рис. 6.10). Учитывая то, что энергия, выделяющаяся при разломах, имеет порядок $\sim \Delta \mathcal{E} \cdot 10$ Дж/м, для сравнительной оценки принимаем его за 1. Тогда умножение K'_q на $\Delta \mathcal{E}$ даст величину, равную $6 \cdot 10$ Дж/м, т. е. на порядок меньше той, которая имеет место при горных ударах и разломах в подготовительных выработках. Во втором случае $K_q = 1,5$. Энергетический уровень будет относительно высок, однако меньше возможного при разломах почвы выработок с отношением $E_1/E_2 = 10$, уровень которых близок к горным ударам в подготовительных выработках.

6.6. РАСЧЕТ ЭНЕРГИИ, ВЫДЕЛЯЮЩЕЙСЯ ПРИ ТОЛЧКАХ

На больших глубинах в нетронутом однородном массиве горная порода находится в условиях, близких к гидростатическому сжатию ($\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$). В этом случае отсутствуют или малы касательные напряжения, являющиеся причиной деформирования и разрушения пород при объемном напряженном состоянии. При нарушениях однородности, вызванных наличием выработок или другими причинами, нарушается и равенство всех трех главных нормальных напряжений, обуславливающее возникновение касательных напряжений. По достижении касательными напряжениями предельных значений происходит разрушение в характерной для объемного напряженного состояния форме сдвига.

Поскольку разрушение сопровождается, как правило, уменьшением только максимальных главных напряжений σ_1 и соответствующими им деформаций упругого восстановления, то, как показано в работах Б. Г. Тарасова полная удельная энергия горного удара, выделяющаяся из зоны разгрузки, будет определяться этими параметрами, т. е.

$$P_n = [(\Delta\sigma_{\text{Iразр}} - \Delta\sigma_{\text{Iост}}) \epsilon_1] / 2,$$

где $\Delta\sigma_{\text{Iразр}}$ — значение дифференциального ($\Delta\sigma_1 - \Delta\sigma_2$) максимального напряжения в зоне разрушения до начала разрушения; $\Delta\sigma_{\text{Iост}}$ — напряжения в зоне разрушения после разруше-

ния; ϵ_1 — относительная деформация упругого восстановления в направлении действия σ_1 .

Перепад напряжений зависит от прочностных свойств разрушаемой породы, а также от вида напряженного состояния, в котором находятся породы массива перед разрушением, характеризуемого параметром $c = \sigma_2/\sigma_{\text{разр}}$. С увеличением значения c перепад уменьшается, что ведет к снижению полной энергии горного удара.

Величина ϵ_1 определяется упругими свойствами пород массива в зоне разгрузки, перепадом напряжений, а также размерами образовавшейся поверхности разрушения.

Рост количества упругой энергии, принимающей участие в процессе разрушения, ведет к увеличению динамичности. Причина возрастания динамичности разрушения с повышением размеров плоскости разрушения аналогична причине роста динамичности горного удара в целике или краевой части массива с увеличением длины пролета выработки. И в том, и в другом случае это вызвано снижением жесткости нагружения.

Рассмотрим процесс обмена энергией, который происходит на единичной площадке плоскости разрушения.

Вся упругая энергия P_y , сосредоточенная в столбе горных пород, примыкающих к единичной площадке, которая может выделяться при полном снятии сопротивления по плоскости разрушения, определяется уровнем главных напряжений перед разрушением ($\Delta\sigma_{\text{Iразр}} = \sigma_{\text{Iразр}} - \sigma_2$) и соответствующей упругой деформацией восстановления ϵ_1 . На рис. 6.11 эта энергия соответствует площади треугольника OBK :

$$P_y = \Delta\sigma_{\text{Iразр}} \epsilon_1^2 / 2. \quad (6.72)$$

Сопротивление единичной площадки меняется в процессе разрушения в соответствии с диаграммой BKD от $\Delta\sigma_{\text{Iразр}}$ до $\Delta\sigma_{\text{Iост}}$. Линия BKD типична для горных пород, деформированных в условиях объемного напряженного состояния (запредельная часть диаграммы «нагрузка — деформация»).

При переходе в новое положение равновесия (точка D) из столба породы выделится энергия, соответствующая площади $OBDM$:

$$P_n = \epsilon_1 (\Delta\sigma_{\text{Iразр}}/2 + \Delta\sigma_{\text{Iост}}). \quad (6.73)$$

Упругая энергия, которая сохраняется в столбе пород после разрушения, соответствует площади треугольника MDK :

$$\begin{aligned} P_y^{\text{ост}} &= \Delta\sigma_{\text{Iост}} (\epsilon_1^2 - \epsilon_1) / 2 = \\ &= \Delta\sigma_{\text{Iост}}^2 \epsilon_1 / [2 (\Delta\sigma_{\text{Iразр}} - \Delta\sigma_{\text{Iост}})]. \end{aligned} \quad (6.74)$$

Теперь рассмотрим виды энергии, в которые переходит высвобождающаяся упругая энергия.

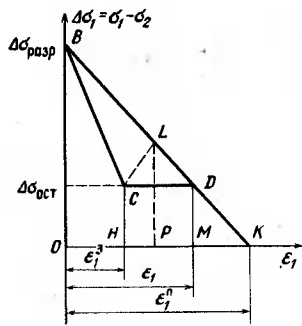


Рис. 6.11. Схема к расчету баланса энергии при толчках

Энергия, которая тратится на разрушение (образование плоскости), определяется площадью $OBCH$:

$$P_{разр} = 0,5\epsilon_1^3 (\Delta\sigma_{разр} + \Delta\sigma_{ост}). \quad (6.75)$$

Энергия P_T , которая расходуется на преодоление сил трения при смещении одной части массива относительно другой по плоскости разрушения соответствует площади $HCDM$. Эта энергия переходит в тепло. По сравнению с разрушением в условиях одноосного сжатия, где доля P_T не превышает 1%, в условиях объемного напряженного состояния доля P_T может достигать десятков процентов.

$$P_T = \Delta\sigma_{ост} (\epsilon_1 - \epsilon_1^3). \quad (6.76)$$

В связи с тем, что в процессе этого смещения минимальное главное напряжение в результате увеличения бокового отпора может возрасти, то возрастет и сопротивление сдвигу (штриховая линия CL (см. рис. 6.11). Указанное повлечет за собой изменение энергии P_T (площадь $HCLP$).

Энергия динамических эффектов, пошедшая на обеспечение высокой скорости деформации и колебательные процессы, определяется как разность между выделившейся из породы энергии и затраченной на разрушение и перешедшей в тепло:

$$P_{к1} = P_n - P_{разр} - P_T. \quad (6.77)$$

Общий баланс энергии динамического разрушения

$$P_y = P_{к1} + P_{разр} + P_T + P_y^{ост}. \quad (6.78)$$

7. РАСЧЕТ И ПОСТРОЕНИЕ ЗАЩИЩЕННЫХ ЗОН

7.1. КРИТЕРИИ ЗАЩИТНОГО И РАЗГРУЖАЮЩЕГО ДЕЙСТВИЯ

Сущность защитного действия заключается в том, что породы вокруг очистной выработки защитного пласта частично разгружаются от напряжений, характеризующих исходное состояние массива. Однако опасность пластов в отношении горных ударов при восстановлении нагрузок вследствие сдвижения пород в большинстве случаев сохраняется.

Разгрузка сама по себе не свидетельствует об устранении опасности горных ударов или других динамических явлений. Разгрузка — условие необходимое, но недостаточное. На определенном удалении от защитного пласта степень разгрузки может оказаться недостаточной для того, чтобы полностью исключить возможность динамического явления. Возникает необходимость установить, какое состояние массива горных пород является критическим по фактору возможности нежелательных проявлений повышенного горного давления.

Критерий безопасности по фактору горного давления [44] основан на использовании исходных нормальных к напластованию напряжений σ_{y0} . Если на глубине H_0 произошло динамическое явление, то средние нормальные к напластованию напряжения σ_{y0} на поверхности выработки

$$|\sigma_{y0}| = \gamma H_0 (\cos^2 \alpha + \lambda \sin^2 \alpha). \quad (7.1)$$

Если в каждой точке массива горных пород, где пройдет выработка по опасному пласту, напряжения σ_y не превосходят значения $|\sigma_{y0}|$, то условие безопасности по фактору горного давления будет выполняться. Критерий безопасности по фактору горного давления

$$|\sigma_y| < |\sigma_{y0}|. \quad (7.2)$$

Смысл критерия заключается в том, что глубина H_0 как бы «испытана» практикой отработки защитного пласта на любых глубинах $H < H_0$. При этом считается, что условия отработки защитного пласта включали в себя весь диапазон возможных горнотехнических ситуаций, т. е. возникали напряжения вплоть до максимально возможных.

Возможность возникновения динамического явления определяется напряженным состоянием краевой части пласта. Распределение нагрузок в зоне опорного давления может быть определено через коэффициенты интенсивности K_i нормальных к напластованию напряжений [44]. Смысл коэффициента интенсив-

ности напряжений можно пояснить на примере решения задачи о изолированной выработке. Решение задачи об опорном давлении при произвольных нагрузках на почве выработки имеет особенность степени $1/2$ при приближении к краям выработки (точки $\pm x_0$). Коэффициент интенсивности нормальных к напластованию напряжений [44], характеризующий «силу» этой особенности

$$K_I = -\frac{1}{\sqrt{\pi x_0}} \int_{-x_0}^{x_0} \sqrt{\frac{x_0-x}{x_0+x}} \sigma_y(x) dx. \quad (7.3)$$

Критерием безопасности по коэффициентам интенсивности является неравенство [44]

$$|K_I| < |K_{I0}|, \quad (7.4)$$

где K_{I0} – безопасное значение коэффициента интенсивности.

В работе [44] показано, что коэффициенты интенсивности линейно зависят от исходного уровня нормальных к напластованию напряжений – $K_I = \varphi \sigma_{уср}$. При этом функция φ зависит только от геометрических особенностей горнотехнической ситуации. Также было показано, что критерий безопасности (7.2) является частным случаем более общего критерия (7.4). В результате защищенные зоны, рассчитанные с использованием критерия (7.2), определяются с некоторым запасом по сравнению со случаем расчета по критерию (7.4).

Достоинством критерия (7.2) является то, что при его использовании не требуется учитывать выработку, которая проводится по опасному пласту. Это позволяет упростить и обобщить роль различных факторов, влияющих на защищенные зоны.

Критерий (7.4) основан на том, что в защищаемой области нормальные к напластованию напряжения снижены до такого уровня, при котором проведение выработки в этой области не приводит к опасным концентрациям напряжений. Как уже отмечалось выше, коэффициенты интенсивности нормальных к напластованию напряжений полностью отражают геометрические особенности горнотехнической обстановки. Поэтому при расчете защищенных зон по критерию (7.4) находят отражение такие факторы, как ширина выработки, расположение и порядок отработки пластов [44].

Следует особо отметить, что использование критерия (7.4) возможно только при наличии методов, позволяющих рассчитывать напряженное состояние массива пород и коэффициенты интенсивности около нескольких выработок.

В качестве примера определим по обоим критериям размеры защищенного участка на пласте, расположенном в породах почвы около изолированной выработки.

Защитная выработка шириной $2x_0 = 128$ м пройдена в горизонтальном пласте, залегающем на глубине 600 м. По критерию (7.2) при $H_0 = 300$ м в защищенную зону попадает участок AB (рис. 7.1). Чтобы воспользоваться критерием (7.4), необходимо вычислить коэффициенты интенсивности K_I на краях выработки, пройденной в опасном пласте. Подзащитную выработку, равную по ширине защитной, помещаем в положении створа с защитной выработкой и, уменьшая ее ширину, вычисляем коэффициенты интенсивности. Размеры выработки, при которых выполняется равенство $|K_I| = |K_{I0}| = \gamma H_0 \sqrt{\pi x_0}$ на обоих краях, определяют границу защищенного участка на рассматриваемом пласте (отрезок CD на рис. 7.1).

Использование критерия защиты по коэффициентам интенсивности нормальных к напластованию напряжений дает возможность более точно построить защищенную зону. Результаты вычислений показывают, что размеры защищенных участков, построенных по различным критериям, достаточно близки между собой, причем при расчете по критерию γH_0 получается несколько меньший размер защищенного участка.

Таким образом, если нет острой необходимости в подробной детализации защищенной зоны в сложных условиях отработки свиты пластов, она вполне надежно может быть построена по критерию γH_0 .

Область возможного использования изложенного подхода к оценке опасного или неопасного состояния горного массива является достаточно широкой. Так, если на некоторой глубине H возникли трудности с поддержанием подготовительных выработок и существует возможность для первоочередной отработки смежных пластов, то, приняв $H = H_0$ и используя комплексный критерий (7.1), можно создать условия эффективного использования защитного действия пластов по фактору поддержания и охраны выработок.

Рассмотрим пример расчета напряженного состояния и определения защищенной зоны при разработке двух пластов.

Пласты мощностью по 1 м отработаны в нисходящем порядке до глубины 700 м без оставления целиков. Опасный пласт и подрабатывающий его защитный залегают под углом $\alpha = 60^\circ$ к линии горизонта. Мощность междупластья равна 50 м. Необходимо установить, при какой ширине выработки на защитном пласте под защитой окажется участок опасного пласта между горизонтами с отметками 700–820 м (рис. 7.2). В качестве критерия защиты принимаем условие (7.2) при $k_I \gamma H_0 = 7,5$ МПа.

После отработки на защитном пласте горизонта с отметками 700–820 м происходит разгрузка окружающих пород и опасного пласта. Защищенная зона по нормальным к напластованию напряжениям (изолиния $|\sigma_y| = 7,5$ МПа) ограничена на рис. 7.2 штриховой линией. Подработка опасного пласта позволила в данной ситуации защитить верхнюю половину рассматриваемого горизонта. Однако отработки одного горизонта на защитном пласте оказалось недостаточно для того, чтобы нормальные к напластованию напряжения на рассматриваемом участке опасного пласта не превосходили критического значения $k_I \gamma H_0$.

Для обеспечения защиты опасного пласта на всю высоту этажа представляется естественным провести отработку защитного пласта на нижележащем горизонте 940 м. Распределение нормальных к напластованию напряжения

(изолиния $|\sigma_y| = 7,5$ МПа) для этой ситуации показано на рис. 7.2 сплошной линией. Расчеты показывают, что в защищенную зону попадает большая часть опасного пласта на рассматриваемом участке. Однако теперь незащищенным оказывается 30-метровый промежуток в верхней части гор. 820 м. Это можно объяснить воздействием частично восстановившихся нагрузок на защитном пласте. В то же время в защищенную зону попадает 75-метровый участок следующего горизонта на опасном пласте (гор. 940 м). Следовательно, при опережении очистных работ на защитном пласте до глубины порядка 880 м опасный пласт будет защищен на всю высоту этажа.

Рассмотрим теперь случай подработки опасного пласта при восходящем порядке отработки этажей. Защитный и опасный пласты залегают под углом $\alpha = 60^\circ$, расположены в 50 м друг от друга и отработаны до гор. 940 м без оставления целиков. Необходимо установить, при какой ширине защитной выработки обеспечивается защита опасного пласта между гор. 940 и 820 м. В качестве критерия защиты принимается условие (7.2) при $k_1 \gamma H_0 = 7,5$ МПа.

Граница защищенной зоны, соответствующей случаю, когда защитный пласт отработан до гор. 820 м, показана на рис. 7.3 штриховой линией (изолиния $|\sigma_y| = 7,5$ МПа). Расчеты показывают, что при таком соотношении горных работ на опасном и защитном пластах рассматриваемый участок опасного пласта полностью не защищен.

После отработки на защитном пласте гор. 820 м картина напряженного состояния массива пород около выработок существенно изменилась. Защищенная зона для этого случая очерчена на рис. 7.3 сплошной линией. Из-за восстановления нагрузок на почве защитной выработки произошло разделение защищенной зоны на две части. Вследствие этого на опасном пласте не защищен участок шириной 60 м в нижней части рассматриваемого горизонта.

Таким образом, отработка защитного пласта с опережением на горизонт по фактору горного давления не обеспечивает защиты на всю высоту этажа на рассматриваемом горизонте. В то же время расчеты показывают, что при опережении на половину высоты этажа под защитой будет находиться весь горизонт.

При разработке защитного пласта эффекты разгрузки и дегазации распространяются дальше защищенной зоны. Несмотря на то, что за пределами защищенной зоны они проявляются лишь частично и не гарантируют полного исключения выбросов, однако в указанных областях существенно облегчаются условия выполнения и повышается эффективность искусственной дегазации через скважины и гидрообработки угольных пластов. Так,

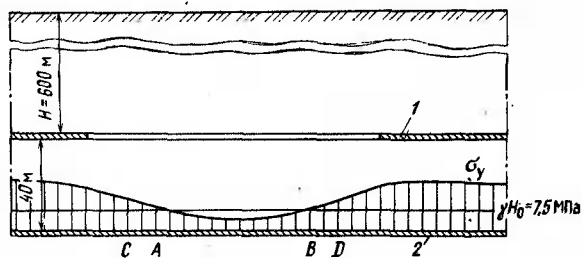


Рис. 7.1. Защищенные участки на надрабатываемом опасном пласте АВ (по критерию γH_0 и CD (по критерию $|\sigma_y|$): 1 – защитный пласт; 2 – опасный пласт

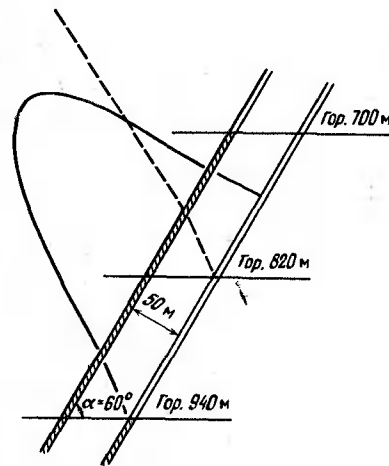


Рис. 7.2. Защищенные зоны при отработке защитного пласта с опережением на горизонт при нисходящем порядке отработки этажей

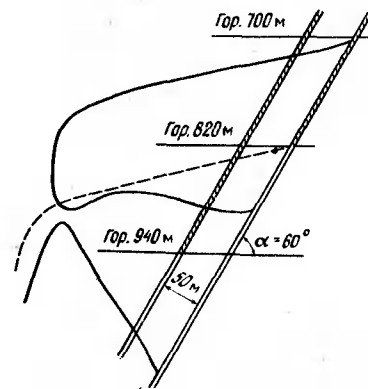


Рис. 7.3. Защищенные зоны при отработке защитного пласта с опережением на горизонт при восходящем порядке отработки этажей

на шахтах Центрального района Донбасса при разработке особо выбросоопасных пластов m_3 и l_4 без защиты происходит большое число выбросов. Надрработка их маломощными пластами m_4 и l_5 не обеспечивает полной защиты. Однако использование частичной по степени защиты в сочетании с дегазацией позволяет безопасно отрабатывать пласты m_3 и l_4 .

Из 220 очистных забоев на выбросоопасных пластах в Центральном районе Донбасса, работающих под защитой, 40 забоев (около 20%) располагаются за пределами границ защищенных зон. При этом эффективность защиты подтверждена экспериментальной проверкой и опытом отработки этих пластов. Учитывая широкие возможности использования частичного по степени защитного эффекта, ВНИМИ предложен принцип оценки защитного действия по всей зоне разгрузки [12].

На рис. 7.4 приведена принципиальная схема распределения напряжений в зоне разгрузки. Выделены граница защищенной зоны I с параметрами дальности распространения от защитного пласта в кровлю S_1 и почву S_2 и зоны разгрузки II. Кривая 3 характеризует закономерность затухания эффекта разгрузки с удалением от защитного пласта. Точки I' и I'' на этой кривой соответствуют критерию защитного действия $\sigma_y = \gamma H_0$, а точки 2', 2'' – границы зоны разгрузки.

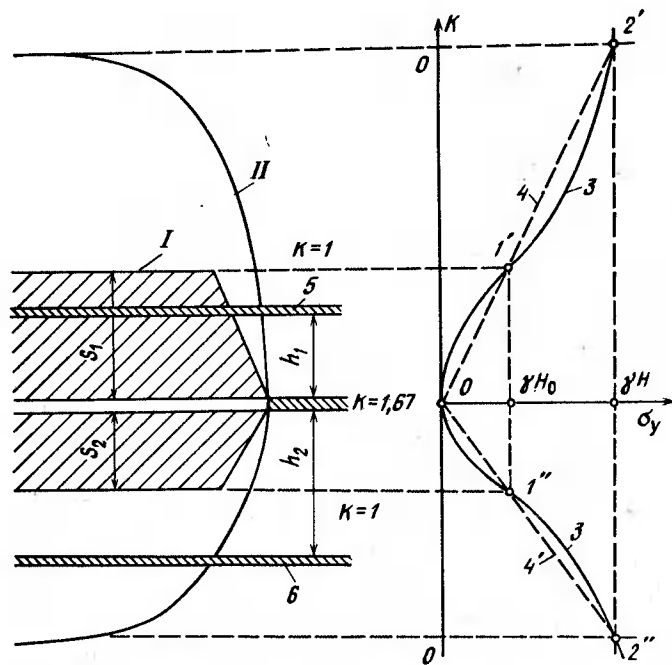


Рис. 7.4. Схема распределения напряжений в зоне разгрузки и формирования защищенной зоны

Закономерность затухания разгружающего эффекта с удалением от плоскости защитного пласта определяется показателем степени защитного действия K (линия 4):

$$K = 1,67 - 0,67h/S, \quad (7.5)$$

где h — мощность междупластья, м (h_1 при подработке или h_2 при надработке); S — параметр дальности защищенной зоны, определяемый по работе [7] (S_1 при подработке или S_2 при надработке).

Показатель K рассчитывается в относительных величинах и является количественной характеристикой для оценки технического или технико-экономического эффекта создаваемой защиты.

При $K > 1$ обеспечивается полная защита пластов. Например, пласт 5, находящийся в защищенной зоне, при $h_1 = 60$ м и $S_1 = 80$ м характеризуется показателем защитного действия $K = 1,2$. Максимальное значение показателя защиты при $h = 0$ (слоевая выемка) соответствует значению $K = 1,67$. При $0 < K < 1$ эффект защиты частичный (пласт 6).

7.2. РАСЧЕТ ЗАЩИЩЕННЫХ ЗОН ПРИ ВЫЕМКЕ ОДНОГО ПЛАСТА

Для формирования защищенной зоны с максимальными размерами в кровлю S_1 и почву S_2 , необходимо, чтобы вынимаемая мощность защитного пласта t была равна или превышала критическое для данной глубины H значение $t_0 = 0,5a\delta_0 \operatorname{tg} \varphi + 2a\gamma H/E$ [44], первое слагаемое которого является характеристикой разуплотнения δ_0 подработанного массива, а второе характеризует упругое расширение пород в зоне разгрузки.

Степень влияния мощности t определяется ее соотношением с шириной выработанного пространства a [44]. Так, при неизменной ширине очистной выработки $a = 250$ м с увеличением глубины разработки H от 500 до 1200 м критическое значение t_0 увеличивается с 0,6 до 1,1 м. При неизменной глубине $H = 1000$ м с увеличением ширины выработки a от 100 м до 250 м значение t_0 увеличивается с 0,4 до 1 м. При уменьшении мощности защитного пласта ниже критического значения t_0 наблюдается резкое уменьшение размеров S_1 и S_2 .

С ростом ширины a при неизменной глубине горных работ H происходит увеличение размеров защищенной зоны. Рост размеров S_1 и S_2 происходит в некотором диапазоне расширения a до тех пор, пока нагрузки на почве в средней части защитной выработки не восстановятся до уровня напряжений, соответствующего состоянию нетронутого массива. Это условие формулируется при значении параметра сдвига $q = 1$. При последующем увеличении размера a защищенная зона разделяется на две части, каждая из которых имеет свои размеры S_1 и S_2 , соответствующие значению $a = H \operatorname{ctg} \varphi$ и не зависящие от дальнейшего расширения выработанного пространства на защитном пласте. Стабилизация дальности защищенной зоны происходит при значении параметра $q > 1$.

С увеличением глубины разработки защитного пласта размеры защищенной зоны S_1 и S_2 уменьшаются [44]. При этом влияние глубины наиболее сильно сказываются при недостаточной мощности защитного пласта, т. е. когда $t < t_0$. Например, при прочих равных условиях увеличение глубины разработки защитного пласта с 600 до 1500 м приводит к уменьшению размера защищенной зоны S_2 примерно на 40%.

Расчет и построение границ защищенных зон при выемке одного пласта производится в соответствии со схемами, представленными на рис. 7.5. Необходимые следующие исходные данные: глубина разработки защитного пласта H , м; вынимаемая мощность защитного пласта t , м; принятый способ управления кровлей на защитном пласте; угол падения пласта α , градус; содержание песчаников в составе междупластья η , %; размеры выработки защитного пласта a и b , м.

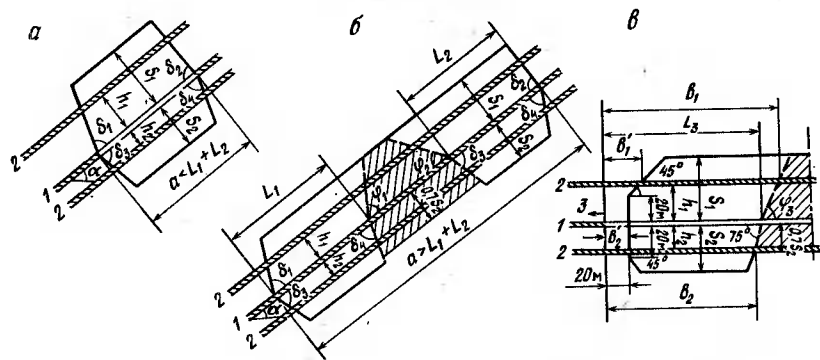


Рис. 7.5. Схемы к построению защищенной зоны при отработке защитного пласта столбами по простиранию: а - сечение вкост простирания при $a < L_1 + L_2$; б - то же, при $a > L_1 + L_2$; в - сечение по простиранию; 1 - защитный пласт; 2 - защищаемый пласт; 3 - направление подвигания очистного забоя на защитном пласте

Под глубиной понимается расстояние от дневной поверхности до нижней границы очистной выработки по защитному пласту.

Учет способа управления кровлей обеспечивается введением понятия эффективной мощности защитного пласта $m_{эф}$. При полном обрушении $m_{эф} = m$, в случае применения закладки выработанного пространства

$$m_{эф} = km, \quad (7.6)$$

где k - коэффициент, учитывающий компрессионные свойства закладочного материала.

При последовательной отработке этажей по простиранию или столбов по падению без оставления соответственно межэтажных или барьерных целиков, а также при оставлении целиков размером менее $0,1l$ (на мощных пластах 8 м), где l - ширина зоны опорного давления, определяемая по графику (см. рис. 4.1), за величины a и b принимается суммарная ширина выработанного пространства соответственно по падению и простиранию. Если размер целика больше $0,1l$ (на мощных пластах 8 м), то за величину a или b принимается соответственно ширина выработанного пространства по падению или простиранию, ограниченная с одной стороны целиком, а с другой - угольным массивом.

Размеры защищенной зоны в кровлю и почву (см. рис. 7.5)

$$S_1 = \beta_1 \beta_2 S'_1; \quad S_2 = \beta_1 \beta_2 S'_2, \quad (7.7)$$

где β_1 - коэффициент, учитывающий значение $m_{эф}$, $\beta_1 = m_{эф}/m_0$, но не более 1 (значение m_0 определяется по графику, приве-

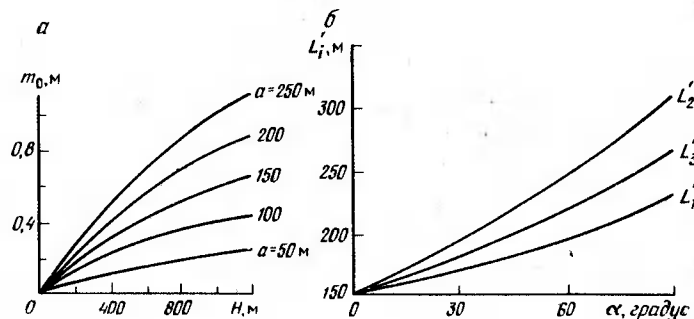


Рис. 7.6. Графики для определения значений критической мощности защитного пласта m_0 (а) (если $a > 0,3H$, то принимается $a = 0,3H$, но не более 250 м) и размера L_i (б)

денному на рис. 7.6, а; β_2 - коэффициент, учитывающий содержание песчаников в составе междупластья

$$\beta_2 = 1 - 0,4\eta/100. \quad (7.8)$$

Значения S'_1 и S'_2 берутся из табл. 7.1. Углы защиты δ_i и углы давления φ_i определяются по табл. 7.2.

При отработке мощных крутых пластов размер защищенной зоны умножают на коэффициент β_3 , определяемый из табл. 7.3.

Область восстановления опасных нагрузок на схемах а и б (см. рис. 7.5) образуется лишь при одновременном соблюдении двух следующих условий: $a \geq L_1 + L_2$ и $b \geq 2L_3$.

Параметры L_i ($i = 1, 2, 3$), используемые для построения защищенной зоны в кровле и почве, рассчитываются по формуле

$$L_i = \beta_1 L'_i \quad (i = 1, 2, 3), \quad (7.9)$$

причем значения L'_i находят по графику (рис. 7.6, б).

Таблица 7.1
Значения размеров защищенной зоны S'_1 и S'_2

Глубина Н, м	S'_1							
	При наименьшем размере а или b в плане, м							
	50	75	100	125	150	175	200	≥250
300	70	100	125	148	172	190	205	220
400	58	85	112	134	155	170	182	194
500	50	75	100	120	142	154	164	174
600	45	67	90	109	126	138	146	155
800	33	54	73	90	103	117	127	135
1000	27	41	57	71	88	100	114	122
1200	24	37	50	63	80	92	104	113

Продолжение табл. 7.1

Глубина Н, м	S'_2							
	При наименьшем размере a или b в плане, м							
	50	75	100	125	150	175	200	≥ 250
300	62	74	84	92	97	99	100	102
400	44	56	64	73	79	81	82	84
500	32	43	54	62	69	71	73	75
600	27	38	48	56	61	64	66	68
800	23	32	40	45	50	53	55	56
1000	20	28	35	40	45	47	49	50
1200	18	25	31	36	41	43	44	45

Таблица 7.2
Значения углов δ_i и φ_i

Угол падения α , градус	Угол защиты, градус				Угол давления, градус		
	δ_1	δ_2	δ_3	δ_4	φ_1	φ_2	φ_3
0	80	80	75	75	64	64	64
10	77	83	75	75	62	63	63
20	73	87	75	75	60	60	61
30	69	90	77	70	59	59	59
40	65	90	80	70	58	56	57
50	70	90	80	70	56	54	66
60	72	90	80	70	54	52	53
70	72	90	80	72	54	48	62
80	73	90	78	75	54	46	50
90	75	80	75	80	54	43	48

Таблица 7.3
Значения коэффициента β_3

H_0/H	Мощность пласта, м			
	< 5	5-10	10-20	20-50
> 0,8	1	1,2	1,3	1,35
0,5-0,8	1	1,3	1,35	1,4
< 0,5	1	1,35	1,4	1,45

7.3. РАСЧЕТ ЗАЩИЩЕННЫХ ЗОН ПРИ ВЫЕМКЕ НЕСКОЛЬКИХ ПЛАСТОВ

Изменения конфигурации защищенных зон при повторных надрезках показаны на рис. 7.7. Если мощность пласта I больше или равна критическому значению $m \geq m_0$, то повторная надрезка выработкой по защитному пласту II не влияет на даль-

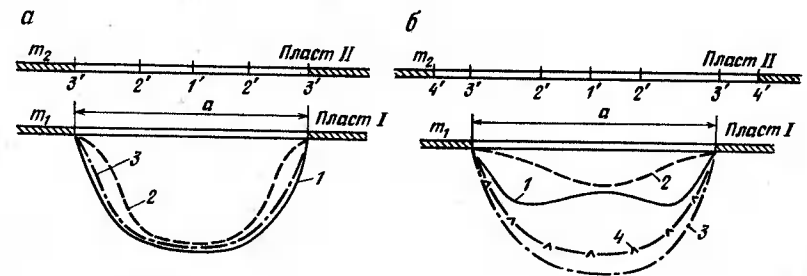


Рис. 7.7. Изменение конфигурации защищенной зоны при повторной надрезке горного массива:
а - при $m_1 > m_0$; б - при $m_1 < m_0$

ность защитного действия от пласта I (рис. 7.7, а). При расположении двух очистных выработок в створе защищенная зона имеет такие же параметры, что и при одиночной надрезке пластом I [10, 11].

Наиболее рельефно повторная надрезка проявляется при разработке маломощных пластов, т. е. когда $m < m_0$ (рис. 7.7, б). При одиночной разработке пласта I конфигурация защищенной зоны имеет вид кривой 1. Повторная надрезка по пласту II с границами в точках $2'-2'$ резко сокращает защищенную зону до вида, описываемого кривой 2, за счет продавливающего влияния краевых частей. Дальнейшее расширение выработки по верхнему пласту приводит к увеличению защищенной зоны до максимального значения (кривая 3) при расположении краевых частей двух выработок в створе (точки $3'-3'$). С расширением верхней выработки до границ $4'-4'$ защищенная зона сокращается (кривая 4).

Таким образом, если мощность пласта не обеспечивает полного развития защищенной зоны, то дополнительная надрезка способствует ее увеличению.

Так, от защитного пласта мощностью $m=1$ м, при его разработке на глубине $H=850$ м очистной выработкой шириной $a=200$ м размер защищенной зоны $S_2=65$ м. При мощности пласта $m=0,5$ м $S_2=28$ м. В этих условиях дополнительная разработка вышележащего на расстоянии $h=50$ м пласта увеличивает параметр S_2 до 45 м. При уменьшении междупластья до $h=25$ м размер защищенной зоны увеличивается до $S_2=58$ м.

Если для расширения границ защищенных зон при разработке маломощных защитных пластов или при разработке пластов с закладкой выработанного пространства применяется повторная надрезка (подработка) выбросоопасных пластов, то расчет параметров и построение границ защищенных зон производится от базового защитного пласта с учетом влияния разгрузки от

дополнительного пласта (рис. 7.8). За базовый принимают разрабатываемый пласт, ближайший к опасному. Размер суммарной защищенной зоны от базового пласта с учетом разгрузки от дополнительного

$$S_c = nS'_c, \quad (7.10)$$

где n – коэффициент, учитывающий увеличение размера защищенной зоны при повторной надработке (подработке) и определяемый по номограмме (см. рис. 7.8, а); S'_c – размер защищенной зоны от базового пласта, определяемый по таблице 7.1 (S'_1 при подработке и S'_2 при надработке).

На номограмме (см. рис. 7.8, а) по оси абсцисс отложены значения отношения эффективной мощности базового защитного пласта $m_{эф.б}$ определяемой по графику (см. рис. 7.6, а). Параметр N , значения которого представлены на номограмме семейством прямых, учитывает прирост эффекта разгрузки от дополнительного пласта и определяется по формуле

$$N = Km_{эф.д}/m_{од}, \quad (7.11)$$

где $m_{эф.д}$ и $m_{од}$ – соответственно эффективная мощность дополнительного пласта и ее критическое значение для конкретных условий разработки этого пласта; K – коэффициент, учитывающий разгрузку дополнительного пласта базовым,

$$K = 1,67 - 0,67h_i/S_i, \quad (7.12)$$

где h_i – расстояние от базового пласта до дополнительного; S_i – размер защищенной зоны от базового пласта в направлении дополнительного (S_1 при залегании дополнительного защитного пласта в кровле базового и S_2 при залегании в почве).

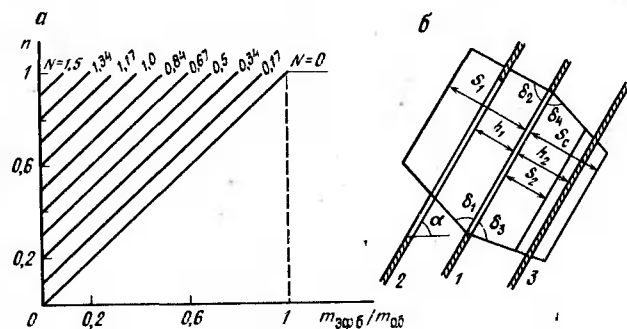


Рис. 7.8. Номограмма (а) и схема (б) к построению защищенной зоны при повторной надработке (подработке): 1 – защитный пласт (базовый); 2 – защитный пласт (дополнительный); 3 – защищаемый пласт

В формуле (7.6) при $m_{эф.д}/m_{од} > 1$ принимаем $m_{эф.д}/m_{од} = 1$. При одиночной разработке базового защитного пласта параметр $N = 0$.

7.4. ПРИМЕР РАСЧЕТА И ПОСТРОЕНИЯ ЗАЩИЩЕННЫХ ЗОН

В качестве примера рассмотрим группу крутых пластов Горловской свиты m'_5 , m_5 и m'_3 , принятых к разработке на гор. 900 м (рис. 7.9). Перед разработкой указанной группы необходимо проверить степень защиты выбросоопасного пласта m'_3 .

Определяем размер защищенной зоны S_2 от базового пласта m_5 , эффективная мощность которого равна 0,4 м. Критическое значение мощности для глубины $H = 900$ м и размера очной выработки $a = 125$ м равно $m_{об} = m_{од} = 0,5$ м (см. рис. 7.6, а). Значение $S_2 = 38$ м принимаем по табл. 7.1 и находим размер защищенной зоны $S_2 = S_2 m_{эф.б} / m_{об} = 38 \cdot 0,4 / 0,5 = 30$ м.

Размер защищенной зоны S_2 меньше расстояния до пласта m'_3 ($h = 36$ м), что свидетельствует о неэффективной защите выбросоопасного пласта пластом m_5 . Для усиления защитного действия и расширения границ защитных зон целесообразно использовать дополнительный пласт m_5 , мощность $m_{эф.2} = 0,45$ м, залегающий в кровле пласта m_5 на расстоянии $h_1 = 15$ м.

Определяем размер защищенной зоны S_c от базового пласта m_5 с учетом дополнительной разработки пласта m_5 . Принимаем по табл. 7.1 значение $S_1 = 80$ м и вычисляем размер защищенной зоны в направлении дополнительного пласта m_5 : $S_1 = S_1 m_{эф.б} / m_{об} = 64$ м. Степень разгрузки пласта m'_3 $K = 1,67 - 0,67h_1/S_1 = 1,67 - 0,67 \cdot 15/64 = 1,5$. Параметр $N = Km_{эф.д}/m_{од} = 1,5 \cdot 0,45/0,5 = 1,35$. По номограмме (см. рис. 7.8, а) находим $n = 1$. Размер защищенной зоны $S_c = nS_2 = 38$ м. Таким образом, повторной надработкой обеспечивается защита выбросоопасного пласта m'_3 .

При разработке защитных пластов m_5 и m'_5 с гидрозакладкой выработанного пространства расчетные величины будут иметь следующие значения. Для пластов крутого падения Центрального района Донбасса коэффициент, учитывающий компрессионные свойства гидрозакладки, $k = 0,35$ [7]. Значение эффективной мощности базового пласта m_5 с учетом закладки $m_{эф.б} = 0,4 \cdot 0,35 = 0,14$ м и дополнительного пласта m_5 $m_{эф.д} = 0,45 \cdot 0,35 = 0,16$ м. Размер защищенной зоны $S_1 = 80 \cdot 0,14/0,5 = 22$ м. Степень разгрузки пласта m'_3 $K = 1,67 - 0,67 \cdot 15/22 = 1,2$. Параметр $N = Km_{эф.д}/m_{од} = 1,2 \cdot 0,16/0,5 = 0,4$. По номограмме на рис. 7.8, а находим, что $n = 0,56$. Размер защищенной зоны $S_2 = 0,56 \cdot 38 = 21$ м.

Таким образом, для обеспечения эффективной защиты выбросоопасного пласта m'_3 , необходимо произвести опережающую разработку двух защитных пластов m_5 и m'_5 . При этом защитные пласты следует обрабатывать без закладки выработанного пространства.

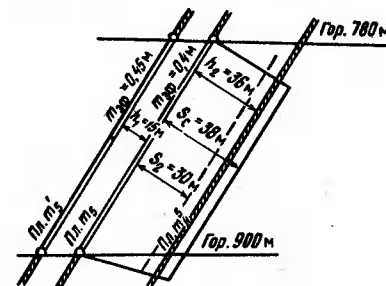


Рис. 7.9. Пример построения защищенной зоны при разработке крутых пластов

8. РАСЧЕТ И ПОСТРОЕНИЕ ЗОН ПОВЫШЕННОГО ГОРНОГО ДАВЛЕНИЯ*

8.1. ВЛИЯНИЕ ГЕОЛОГИЧЕСКИХ И ГОРНОТЕХНИЧЕСКИХ ФАКТОРОВ НА РАЗМЕРЫ И КОНФИГУРАЦИЮ ЗОН ПОВЫШЕННОГО ГОРНОГО ДАВЛЕНИЯ

Отработка пластов в зонах влияния целиков и краевых частей смежных пластов свиты показывает, что частота и интенсивность динамических явлений с увеличением мощности междупластья соответствует условиям разработки одиночных выбро-соопасных пластов. Эта мощность междупластья принимается за границу зоны повышенного горного давления (ПГД). Из сопоставления расчетных значений концентрации напряжений в массиве пород с фактическими данными о возникновении динамических явлений определено критическое значение нормальных к напластованию напряжений, соответствующее границе зоны ПГД: $\sigma_y = 1,2\gamma H$ для $400 \text{ м} \leq H \leq 900 \text{ м}$; $\sigma_y = 1,1\gamma H$ для $900 \text{ м} < H \leq 1300 \text{ м}$ [21].

Анализ типовых схем отработки пластов позволяет выявить закономерности распределения напряжений в породах и установить роль основных горнотехнических факторов, оказывающих влияние на конфигурацию и расположение зон ПГД.

Глубина залегания. С возрастанием глубины горных работ при фиксированном значении угла падения зоны ПГД в кровлю и почву увеличиваются. На рис. 8.1 показано изменение глубины распространения a зоны ПГД от целика шириной L в кровлю и почву в зависимости от глубины залегания пласта. Ширина прилегающих к целику выработок при расчетах принималась равной 200 м.

Угол падения пластов. При изменении угла падения пластов от 0° до 90° и фиксированной глубине залегания размеры зоны ПГД в кровле уменьшаются, а в почве увеличиваются в 1,2 раза.

Ширина выработки. При нисходящем порядке этажей, когда междуэтажные целики раздавлены, ширина выработанного пространства в сечении вкрест простирания увеличивается. С увеличением ширины выработки a в процесс сдвижения вовлекается все большая масса пород, вследствие чего возрастают опорные

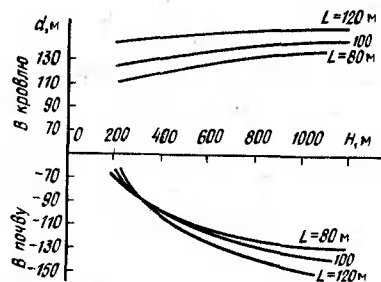


Рис. 8.1. Влияние глубины залегания пласта на размер зоны ПГД от целика

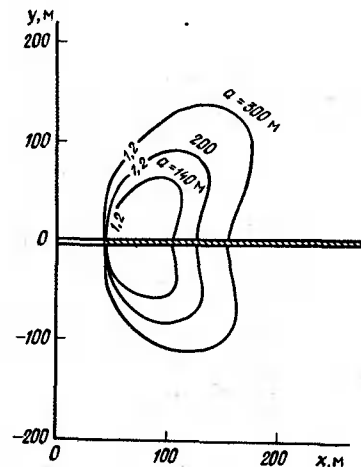


Рис. 8.2. Влияние ширины прилегающих выработок на размер зоны ПГД от краевой части

нагрузки и размеры зоны ПГД. Максимального размера последняя достигает в случае, когда реализуются условия полной подработки. При дальнейшем увеличении ширины выработки зона ПГД стабилизируется. На рис. 8.2 показано изменение конфигурации зоны ПГД для пласта мощностью 2 м, обрабатываемого на глубине 800 м.

Ширина целика. С увеличением ширины целика L (ленточный целик), оставленного между двумя выработками, размер зоны ПГД растет, увеличивается также глубина ее распространения (рис. 8.3). При размерах целика, соизмеримых с шириной прилегающей выработки, глубина распространения зоны ПГД в кровлю и почву стабилизируется. При ширине целика $L = 1,5a$ зона ПГД разделяется на две, примыкающие к краевым частям, а при дальнейшем изменении ширины целика она остается постоянной, совпадающей с зоной ПГД от краевой части пласта.

Оставление целика на высоту этажа. Пологий пласт мощностью 1,5 м обрабатывался на глубине 800 м по этажной подготовке в нисходящем порядке с оставлением целика на всю высоту этажа. Ширина целика по простиранию изменялась от 40 до 100 м, а длина лавы составляла 200 м.

Нормальные к напластованию напряжения рассчитывались на пласте, расположенном ниже обрабатываемого пласта на 25 м. Результаты расчетов показали, что с увеличением размеров целика концентрация напряжений под ним уменьшается. Однако во всех случаях концентрация напряжений под целиком больше, чем под краевой частью.

Порядок отработки этажей. Пологий пласт мощностью 2 м, залегающий на глубине 800 м, обрабатывался в нисходящем порядке при этажной подготовке по схеме лава-этаж. Рассмат-

* В написании раздела 8 участвовал С. Н. Смирнов.

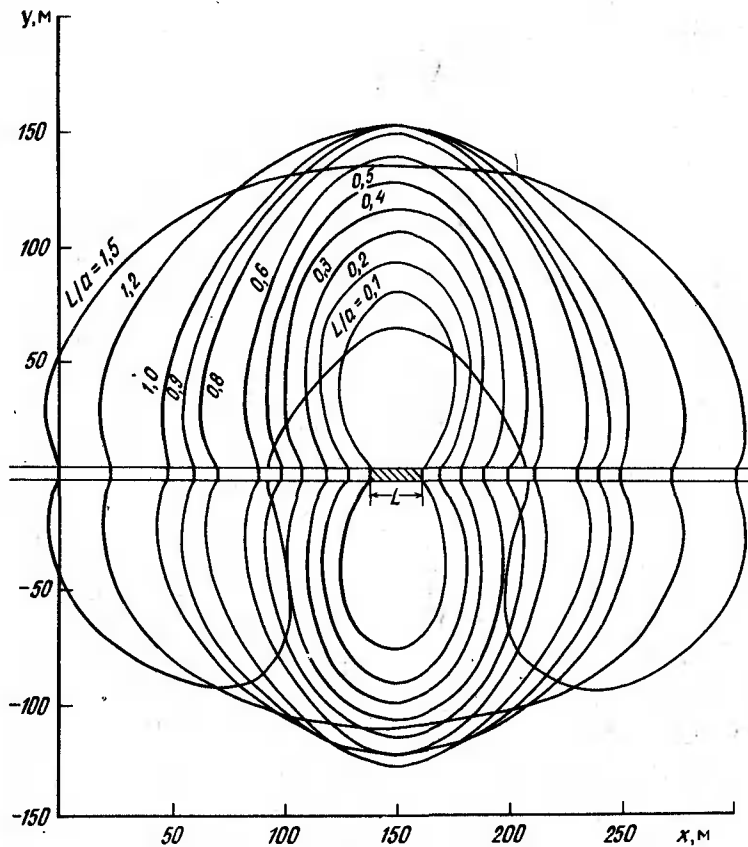


Рис. 8.3. Влияние ширины целика на размеры зоны ПГД

ривалась горнотехническая ситуация, когда четыре этажа по падению уже отработаны и велась отработка пятого. Высота этажа 140 м. Рассчитывались поля напряжений на пластах, расположенных в почве отработываемого пласта на разных удалениях от него.

Анализ результатов расчета показал, что с удалением от отработываемого пласта область максимальных концентраций нормальных к напластованию напряжений смещается от проекции контура выработанного пространства в сторону зоны опорного давления, а концентрация напряжений в этой области уменьшается. Так, с удалением от отработываемого пласта на 50 м концентрация напряжений уменьшается в 1,3 раза, а при удалении 100 м – в 1,8 раза по сравнению с уровнем концентрации напряжений в зоне опорного давления.

На распределение напряжений впереди очистного забоя су-

щественное влияние оказывает конфигурация линии очистного забоя. Для прямолинейного забоя наиболее нагруженной является его средняя часть: коэффициент интенсивности напряжений в этой части в два раза выше, чем у краев.

При схеме лава-этаж пригруженной оказывается верхняя часть этажа, где коэффициенты интенсивности напряжений в шесть раз выше, чем в нижней части забоя. При этом в случае уступной формы забоя напряженное состояние массива пород вблизи выступающих в выработанное пространство участков угольного пласта больше, чем около вдающихся. В результате зона ПГД в кровлю и почву от выступающих краевых частей распространяется на большую глубину, чем от вдающихся.

Знание количественных характеристик изменения полей напряжений позволяет осуществить дифференциацию зон ПГД по степени опасности и установить в зависимости от этого необходимый комплекс мероприятий по безопасному ведению горных работ.

8.2. РАСЧЕТ И ПОСТРОЕНИЕ ЗОН ПГД ПРИ РАЗРАБОТКЕ ОДИНОЧНОГО ПЛАСТА

На основании выполненных исследований для ряда практически важных случаев разработаны графики, по которым можно построить границы зон ПГД без расчетов на ЭВМ. Например, на рис. 8.4 приведена схема построения зоны ПГД от краевой части пласта в плоскости рассматриваемого опасного пласта. Зоны ПГД, возникающие в районе целиков, оконтуренных с трех сторон выработанным пространством, строятся согласно схеме, приведенной на рис. 8.5, по графикам (рис. 8.6–8.8).

Построение границ зон ПГД, формирующихся под и над целиками и краевыми частями пластов, на разрезе вкрест про-

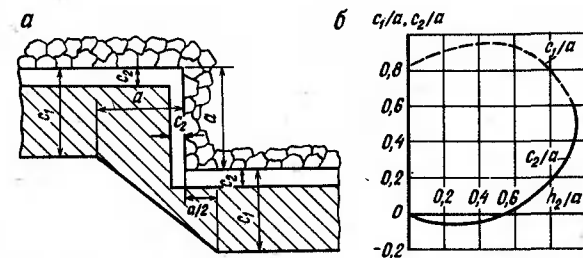


Рис. 8.4. Схема построения зоны ПГД от краевой части (а) и график для определения параметров зоны ПГД (б)

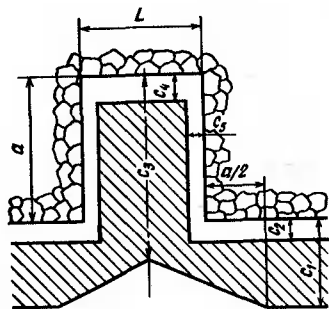


Рис. 8.5. Схема построения зоны ПГД от целика, оконтуренного с трех сторон

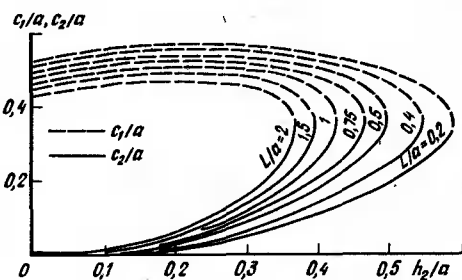


Рис. 8.6. Номограмма для определения параметров c_1 и c_2 к схеме (см. рис. 8.5.)

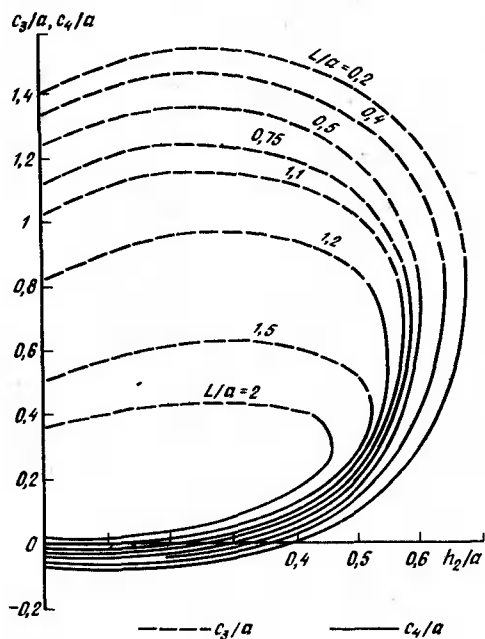


Рис. 8.7. График для определения параметров c_3 и c_4 к схеме (см. рис. 8.5.)

стирания и по простиранию можно выполнять в соответствии со схемой (рис. 8.9).

Размеры зон ПГД в кровлю (d_1) и почву (d_2) от краевой части определяются в зависимости от размеров выработанного пространства a и глубины разработки H пласта, на котором оставлен источник ПГД, по табл.8.1. Значения S_1, S_2 берутся из табл. 7.1, значения углов $\delta_1, \delta_2, \delta_3, \delta_4$ — из табл. 7.2.

Рис. 8.8. График для определения параметра c_5 к схеме (см. рис. 8.5)

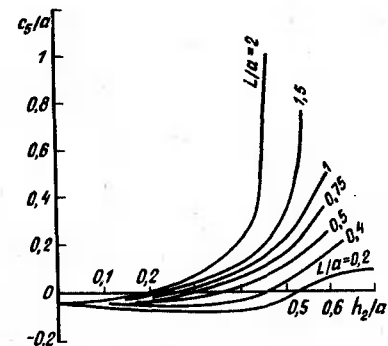


Рис. 8.9. Схемы построения зон ПГД: а — вкrest простирания; б — по простиранию

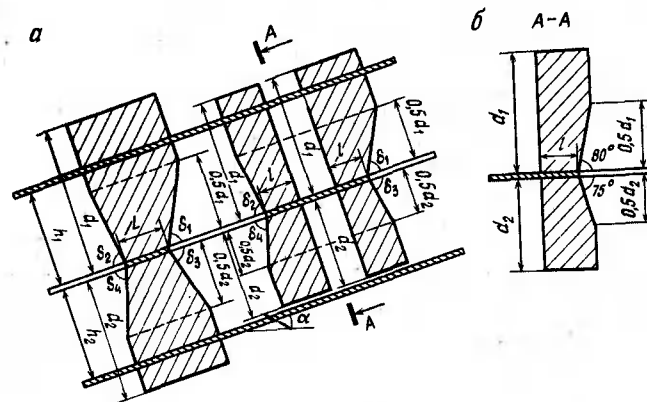


Таблица 8.1
Размеры зон ПГД в кровлю и почву

Глубина разработки H , м	d_1 , м					d_2 , м				
	при размере a , м									
	100	125	150	200	≥ 250	100	125	150	200	≥ 250
300	92	98	105	110	115	80	92	104	108	110
400	105	113	120	122	125	93	105	115	118	120
500	115	125	130	132	135	105	115	125	128	130
600	120	130	135	138	140	117	127	135	138	140
800	135	145	150	155	157	125	133	140	145	146
1000	145	155	160	165	168	132	140	148	150	153
1200	155	165	173	177	180	140	148	155	158	160

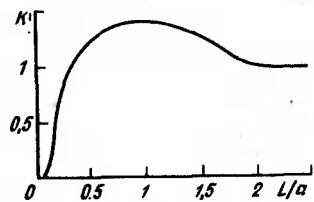


Рис. 8.10. График для определения коэффициента K

Размеры зон ПГД d_1 и d_2 от целика рассчитываются путем умножения соответствующих для краевой части значений d_1 и d_2 на коэффициент K , определяемый по графику (рис. 8.10.).

При отработке этажей без оставления целиков или с оставлением межэтажных целиков размером по падению менее $0,1l$ за a принимается суммарная ширина выработанного пространства, а при размерах целика более $0,1l$ — наклонная высота этажа (значение l определяется по графику на рис. 4.1).

При $a < 100$ м значения d_1 и d_2 принимаются равными значениям d_1 и d_2 при $a = 100$ м, а при $a > 250$ м — значениям d_1 и d_2 при $a = 250$ м.

При построении зоны ПГД в сечении по простиранию углы δ_1 (δ_2) и δ_3 (δ_4) принимаются соответственно равными 80 и 75° . Если ширина целика в рассматриваемом сечении не превышает $2l$, то зоны ПГД, построенные для каждого края, сливаются в одну.

К учету принимаются краевые части и целики соседних пластов, оказывающие влияние на рассматриваемый этаж или ярус. Если в наиболее широкой части $L < l$, то за размер целика принимается его наибольшая ширина. Если в наименее узкой части $L > l$, то за размер целика принимается его наименьшая ширина. Если в наиболее широкой части $L > l$, а в наименее узкой $L < l$, то размер целика L принимается равным ширине зоны l .

8.3. РАСЧЕТ И ПОСТРОЕНИЕ ЗОН ПГД ПРИ РАЗРАБОТКЕ СВИТЫ ПЛАСТОВ

Изложенная выше методика позволяет определять размеры зон ПГД от одиночного пласта. В практике возникают ситуации, при которых краевые части пластов и целики, являющиеся источниками ПГД, расположены на участках влияния очистных выработок смежных пластов свиты. Зоны ПГД, испытывая воздействие зон разгрузки и краевых частей смежных пластов, нередко изменяют размеры в связи с чем возникает необходимость в установлении параметров зон ПГД с учетом влияния очистных выработок по смежным пластам.

Целики на смежных пластах. На рис. 8.11 показана конфигурация зон ПГД при наличии соосных целиков на смежных

пластах при различной мощности пород междупластья (пунктиром показаны зоны ПГД от изолированных целиков такой же ширины). В породах кровли и почвы зоны ПГД можно строить от каждого целика в отдельности без учета их взаимного влияния, а в породах междупластья — путем соединения кромок целиков.

Конфигурация и размеры зон ПГД около двух целиков равной ширины, расположенных на смежных пластах свиты, показаны на рис. 8.12. При смещении целиков более чем на мощность междупластья единая зона ПГД разделяется на две, которые локализируются вокруг каждого целика. Под- или надработка целика приводит к уменьшению размеров зон ПГД в кровлю и почву по сравнению со случаем неопработаных или ненадработанных пород.

Надработка краевых частей. При подходе очистных работ к створу с краевыми частями на смежных пластах происходит изменение размеров и конфигурации зон ПГД. Распределения нормальных к напластованию напряжений при подходе очистных работ к створу с краевой частью смежного пласта представлены на рис. 8.13. Из результатов расчетов видно, что при небольшом расстоянии от границ очистных работ до створа происходит соединение зон ПГД от обоих пластов и ее распространение в кровлю и почву на большее расстояние, чем от одиночного пласта.

Зона ПГД на участке влияния пригрузки от краевой части надрабатываемого пласта возрастает. Увеличение ее размеров отмечается до подхода очистных работ к створу, в створе и на расстоянии до 30 м после перехода створа. На участке влияния краевой части вышележащего пласта размеры зоны ПГД в кровлю d_1^n и в почву d_2^n определяются по формулам

$$d_1^n = K_1^n d_1; \quad (8.1)$$

$$d_2^n = K_2^n d_2, \quad (8.2)$$

где K_1^n и K_2^n — коэффициенты влияния пригрузки от краевой части по вышележащему пласту на размеры зоны ПГД соответственно в кровлю и почву.

Значения коэффициента K_1^n определяются по табл. 8.2.

Значения коэффициента K_2^n приведены ниже:

$f, \text{ м}$	-70	-60	-50	-40	-30	-20	-10	0	10	20	30	40
K_2^n	1	1	1	1	1	1,14	1,27	1,19	1,08	1,04	1,02	1

На надработанных участках размеры зон ПГД уменьшаются [43].

Учет разгружающего действия надработки при построении зоны ПГД производится для условий, при которых граница

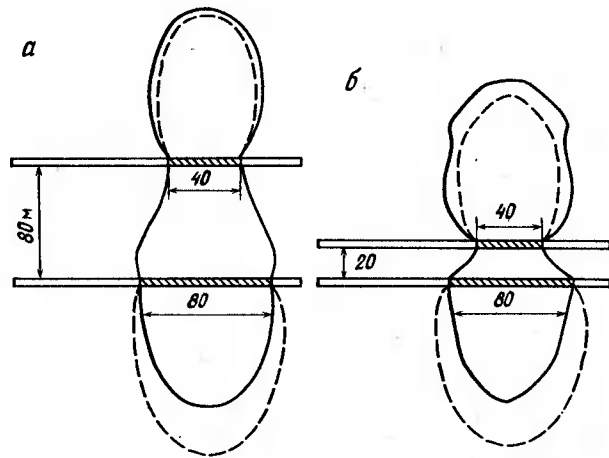


Рис. 8.11. Конфигурация зон ПГД на глубине 80 м от смежных целиков при мощности междупластья 80 (а) и 20 (б) м

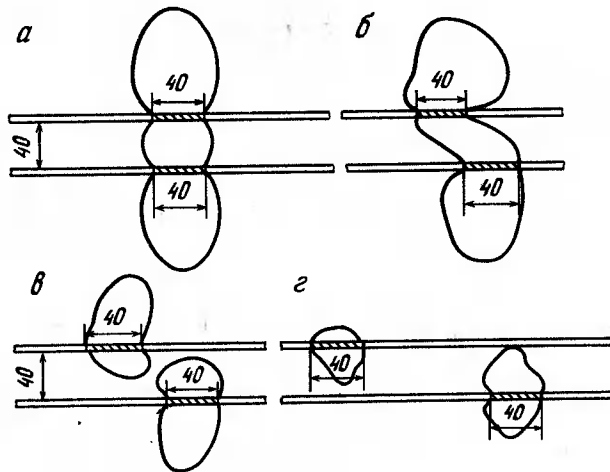


Рис. 8.12. Конфигурация и размеры зоны ПГД от целика при его над- и подработке:
а — для соосных целиков; б, в и г — для целиков, сдвинутых относительно друг друга соответственно на 40, 60 и 120 м

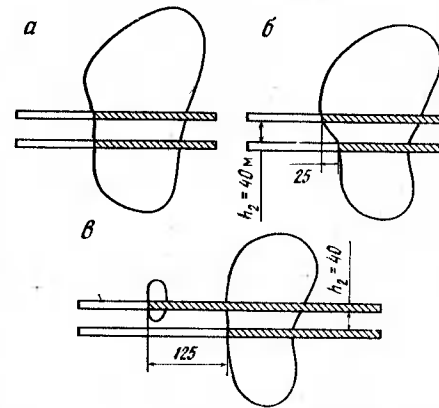


Рис. 8.13. Конфигурация и размеры зоны ПГД от краевой части при ее подработке в створе (а), с опережением на 25 м (б) и с опережением на 125 м створа с краевой частью массива (в)

Таблица 8.2
Значения коэффициента K_1^n

f_s , м	Расстояние от пласта — источника ПГД до надрабатываемого пласта h^n , м				
	40	80	120	160	200
-70	1	1	1	1	1
-60	1	1	1	1	1
-50	1	1	1	1	1,05
-40	1,04	1,05	1,05	1,05	1,08
-30	1,07	1,1	1,1	1,1	1,11
-20	1,15	1,22	1,26	1,34	1,17
-10	1,22	1,34	1,41	1,58	1,23
0	1,3	1,45	1,54	1,66	1,86
10	1,42	1,54	1,62	1,73	1,92
20	1,5	1,61	1,7	1,8	1,97
30	1,57	1,68	1,78	1,87	2,02
40	1,57	1,68	1,78	1,93	2,08

Примечание. f_s — расстояние от забоя надрабатываемой лавы до створа с краевой частью массива.

очистных выработок вышележащего защитного пласта расположена от створа с краевой частью пласта — источника ПГД на расстоянии $f_s \geq 50$ м (для целиков — от створа с ближней кромкой на расстоянии $f_s \geq 40$ м). Схема построения надработанной зоны ПГД приведена на рис. 8.14.

Размеры (м) надработанной зоны ПГД в кровлю d_1^n и в почву d_2^n от краевой части

$$d_1^n = K_1^n d_1; \quad (8.3)$$

$$d_2^n = K_2^n d_2; \quad (8.4)$$

где $K_{1(2)}^n$ — коэффициент влияния надработки на размер зоны ПГД в кровлю (почву), определяемый по графику (рис. 8.15).

Подработка целиков. При подработке целика очистными выработками по нижележащим пластам изменяет дальность его влияния в кровлю и почву. Дальность влияния зоны ПГД от целика в кровлю (d_1^p) и в почву (d_2^p) на участке влияния подрабатываемого пласта

$$d_{1(2)}^p = K^p d_{1(2)}; \quad (8.5)$$

где K^p — коэффициент влияния очистных выработок подрабатываемого пласта на размеры зоны ПГД от целика, определяемый из табл. 8.3.

Силовое взаимодействие кровли и почвы надрабатываемого пласта. Рост уровня силового взаимодействия кровли и почвы надрабатываемого защитного пласта из-за недостаточной его критической мощности, применения закладки выработанного про-

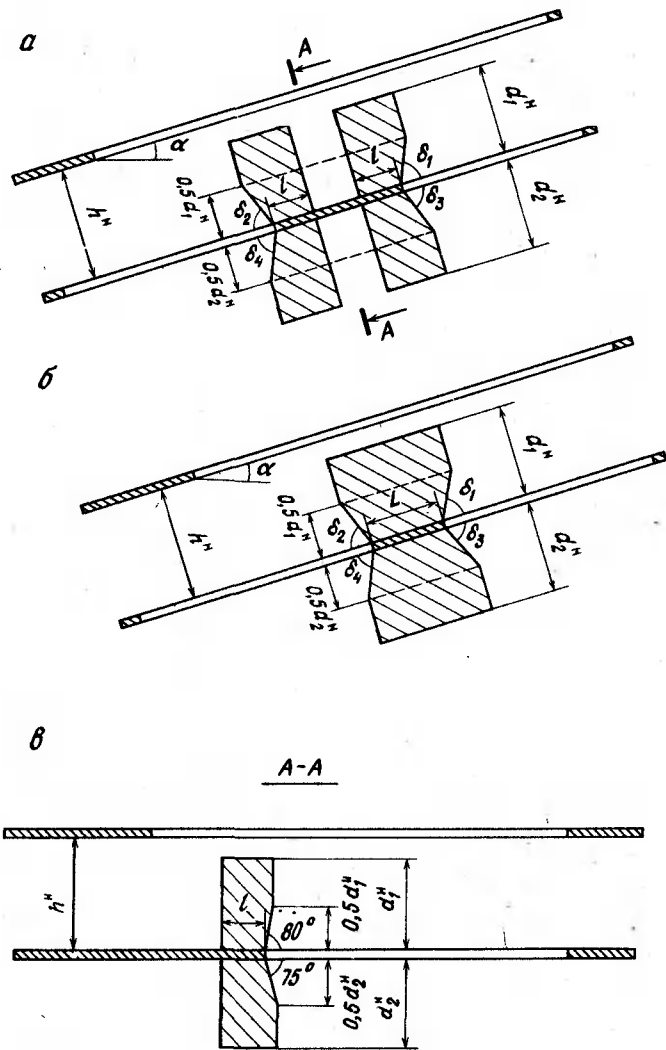


Рис. 8.14. Схема к построению надработанной зоны ПГД: а - на разрезе вкострости при надработке краевой части пласта; б - на разрезе вкострости при надработке целика; в - на разрезе по простиранию при надработке краевой части пласта

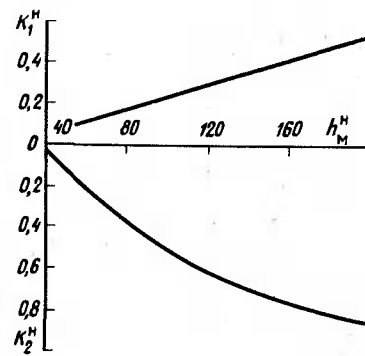


Рис. 8.15. График для определения параметров K_1^H и K_2^H

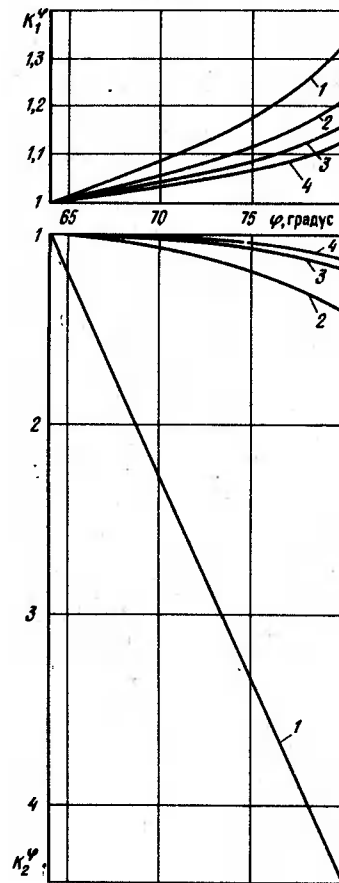


Рис. 8.16. График для определения параметров K_1^ϕ и K_2^ϕ : 1-4 - при h^H , равном соответственно 40, 80, 120 и 160 м

странства, восстановления нагрузок на почву обуславливает уменьшение разгружающего действия надработки. В этих ситуациях формируются участки пониженной степени разгрузки. Размеры зоны ПГД на участках пониженной степени разгрузки $d_1^{H\phi}$ и $d_2^{H\phi}$ в кровлю и почву

$$d_1^{H\phi} = K_1^\phi d_1^H; \quad (8.6)$$

$$d_2^{H\phi} = K_2^\phi d_2^H; \quad (8.7)$$

где K_1^ϕ и K_2^ϕ - коэффициенты влияния угла давления защитного пласта ϕ на размеры зоны ПГД соответственно в кровлю и почву, определяемые по графику (см. рис. 8.16).

Таблица 8.3
Значения коэффициента K^P

f_s	Ширина целика 40 м					Ширина целика 60 м			
	Мощность междупластья, м								
	40	80	120	160	200	40	80	120	160
-120	1,04	1	0,96	1,05	1,15	1,16	1,13	1,09	1,55
-110	1,04	1	0,98	1,45	1,82	1,14	1,13	1,09	2
-100	1,04	1	1	1,95	2,36	1,14	1,18	1,36	2,05
-90	1,04	1,09	1,27	2	2,4	1,14	1,25	1,64	2,07
-80	1,04	1,18	1,6	2,02	2,4	1,15	1,31	1,69	2,09
-70	1,04	1,25	1,64	2,04	2,4	1,16	1,38	1,73	2,09
-60	1,04	1,31	1,65	2,05	2,4	1,19	1,43	1,76	2,19
-40	1,11	1,4	1,69	2,07	2,42	1,24	1,49	1,82	2,13
-20	1,13	1,4	1,73	2,09	2,42	1,24	1,52	1,82	2,2
0	1,07	1,4	1,73	2,09	2,4	1,18	1,49	1,8	2,24
20	0,93	1,35	1,69	2,05	2,38	1,05	1,42	1,75	2,22
30	0,84	1,29	1,68	1,36	1,64	0,96	1,38	1,73	2,18
40	0,73	1,22	1,65	0,67	0,69	0,86	1,33	1,71	1,55
50	0,45	0,72	1,05	0,62	0,65	0,76	1,27	1,67	0,69
60	0,19	0,34	0,45	0,55	0,62	0,45	0,82	1,09	0,61
70	0,16	0,31	0,45	0,55	0,58	0,16	0,31	0,45	0,55
80	0,15	0,29	0,44	0,53	0,56	0,15	0,29	0,42	0,53
100	0,13	0,26	0,41	0,51	0,54	0,13	0,27	0,36	0,5

8.4. ПРИМЕР ОПРЕДЕЛЕНИЯ РАЗМЕРОВ ЗОНЫ ПГД

Параметры зон ПГД определяют в следующей последовательности:

1. По графику (см. рис. 4.1) с учетом глубины горных работ и мощности влияющего пласта определяют ширину зоны опорного давления в плоскости пласта l .

2. Для краевых частей размеры зоны ПГД в кровлю и почву находят по табл. 8.1 с учетом ширины выработанного пространства и глубины горных работ.

3. При построении зон ПГД от целиков угля предварительно определяют минимальный размер целиков, подлежащих учету, и дополнительно значение коэффициента K , учитывающего ширину целика L . Размеры зоны ПГД от целиков в кровлю и почву рассчитывают путем умножения табличных значений d_1 и d_2 на коэффициент K .

4. С учетом установленных размеров зон ПГД в кровлю и почву и значений углов $\delta_1, \delta_2, \delta_3, \delta_4$ (см. табл. 7.5) в соответствии со схемой (см. рис. 8.9) строят зоны ПГД на разрезах по простиранию и падению. Полученные границы зон ПГД в плоскости выбросоопасного пласта переносят на планы горных работ.

5. При надработке краевых частей пластов и целиков определяют значения $K_{1(2)}^I$ и $K_{1(2)}^I$, а при подработке краевых частей пластов и целиков — значение K^P .

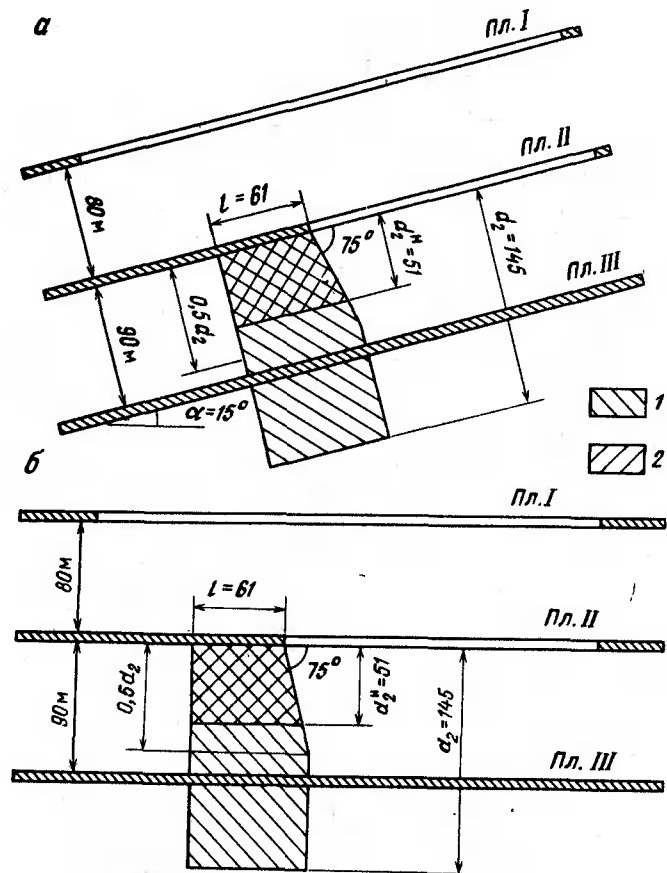


Рис. 8.17. Пример построения зоны ПГД:
1 — от одиночного пласта; 2 — от надработанного пласта

Пример. Исходные данные: шахта разрабатывает пласт III; на пласте II крайняя часть является источником ПГД; пласт I отработан. Необходимо оценить влияние краевой части пласта II на пласт III (рис. 8.17).

Строим зону ПГД от пласта II с учетом его надработки. По графикам (см. рис. 4.1) для условий разработки пласта II ($H=800$ м; $m=1,5$ м) находим ширину зоны опорного давления $l=61$ м.

В соответствии с данными табл. 8.1 для $a=200$ м принимаем $d_2=145$ м.

По графику (см. рис. 8.15) для $H=80$ м определяем $K_2^I=0,35$. Тогда с учетом влияния надработки

$$d_2^I = K_2^I d_2 = 0,35 \cdot 145 = 51 \text{ м.}$$

По таблице 7.2 принимаем угол защиты $\delta_3=75^\circ$.

9. ФИЛЬТРАЦИОННЫЕ РАСЧЕТЫ ПРИ ДЕГАЗАЦИИ И ГИДРООБРАБОТКЕ ПЛАСТОВ

9.1. ФИЛЬТРАЦИОННАЯ МОДЕЛЬ СРЕДЫ

Расчет параметров дегазации и гидрообработки, как правило, основывается на исследовании различного рода начально-граничных задач теории фильтрации. В основе математической теории фильтрации лежат три универсальные физические закономерности, выраженные в форме тех или иных фундаментальных соотношений.

Первое из этих соотношений представлено уравнениями движения жидкостей и газов. Для широкого класса задач они записываются в форме обобщенного закона Дарси, устанавливающего линейную связь между вектором средней скорости фильтрации и градиентом давления:

$$\bar{U} = (k/\mu) \text{grad } (P), \quad (9.1)$$

где \bar{U} — средняя скорость фильтрации; k — коэффициент проницаемости, характеризующий способность среды пропускать жидкости и газы; μ — кинематическая вязкость жидкости и газа; P — давление фильтрующегося вещества (флюида).

Вторым соотношением, отражающим характер изменения физических свойств фильтрующихся веществ, служит уравнение состояния, выраженное в форме закона Гука для жидкостей или законов Бойля — Мариотта, Клапейрона — Менделеева для газов.

Третье из рассматриваемых соотношений связано с уравнением неразрывности, отражающим условие сохранения массы жидкости и газа. Для плановой фильтрации оно имеет вид [22]

$$\frac{\partial(\rho m U_x)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho m U_y)}{\partial y} + \frac{\partial(mq)}{\partial t} = 0, \quad (9.2)$$

где x и y — оси в плоскости напластования; ρ — плотность фильтрующегося вещества; U_x , U_y — компоненты вектора средней скорости фильтрации соответственно по осям x и y ; q — количество фильтрующегося вещества в единичном объеме пласта.

Для неоднородных многокомпонентных сред количество вещества в репрезентативном объеме определяется как сумма всех различных фаз флюида. Применительно к угольным пластам, как правило, выделяют свободную и относительно малоподвижную связанную поверхностными силами сорбированную фазы.

Объединение перечисленных соотношений приводит к хорошо известным в математической физике дифференциальным уравнениям в частных производных, содержащим одну неизвестную функцию.

При отыскании решения однозначность достигается путем задания начальных и граничных условий. При этом начальные условия требуются лишь при исследовании нестационарных процессов. Они задаются во всех точках рассматриваемой области вплоть до ее границ в виде известной функции координат. Граничные условия в зависимости от типа границ характеризуют различные свойства потока во всех граничных точках.

Изучение фильтрации в трещинно-пористых горных породах связано с рассмотрением процессов переноса как в крупных трещинах, так и внутри пористых блоков. По отношению к трещинам блоки играют роль своеобразных источников или стоков. Для решения подобных задач в настоящее время используются две модели: модель среды с двойной пористостью и модель фильтрации с типовым блоком. Однако эти модели применимы лишь для описания линейных процессов.

Эффективным средством решения нелинейных задач может служить предложенный в работе [16] метод, основанный на моделировании свойств одного из компонентов среды соотношениями наследственного типа. Особенности строения структурных элементов среды, разнообразие законов движения и другие факторы учитываются в предложенной модели с помощью обобщенных кинетических параметров. При таком подходе угольный пласт рассматривается как две среды, вложенные одна в другую. Поры и трещины размером от 10^{-6} до 10^{-1} см образуют сложную систему сообщающихся между собой пустот, являющихся транспортными каналами при фильтрации. Процессы сорбции в них не играют существенной роли, т. к. количество сорбированного на стенках каналов флюида мало по сравнению с его количеством, находящимся в свободном состоянии. Геометрические характеристики систем транспортных каналов (густотность, свободный просвет, ориентация и т. д.) определяют важнейшее свойство пласта — его проницаемость. Системой трещин угольный пласт разбивается на отдельные структурные элементы (блоки), обладающие рядом свойств, которые позволяют считать их основными резервуарами сорбированного газа и влаги.

Вязкое течение свободного газа по системе сообщающихся между собой трещин сопровождается притоком газа, десорбирующегося из ультрапор угля. При этом режим движения газа зависит от размеров и формы пор, шероховатости их стенок и т. д. В результате движение метана в угольном пласте происходит одновременно по разным законам (вязкое течение, молекулярная и поверхностная диффузии и движение газа, растворенного в твердом веществе).

Для нахождения характеристик взаимодействия свободной и сорбированной фаз можно воспользоваться следующей формулой [16]:

$$V_s(t) = K \int_0^t \frac{\hat{a}bP(\tau)}{1 + \hat{b}P(\tau)} e^{-K(t-\tau)} d\tau, \quad (9.3)$$

где $V_s(t)$ – объем сорбированного в блоках газа; K – кинетический показатель сорбции; \hat{a} , \hat{b} – постоянные сорбции Ленгмюра; $P(\tau)$ – давление свободного газа в момент времени τ ; τ – переменная интегрирования; t – расчетный момент времени.

Согласно формулы (9.3) количество сорбированного в блоках газа в расчетный момент времени определяется всей предысторией изменения давления свободного газа и зависит как от абсолютной газоемкости угля, так и от кинетических особенностей процессов сорбции.

Следует отметить, что механизм поглощения газа угольным веществом не исчерпывается явлениями чистой адсорбции, для которых формула (9.3) является строгим теоретическим равенством.

Наряду с явлениями чистой сорбции в угле происходят значительно более сложные по своей физической сущности процессы абсорбции и хемосорбции, а также явления, связанные с объемным заполнением микропор газом. Однако, как свидетельствуют многочисленные эксперименты, принятое допущение практически не влияет на точность конечного результата и в то же время позволяет относительно легко решать вопросы, связанные с получением информации об исходных данных. В частности, параметры, фиксирующие сорбционно-кинетические свойства структурных элементов угольного пласта, могут быть определены по реакции блоков при резком сбросе давления свободного газа, реализуемом в методе ΔP . Использование вместо формулы (9.3) других, более строгих соотношений приводит к неоправданному усложнению расчетной схемы. При этом вопрос о повышении точности расчетов ввиду сложности и недетерминированности строения угольного вещества остается открытым. Последнее обстоятельство является решающим фактором для оправдания принятого нами феноменологического подхода. Кроме того, использование вместо формулы (9.3) каких-либо других определяющих соотношений не затрагивает основных принципов построения модели и расчетная схема при необходимости может быть легко скорректирована.

Соотношение (9.3) совместно с уравнением сохранения количества вещества, уравнением состояния и зависимостью вектора скорости фильтрации U_i в трещинах от вектора градиента

давления в них $\partial P/\partial x_i$, позволяют получить полную систему интегродифференциальных уравнений, описывающих нестационарную фильтрацию газа в угольных пластах:

$$\frac{\partial}{\partial t} (q_f + q_s) = \text{div}(\rho U); \quad (9.4)$$

$$\rho = \rho_0(P, T); \quad (9.5)$$

$$U_i = -\frac{K_{ij}}{\mu} \frac{\partial P}{\partial x_j}, \quad (9.6)$$

где $q_f = n_0 \rho$ и $q_s = \gamma \rho_0 V_s$ – количество соответственно свободного и сорбированного газа в единице объема горных пород (n_0 – трещинная пористость угля; γ – удельный вес угля); ρ_0 – плотность газа при атмосферном давлении; ρ – плотность газа при давлении P ; T – температура; K_{ij} – компоненты тензора трещинной проницаемости среды.

Система уравнений (9.4) – (9.6) после интегрирования в пределах от ξ до ∞ с учетом граничных условий в глубине массива $P(\infty) = P_*$ и $U_\xi = 0$, где $\xi = x - vt$ (P_* – природное давление газа; U_ξ – проекция скорости фильтрации на ось ξ ; v – скорость подвигания очистного забоя), принимает вид:

$$\frac{P(\xi)}{P_0} U_\xi = v \left\{ \frac{n_0}{P_0} [P_* - P_\xi] + \frac{\gamma \hat{a} b P_*}{1 + \hat{b} P_*} - \frac{K}{v} \int_\xi^\infty \frac{\gamma \hat{a} \hat{b} P(n)}{1 + \hat{b} P(n)} \times \right. \\ \left. \times e^{K/\mu(\xi-n)} dn \right\}. \quad (9.7)$$

Проницаемость краевой части угольного пласта удовлетворительно отражается зависимостью, предложенной в работе [37]:

$$K(\xi) = K_* [(C_k - 1) e^{-C/\xi} + 1], \quad (9.8)$$

где $C_k = K_0/K_*$, $C_k \approx 10^3$ (K_0 – проницаемость пласта на обнажении; K_* – исходная проницаемость пласта); C – постоянная, характеризующая компрессионные свойства угля; ξ_0 – расстояние до максимума опорного давления.

Выражение (9.7) с учетом зависимости (9.8) преобразуется к виду

$$v \left\{ \frac{a_0}{P_0} [1 - \beta(h)] + \frac{\hat{\gamma} \hat{a} \hat{b}}{1 + \hat{b} P_*} - \int_{\eta}^{\infty} \frac{\hat{\gamma} \hat{a} \hat{b} \beta(\xi)}{1 + \hat{b} P_* \beta(\xi)} \xi_0 \frac{K}{\gamma} \times \right. \\ \left. \times e^{\xi_0 K / \nu (\eta - \xi)} d\xi = \frac{K_* [(C_K - 1) e^{-a_0 \eta} + 1] P_*}{2 \mu P_0 \xi_0} \frac{d[\beta^2(\eta)]}{d\eta} \right. \quad (9.9)$$

где $a_0 = \xi_0 e / x_1$ (ξ_0 — коэффициент, зависящий от вида функции и скорости подвигания очистного забоя); P_0 — атмосферное давление; P_* — исходное давление газа; μ — вязкость газа; $\beta = P/P_*$.

Граничное условие $\beta/\eta = 0 = \beta_\alpha$ для выражения (9.9) отмечает, что давление газа в трещинах на обнажении равно атмосферному.

Давление газа внутри пористых блоков

$$\beta_* = \frac{I(\eta)}{ab - bP_* I(\eta)} \quad (9.10)$$

где

$$I(\eta) = \int_{\eta}^{\infty} \frac{\hat{a} \hat{b} \beta(\xi)}{1 + \hat{b} P_* \beta(\xi)} \xi_0 \frac{K}{\nu} e^{\xi_0 K / \nu (\eta - \xi)} d\xi \quad (9.11)$$

Одним из возможных способов решения выражения (9.9) может служить метод последовательных приближений. В качестве начального приближения выбирается частное решение общей системы уравнений, полученное при отсутствии эффектов, связанных с поглощением газа пористыми блоками ($K=0$). В этом случае

$$v \frac{n_0}{\rho_0} [P_* - P\xi] = \frac{k(\xi)}{2\mu\rho_0} \frac{dP^2(\xi)}{d\xi} \quad (9.12)$$

Зависимость безразмерного давления β от безразмерной координаты η ($\eta = \xi/\xi_0$) получается интегрированием выражения

(9.12) и с учетом известного граничного условия на обнажении пласта дается следующим выражением:

$$\eta = \frac{1}{\alpha_0} \ln \left[C_K \left(\frac{e^{\alpha_0} + C_K - 1}{C_K} \right)^{z(\beta) - z(\beta_0)} - C_K + 1 \right] \quad (9.13)$$

где $\alpha_0 = \ln(C_K e^{x_0} - C_K + 1)$ при $x_0 = P_* K_* C / (\nu \mu \rho_0 \alpha)$; $\xi_0 = a \alpha_0 \frac{x_1}{C}$; $z(\beta) = -[\beta + \ln(1 + \beta)]$.

Полученное частное решение используется в качестве отправной точки при организации вычислительной процедуры, которая продолжается до тех пор, пока результаты двух последующих итераций не будут достаточно близки друг другу.

Решение выражения (9.7) выполнено при значениях \hat{a} и \hat{b} , отвечающих свойствам угля пласта m_3 (Донбасс). Эти значения наиболее типичны для подавляющего большинства выбросоопасных угольных пластов Донбасса ($\hat{a} = 40 \text{ м}^3/\text{т}$; $\hat{b} = 0,03 \text{ МПа}$) (рис.9.1).

В зависимости от особенностей сорбционно-кинетических свойств угля возможны следующие виды нестационарной фильтрации (см. рис. 9.1): синхронное изменение давления газа в блоках и трещинах при $K = K_*$; дифференциация распределения давления при $K = K_* \cdot 10^{-2}$; фильтрация при практически постоянном газосодержании в угольных блоках при $K = K_* \cdot 10^{-4}$. При достаточно большой скорости сорбционных процессов нестационарная фильтрация проявляется в виде синхронного изменения давления газа в блоках и трещинах. В то же время для такого режима кривая распределения давления свободного газа характеризуется наибольшим градиентом, что в свою очередь свидетельствует о повышении выбросоопасности.

Отмеченная особенность позволяет установить тесную связь между рассматриваемыми ранее обособленно критериями определения выбросоопасности, основанными как на определении скорости газоотдачи угольного вещества (метод ΔP), так и на

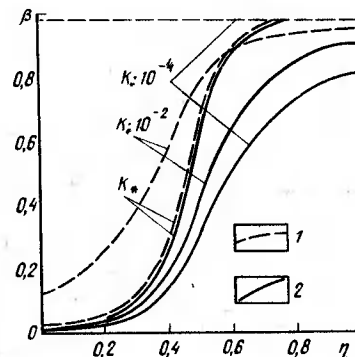


Рис. 9.1. Распределение давления газа у контура стока при различных режимах фильтрации: 1 — давление в блоках; 2 — давление в трещинах

интерпретации распределения давления свободного газа вблизи обнаженных поверхностей [37].

При уменьшении скорости сорбционных процессов в случаях дифференциации распределения давлений газа и, особенно при режиме фильтрации, характеризующемся постоянным газосодержанием в угольных блоках, становится возможным сохранить высокую метаносность угля на кромке забоя, несмотря на повышенную газопроницаемость пласта в отжатой зоне. Такое явление широко известно в практике и ранее толковалось неоднозначно. Однако полученные результаты свидетельствуют о возможности проявления фильтрации в нескольких существенно отличных друг от друга режимах и дают по этому поводу исчерпывающее физическое обоснование.

9.2. РАСЧЕТЫ ПРИ ОПРЕДЕЛЕНИИ МЕТАНОСОСНОСТИ И ВЛАГОЕМКОСТИ

Определению подлежат природная метаносность углей X ($\text{м}^3/\text{т г. м.}$), остаточная метаносность, при которой внезапные выбросы не происходят X_6 ($\text{м}^3/\text{т г. м.}$), естественная (природная) влажность W_e (%), влажность, обеспечивающая безопасные условия отработки ударо- и выбросоопасных пластов, W_6 (%), норма увлажнения (удельный расход воды) при гидрообработке N (л/т).

Методика расчета метаносности для условий Донецкого бассейна, разработанная МакНИИ, предназначена для углей с выходом летучих веществ V от 45 до 3%. Исходной информацией для расчета служат технический анализ проб угля, глубина залегания пласта H (м) и границы метановой зоны H_0 (м), температуры угля T ($^{\circ}\text{C}$) и давление газа в пласте P (МПа).

$$\text{Температура угля в пласте} \\ T = T_0 + H/\Gamma, \quad (9.14)$$

где T_0 – среднегодовая температура земной поверхности, $^{\circ}\text{C}$; Γ – геотермическая ступень, $\text{м}/^{\circ}\text{C}$.

$$\text{Давление газа в пласте} \\ P = 0,15 + 0,01 (H - H_0). \quad (9.15)$$

Природная метаносность с учетом формул (9.14) и (9.15)

$$X = \frac{157e^{0,015T}}{0,0229 + 0,00192V + (1,26 + 0,176V)/P} + \\ + [10,62 - 0,496V + 0,00026 (V^3)] P / (273 + T). \quad (9.16)$$

Обеспечивающая отсутствие выбросов угля и газа остаточная метаносность, полученная путем статистического анализа условий их проявлений в Донецком бассейне,

$$X_6 = 54,08/V + 5,04. \quad (9.17)$$

Аналогичная методика расчета природной и безопасной метаносности для условий Кузнецкого, Карагандинского и Печорского бассейнов разработана ВостНИИ и приводится в соответствующих нормативных документах.

Условием эффективности гидрообработки опасных пластов является достаточно полная замена газа в поровом пространстве угля влагой или его иммобилизация в сорбционном объеме. Безопасный уровень влажности, отвечающий этому условию,

$$W_6 \approx 0,85W_n, \quad (9.18)$$

где W_n – полная влагоемкость угля.

Норма увлажнения с коэффициентом запаса 0,15–0,2

$$N = 10 (W_n - W_6). \quad (9.19)$$

При расчете нормы увлажнения необходимо учитывать сжимаемость угля и уменьшение емкости порового пространства с увеличением глубины разработки. Тогда

$$N = 10 [(e_0 - a\sigma)/\rho_y - W_e], \quad (9.20)$$

где e_0 – коэффициент пористости угля; a – коэффициент сжимаемости угля; σ – средние напряжения, действующие на пласт; ρ_y – плотность минеральной части угля.

При давлении 10 МПа и более, которое достигается на глубинах свыше 400 м, полная влагоемкость углей, как правило, не превышает их максимальной гигроскопической влагоемкости ($W_{\text{мг}}$). В этом случае для практических расчетов нормы увлажнения можно ограничиться более простой формулой:

$$N = 10 (W_{\text{мг}} - W_6). \quad (9.21)$$

При меньшей глубине залегания следует пользоваться формулой

$$N = 10 (W_{n0} - W_6), \quad (9.22)$$

где W_{n0} – полная влагоемкость угля в условиях разгрузки [10, 11].

Для практических расчетов норму увлажнения удобнее выражать в единицах объема воды на единичный объем угля:

$$N_0 = \rho N, \quad (9.23)$$

где ρ – плотность угля.

9.3. РАСЧЕТЫ ПРИ ОПРЕДЕЛЕНИИ ПРОНИЦАЕМОСТИ

Расчет проницаемости трещиноватой деформируемой среды. Схема получения аналитического выражения проницаемости может считаться универсальной и применительно к упругой среде с изо-

тропным распределением систем трещин показана в работах Е. С. Ромма.

Сначала выбирается некоторая эквивалентная модель среды, структура порового пространства которой соответствует усредненным геометрическим характеристикам порового пространства рассматриваемых типов горных пород.

Затем используется какое-либо газо- или гидродинамическое соотношение, связывающее скорость течения флюида в единичном канале \bar{v} с градиентом давления $\nabla\bar{P}$. При этом возможны два подхода. В первом случае соотношения, отражающие характер движения жидкостей и газов, рассматриваются независимо друг от друга и для каждого процесса формулируется исходя из соответствующих физических представлений. Во втором случае для описания движения жидкостей и газов используют однотипные соотношения, оговаривая диапазон условий, обеспечивающих справедливость указанного приема.

Для перехода от скорости течения флюида в отдельных порах к средней скорости фильтрации необходимо отнести его суммарный расход в поперечных к каналам сечениях к единице их площади. При этом скорость фильтрации выражается через скорость течения в единичных трещинах зависимостью Дюпюи - Форхгеймера. Учитывая подобным образом все каналы, в итоге получают линейное соотношение между вектором средней скорости фильтрации и вектором градиента давления, множителем в котором является тензор проницаемости.

Для описания порового пространства горных пород используется модель, характеризующаяся наличием различно ориентированных и сгруппированных в системы трещин. При этом в роли универсального газогидродинамического соотношения, отражающего закономерности течения жидкостей и газов в щелевидных каналах, выступает уравнение Буссинеска

$$\bar{v}(m) = -\frac{b^2}{12\mu} (\nabla\bar{P} \bar{m}) \bar{m}, \quad (9.24)$$

где \bar{m} - единичный вектор, лежащий в плоскости трещины вдоль проекции $\nabla\bar{P}$ на плоскость трещины; b - ширина раскрытия трещины; $\nabla\bar{P} \bar{m}$ - скалярное произведение, определяющее значение проекции $\nabla\bar{P}$.

Если выразить скорость течения непосредственно через градиент давления и перейти от скорости течения в единичных каналах к средней скорости фильтрации, определяемой системой трещин с нормалью \bar{n} , то

$$\bar{U}(n) = -\frac{b^2 m_0(n)}{12\mu} (I - nn) \nabla\bar{P}, \quad (9.25)$$

где $m_0(n)$ - просветность системы трещин с нормалью \bar{n} ; I - единичный тензор; nn - векторная диада.

Для нахождения средней скорости фильтрации \bar{U} необходимо проинтегрировать выражение (9.25) по всем системам трещин. В случае конечного числа трещин это обычная сумма. Если же систем трещин много, то удобно ввести плотность распределения трещин $a(n)$ и выполнять интегрирование по всем n в полусфере S единичного радиуса. Противоположному направлению, дополняющему пролусферу до полной сферы, отвечают те же системы трещин и учитывать их дважды не следует.

В случае, когда трещины распределены крайне неравномерно, учет явно выраженных систем трещин производится включением в непрерывную плотность распределения соответствующих δ -функций. При этом дискретное и континуальное распределение систем трещин описывается одной формулой и выражение для средней скорости фильтрации приобретает вид [15]

$$\bar{U} = \frac{1}{12\mu} \int_S a(n) b^2(n) m_0(n) (I - nn) dS \nabla\bar{P}. \quad (9.26)$$

Тензорный множитель

$$K = \frac{1}{12} \int_S a(n) b^2 m_0(n) (I - nn) dS \quad (9.27)$$

определяет связь между скоростью фильтрации и градиентом давления и представляет по определению тензор проницаемости. Он симметричен и как всякому симметричному тензору второго ранга ему отвечают три главных направления и три главных значения K_1, K_2, K_3 по этим направлениям.

Оценка проницаемости при упругом деформировании. При упругом деформировании новые трещины не образуются и главное значение в изменении проницаемости имеет сжатие или раскрытие первоначальных трещин.

Проницаемость деформируемых горных пород оценивается по формуле

$$K^c = \frac{1}{12} \int_S q(n) (1 + \epsilon_{nn}^c / m_0)^3 (I - nn) dS, \quad (9.28)$$

где $q(n) = a(n) m_0^3(n) L_1^2(n)$ - функция, характеризующая проницаемость K_0 в недеформированном состоянии ($L_1 = b_0(n) + L(n)$; $L(n)$ - расстояние между стенками смежных трещин); ϵ_{nn}^c - нормальная κ плоскости трещин деформация.

В случае, когда трещины распределены анизотропно, но нет сильного преобладания какой-либо одной или двух систем трещин, можно принять

$$q(n) = a_1 \sin^2 \theta \cos^2 \varphi + a_2 \sin^2 \varphi + a_3 \cos^2 \theta,$$

где a_1, a_2, a_3 – постоянные, связанные с главными значениями K_{01}, K_{02}, K_{03} тензора проницаемости; θ, φ – соответственно азимутальный и полярный углы сферической системы координат.

Главные значения тензора проницаемости

$$K_{01} = \pi (a_1 + 2a_2 + 2a_3)/45; \quad K_{02} = \pi (2a_1 + a_2 + 2a_3)/45; \quad K_{03} = \pi (2a_1 + 2a_2 + a_3)/45. \quad (9.29)$$

При $a_i \neq a_j$ максимум отношения K_{0i}/K_{0j} , получающийся по соотношениям (9.29), равен двум, т. е. анизотропия начальной проницаемости при отсутствии ярко выраженных систем трещин сравнительно невелика. Влияние неравнокомпонентности направлений нередко с избытком превышает роль начальной анизотропии, что дает основание в подавляющем большинстве случаев использовать уравнения (9.27) и (9.28) при постоянных q и m_0 :

$$K^c = \frac{q}{12} \int_S (1 - \varepsilon_{nn}^c/m_0)^3 (I - nn) dS. \\ K_0 = \pi q/9. \quad (9.30)$$

Случаю $a_1 = a_2 = a_3$ отвечает изотропия начального распределения трещин. При этом

$$a_n = M/2\pi; \quad m_0 = b_0/(b_0 + L); \quad L_1 = b_0 + L,$$

где M – общее число систем трещин.

Тогда $q(n) = Mb_0^2/2\pi(b_0 + L)$ и выражение (9.30) принимает вид

$$K^c = \frac{3}{4\pi} K_0 \int_S (1 + \varepsilon_{nn}^c/m_0)^3 (I - nn) dS; \quad (9.31)$$

$$K_0 = Mb_0^3/18(b_0 + L). \quad (9.32)$$

Отметим, что в случае трех ортогональных одинаковых систем трещин из выражения (9.32) как частный случай следует известная формула Козени – Кармана

$$K_0 = n_0^3/1,5S_V^2, \quad (9.33)$$

где n_0 – пористость; S_V – площадь поверхности твердых частиц в единице объема.

При достаточно интенсивной трещиноватости (например, при $L = b_0 = 10^{-4}$ см и $M = 3$) проницаемость горных пород в разгруженном состоянии как по выражению (9.32), так и выражению (9.33) равна $1/12 \cdot 10^{-8}$ см².

При преобладании одной системы трещин (например, системы с нормалью $\theta = 0$) для главных составляющих $K_1^2, K_2^2, K_{01}, K_{02}$ в плоскости трещин

$$K_1^c = K_2^c = K_{01} (1 - \varepsilon_v^c/m_0^c)^3; \quad K_{01} = K_{02} = q/12, \quad (9.34)$$

где, как и в выражении (9.34), q и m – постоянные, обладающие простым физическим смыслом. Первая из них характеризует проницаемость в разгруженном состоянии, а вторая равна модулю деформации сжатия ε_v^c , при которой проницаемость практически равна нулю. В частности, проницаемость горных пород, обладающих пористостью 0,1%, при деформации сжатия $\varepsilon_v^c = 5 \cdot 10^{-4}$ изменяется всего на один порядок, а при $\varepsilon_v^c = 9 \cdot 10^{-4}$ – уже на три порядка.

При отсутствии ярко выраженных систем трещин и для случая осесимметричного деформирования из формулы (9.28)

$$K_{zz}^c = K_0 \left[1 + \frac{3}{5} C (4\varepsilon_x + \varepsilon_z) + \frac{3}{35} C^2 (24\varepsilon_x^2 + 8\varepsilon_x\varepsilon_z + 3\varepsilon_z^2) + \frac{1}{135} C^3 (64\varepsilon_x^3 + 24\varepsilon_x^2\varepsilon_z + 12\varepsilon_x\varepsilon_z^2 + 5\varepsilon_z^3) \right]; \\ K_{xx}^c = K_{yy}^c = K_0 \left[1 + \frac{3}{5} C (3\varepsilon_x + 2\varepsilon_z) + \frac{3}{35} C^2 (16\varepsilon_x^2 + 10\varepsilon_x\varepsilon_z + 9\varepsilon_z^2) + \frac{1}{105} C^3 (40\varepsilon_x^2 + 24\varepsilon_x^2\varepsilon_z + 21\varepsilon_x\varepsilon_z^2 + 20\varepsilon_z^3) \right], \quad (9.35)$$

где $C = (b_0 + L)/b_0$; $K_0 = \frac{1}{12} q_0$; $\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z$ – компоненты тензора напряжений.

Оценим изменение проницаемости при отсутствии возможности расширения в плоскости x, y . Будем считать, что первоначально изотропная горная порода в разгруженном состоянии обладает проницаемостью, равной 0,1 мД. Допустим также, что образец представлен породой с достаточно интенсивной трещиноватостью ($C \approx 10^3$) и деформация упругого сжатия под действием осевой нагрузки равна 10^{-3} . В этом случае после деформирования согласно выражений (9.35) $K_{zz}^c = 0,04$ мД и $K_{xx}^c = 0$.

Формулы, отражающие изменение проницаемости при неравнокомпонентном деформировании, могут быть получены аналогичным образом.

Оценка проницаемости при необратимом деформировании. Учет новых систем трещин при необратимых деформациях в силу ло-

кализации последних на площадках скольжения осуществляется путем введения в функцию плотности распределения систем трещин дополнительного слагаемого $\Delta a(\epsilon^p)$ в виде набора δ -функций для плоскостей сдвига. В этом случае проницаемость [19]

$$K = \frac{1}{12} \int_S [a(n) + \Delta a(\epsilon^p)] L_1^2 (m_0 + \epsilon_{mm})^3 \times (I - nn) dS. \quad (9.36)$$

При чисто упругих деформациях $\epsilon^p = 0$ и $\Delta a(\epsilon^p) = 0$ и выражение (9.3) для тензора проницаемости совпадает с формулой (9.28).

При $\epsilon^p \neq 0$ формула (9.36) разбивается на два слагаемых, одно из которых (K^e) отвечает упругим, т. е. обратимым изменениям проницаемости, а другому (K^p) соответствуют необратимые изменения:

$$K = K^e + K^p. \quad (9.37)$$

При этом

$$K^p = \frac{1}{12} \sum_{i=1}^r L_{ij}^2 (\epsilon_{im}^p)^3 (I - nn), \quad (9.38)$$

где i - индекс системы плоскостей скольжения с нормалью \bar{n} ; r - число таких систем; L_{ij} - расстояние между трещинами в i -й системе.

При необратимых деформациях горных пород, особенно в условиях одноосного сжатия, происходит значительное разрыхление материала, в силу чего деформация по некоторым направлениям оказывается положительной и большой. Это приводит к росту слагаемого K^p , входящего в формулу (9.37), и общая проницаемость определяется конкуренцией членов K^e и K^p . В итоге зависимость проницаемости от напряжений становится весьма сложной и неоднозначной. Именно такой сложный и неоднозначный характер изменения проницаемости при переходе от допредельного к запредельному деформированию и фиксируется на практике.

Расчет необратимых изменений проницаемости производится следующим образом. При необратимом деформировании плоскости скольжения ориентируются под углом $\pi/4 - \rho/2$ (ρ - угол внутреннего трения) к направлению наибольшего из действующих главных напряжений. Моделью деформирования в этом случае может служить скольжение по парам таких площадок, одна из которых параллельна оси y , а другая - оси x .

Нетрудно заметить, что для тензора K^p выбранная система координат x, y, z так же, как и для K^e , является главной.

Компоненты тензора K^e в этом случае

$$\begin{aligned} K_{zz}^e &= \frac{1}{96} (1 + \sin \rho) \{ [\rho_x^e + \epsilon_x^e + (\epsilon_x^e - \epsilon_x^p) \sin \rho]^3 L^2 + \\ &+ L_2^2 [\epsilon_y^e + \epsilon_y^e + (\epsilon_y^e - \epsilon_y^p) \sin \rho]^3 \}; \\ K_{xx}^e &= \frac{1}{48} \left\{ \frac{L_1^2}{2} [\epsilon_x^e + \epsilon_x^e + (\epsilon_x^e - \epsilon_x^p) \sin \rho]^3 (1 - \sin \rho) + \right. \\ &+ \left. L_2^2 [\epsilon_y^e + \epsilon_y^e + (\epsilon_y^e - \epsilon_y^p) \sin \rho]^2 \right\}; \\ K_{yy}^e &= \frac{1}{48} \left\{ \frac{L_2^2}{2} [\epsilon_y^e + \epsilon_y^e + (\epsilon_y^e - \epsilon_y^p) \sin \rho]^2 (1 - \sin \rho) + \right. \\ &+ \left. L_1^2 [\epsilon_x^e + \epsilon_x^e + (\epsilon_x^e - \epsilon_x^p) \sin \rho]^3 \right\}, \end{aligned} \quad (9.39)$$

где L_1, L_2 - среднее расстояние между площадками скольжения в первой и второй системах трещин; $\epsilon_x^e, \epsilon_y^e, \epsilon_z^e$ - главные значения тензора пластических деформаций.

В случае осесимметрического деформирования формулы (9.39) существенно упрощаются:

$$\begin{aligned} K_{zz}^e &= \frac{1}{48} L^2 (1 + \sin \rho) [\epsilon_x^e + \epsilon_x^e + (\epsilon_x^e - \epsilon_x^p) \sin \rho]^3; \\ L_{xx}^e = K_{yy}^e &= \frac{1}{2} K_{zz}^e (3 - \sin \rho) (1 + \sin \rho). \end{aligned} \quad (9.40)$$

В простейшем случае при $\rho = \pi/2$, т. е. когда трещины прорастают в направлении оси z ,

$$K_{zz}^e = 2K_{xx}^e.$$

Анизотропия при этом сравнительно невелика. Однако если учесть, что при запредельном деформировании скольжение локализуется преимущественно в одной системе плоскостей, то можно ожидать и более сильной анизотропии фильтрационных свойств. Действительно, в этом случае (при $\epsilon_y^p = 0$) в соответствии с формулами (9.39)

$$K_{yy} = K_{zz} = \frac{1}{6} L^2 (\epsilon^p)^2.$$

При характерных значениях $\epsilon^p \approx 10^{-2}$ и $L = 10^{-1}$ см значение $K_{\text{пр}} = 1/6 \cdot 10^{-8}$ см², т. е. достигает порядков единиц дарси. В то же время при тех же значениях ϵ^p и L $K_{\text{тр}} = 0$. Следовательно, анизотропия проницаемости при запредельном деформировании может достигать практически любых значений.

Оценка проницаемости в натуральных условиях. Значения проницаемости определяются экспериментально с помощью методов площадного и временного прослеживания изменений давления газа при дренировании пласта скважинами или экспресс-методом «откачка – нагнетание». Соответствующие этим значениям проницаемости нормальные к напластованию деформации фиксируются при помощи глубинных реперов. Конкретизация аналитических соотношений выполняется по результатам совместного анализа значений проницаемости и деформаций.

Расчетная схема, используемая для определения проницаемости экспресс-методом, основывается на решении задачи о взаимодействии двух совершенных скважин в неограниченном пласте. Одна из скважин служит источником, а другая стоком. При этом проницаемость

$$K = \frac{2Q\mu P_0 \ln [2x_0/(2r_c)]}{\pi m(P_n^2 - P_n^2)}, \quad (9.41)$$

где Q – дебит приемной скважины; P_0 – атмосферное давление; $2x_0$ – расстояние между скважинами; r_c – радиус скважины; m – мощность пласта; P_n , P_n – давление флюида в нагнетательной и приемной скважинах.

Уравнение (9.41) может быть использовано для определения коэффициента проницаемости в том случае, когда пара скважин пересекает пласт по нормали к напластованию. В других случаях вместо фактического радиуса r_c в формуле (9.41) используется фиктивный радиус r_ϕ скважины, фильтрующая поверхность которой равна поверхности реальной скважины:

$$r_\phi = r_c l_\phi / m, \quad (9.42)$$

где l_ϕ – длина фильтрующей части скважины.

В практике исследований достаточно часто встречаются случаи, когда скважины заложены в плоскости напластования. Расчетная схема для определения коэффициента проницаемости при этом должна описывать взаимодействие двух несовершенных скважин в пласте-полосе неограниченной мощности. Точное решение задачи о работе одиночной скважины в неограниченном по площади пласте бесконечной мощности получено Н. Н. Веригиным.

При работе двух скважин в режиме «откачка – нагнетание» дебит

$$Q = \frac{\pi K l_\phi (P_n^2 - P_n^2)}{\mu P_0 N(\bar{l}, \bar{c})}, \quad (9.43)$$

где l_ϕ – фактическая глубина герметизации; $N(\bar{l}, \bar{c})$ – функция влияния несовершенной скважины; $(\bar{l} = l_\phi/r$ – приведенная длина фильтра; $\bar{c} = l/l_\phi$ – приведенная глубина герметизации).

Для точного решения задачи о взаимодействии двух несовершенных скважин в пласте-полосе бесконечной мощности с непроницаемыми границами достаточно использовать методы зеркального отражения и суперпозиции. В этом случае дебит приемной скважины

$$Q = \frac{\pi K l_\phi (P_n^2 - P_n^2)}{\mu P_0 \sum_1^n N(\bar{l}, \bar{c})}. \quad (9.44)$$

В связи с тем, что однократное отражение скважины относительно границ обеспечивает точность решения порядка 5%, в формуле (9.44) достаточно ограничиться шестью первыми членами суммы.

Примерную оценку коэффициента проницаемости при заложении скважин в плоскости пласта можно получить проще, сделав допущение о совершенном характере скважин по формулам, аналогичным формуле (9.42). Структура формул имеет вид

$$K = c_0 c_n \frac{Q}{P_n^2 - P_n^2}, \quad (9.45)$$

где $c_0 = 2\mu P_0 / (\pi l_\phi)$.

Значения коэффициента c_n для типовых случаев приведены ниже, где b и c – расстояния от скважин до почвы и кровли пласта:

Неограниченный пласт, при заложении скважин по нормали к напластованию	$c_1 = \ln(Lx_0/r_c)$
Пласт-полоса с непроницаемыми границами при заложении скважины в плоскости, параллельной напластованию, и $b = c$	$c_2 = \ln[2x_0(x_0^2 + b^2)/(r_c b^2)]$
Пласт-полоса с непроницаемыми границами при заложении скважин в плоскости, нормальной к напластованию:	
при $b = c$	$c_3 = \ln[2x_0(x_0 + b)/(r_c b)]$
при $b \neq c$	$c_3 = 0,5 \ln[4x_0(x_0 + b) \times (x_0 + c)/(r_c b^2)]$

Выполненный на ЭВМ расчет изменений проницаемости крутых надрабатываемых угольных пластов при глубине их залегания 800–1000 м и мощности междупластий 40, 65 и 85 м показал, что с увеличением мощности междупластья диапазон изменения проницаемости на различных по отношению к наработке участках выбросоопасного пласта значительно сужается. В частности, при мощности междупластья 40 м в зоне максимальной разгрузки происходит 20–25-кратное увеличение исходной проницаемости, тогда как при мощности междупластья 85 м – всего

лишь 5-кратное. Отмеченная особенность весьма существенно отражается на закономерностях процессов фильтрации в угольных пластах и играет решающую роль в задачах по оптимизации сетей дегазационных скважин, устраняющих выбросоопасность угольных пластов за пределами защищенных наработкой зон.

9.4. РАСЧЕТЫ СХЕМ ДЕГАЗАЦИИ

Методика моделирования дегазации наработываемых угольных пластов. При искусственной дегазации выбросоопасных угольных пластов наибольший интерес представляют условия, когда фильтрация через породы междупластья отсутствует. В противном случае отпадает сама необходимость в искусственной дегазации как мероприятия по предотвращению внезапных выбросов.

По принятой технологии ряд дегазационных скважин бурят из полевых выработок наработываемого пласта до пересечения с этим пластом еще до подхода наработывающей лавы. Следовательно, некоторое время скважины работают в условиях пригрузки при очень низкой проницаемости. Затем при переходе наработывающим очистным забоем места пересечения с пластом дегазационных скважин этот ряд оказывается в наработанной зоне и некоторое время действует в условиях частичной разгрузки от горного давления, т. е. в условиях с повышенной проницаемостью. На последней стадии при значительном отходе наработываемого забоя скважины функционируют в зоне частичного восстановления горного давления, т. е. в зоне со снижающейся проницаемостью. Поскольку новые скважины бурятся непрерывно, то все последующие их ряды поочередно проходят все указанные фазы. Поэтому исследование эффективности систем дегазационных скважин необходимо проводить с учетом пространственной неоднородности пласта по проницаемости, изменяющейся во времени.

В связи с преимущественным использованием нисходящего порядка отработки горизонтов на момент начала бурения вышележащие этажи, как правило, бывают уже отработаны. Следовательно, верхняя (по падению) кромка пласта, примыкающая к выработанному пространству, может рассматриваться как свободная граница области фильтрации. Часть пласта, расположенная под нижней границей подготовленного для дегазации этажа, попадает в зону влияния опорного давления от очистных работ наработываемого пласта, в которой проницаемость угольных пластов минимальна. Линия с наименьшей проницаемостью соответствует нижней непроницаемой границе области фильтрации и ее положение для конкретных междупластий определяется по результатам расчетов соответствующих полей проницаемости. По простиранию пласта область фильтрации в обе стороны не лимитирована, в силу чего граничные условия со-

ответствуют удаленному на бесконечность контуру питания с постоянным уровнем. Условия на внутренних границах (стенках дренажных скважин) задаются в виде фиксированных значений давлений, соответствующих создаваемому в дегазационном ставе разрежению. Что касается начальных условий, то при их задании необходимо учитывать наличие свободной границы, формирующей в примыкающей к ней области зону газовой депрессии. Экспериментально установлено, что зона газовой депрессии в среднем распространяется вглубь пласта не более чем на 40–50 м, а в 20–30 м от свободной поверхности пластовое давление газа восстанавливается примерно до значения $0,7P_*$, где P_* – исходное давление газа в угольном пласте.

Наиболее эффективным методом исследования рассматриваемого класса задач является моделирование [22]. Не вдаваясь в подробности разнообразных способов моделирования, отметим, что к настоящему времени при исследовании фильтрации наибольшее распространение и признание получили электроаналоговые сеточные модели, обеспечивающие простоту и высокую точность решения.

Переход от фильтрационных характеристик к электрическим выполняется с соблюдением необходимых критериев подобия и дается в виде следующих выражений:

$$R_c = \frac{\mu}{2\pi K m \alpha_1} (\ln \Delta x_{cp} / r_c - 1,45); \quad (9.46)$$

$$R_x = \frac{\mu \Delta x}{\alpha_1 m K_x \Delta y}; \quad (9.47)$$

$$R_y = \frac{\mu \Delta y}{\alpha_1 m K_y \Delta x}; \quad (9.48)$$

$$R_t = \frac{\Delta t}{\alpha_1 \Delta x \Delta y \Phi(u)}, \quad (9.49)$$

где R_c – сопротивление, подключаемое к соответствующим местоположению дренажных скважин узлам модели, которое компенсирует неравенство фильтрационных сопротивлений радиального и плоскопараллельного потоков в пределах расчетного блока, Ом; μ – динамическая вязкость газа, Па · с; Δx_{cp} – средний размер блока, прилегающего к скважине, м; r_c – радиус дегазационной скважины, м; K – средняя проницаемость блока, м²; m – мощность пласта, м; α_1 – масштабный коэффициент, который выбирается исходя из наличия сопротивлений; R_x и R_y – сопротивления электрической модели соответственно по осям x и y , Ом; Δx и Δy – шаг дискретизации области фильтрации соответственно по осям x и y , м; K_x , K_y – средние значения проницаемости в окрестностях рассматриваемой точки соответственно по осям x и y ; R_t – сопротивление, необходимое при решении нестационарных

задач и определяемое шагом дискретизации во времени Δt и емкостными свойствами моделируемой среды $\Phi(u)$, Ом.

В сеточных моделях подобного типа путем подбора сопротивлений R_x и R_y довольно просто имитируется фильтрационная неоднородность среды. Кроме того, в модели предусмотрена возможность изучения различного рода нелинейных процессов, в которых емкостные свойства среды изменяются в зависимости от значения искомой функции. Для этого некоторые сопротивления электрической модели (R_x) меняются по ходу решения задачи в соответствии с изменяющимися параметрами фильтрационного потока.

Характер нелинейности рассматриваемой задачи определяется теми особенностями нестационарной фильтрации газа в угольных пластах, которые были получены при решении задачи в разд. 9.1. Как следует из рис. 9.1, для выбросоопасных пластов, обладающих повышенной скоростью газоотдачи ($K = K_x$) нестационарная фильтрация проявляется в виде синхронного изменения давления газа в блоках и трещинах. Дальнейшая активизация сорбционных процессов ($K > K_x$) не изменяет вида кривых распределения давления. В какой-то мере этих результатов можно было ждать априорно, т. к. режим фильтрации при $K = K_x$ свидетельствует о полном исчезновении каких-либо эффектов, связанных с запаздыванием изменения давления в блоках по отношению к изменению давления в газопроводящих трещинах. Очевидно, что дальнейшее увеличение скорости сорбционно-кинетических процессов характера рассматриваемых явлений не изменяет. Следовательно, решение системы уравнений (9.4) – (9.6), полученное для выбросоопасных угольных пластов, отвечают своеобразному случаю безынерционного проникновения газа в блоки. Общая система уравнений (9.4) – (9.6) в этом случае путем предельного перехода при $K \rightarrow \infty$ приводится к виду

$$\Phi(u) \frac{\partial u}{\partial t} = \frac{K(x, y, t)}{\mu} \Delta u; \quad (9.50)$$

$$\Phi(u) = \frac{1}{\sqrt{u}} \left[m - \frac{\hat{a}\hat{b}\sqrt{u_0}}{(1 - b\sqrt{u})^2} \right], \quad (9.51)$$

где $u(x, y, t) = P^2(x, y, t)$.

Нелинейность полученного уравнения обусловлена двумя факторами. Первый из них связан с существенной нелинейностью процессов адсорбции, а второй – с компрессионными свойствами газов. Характер нелинейности определяется видом функции (9.51), зависящей от u . Трудоемкость электромоделирования нелинейных задач предопределяет необходимость в обосновании эффективных приемов линеаризации. Использование удач-

но выбранной (в зависимости от характера решаемой задачи) значения параметра линеаризации может обеспечить высокую точность полученного конечного результата.

Для этого в выражении (9.51) переменная величина $P(x, y, t)$ заменяется константой, равной $0,86P_*$.

Погрешности, вносимые принятой линеаризацией, невелики и находятся в пределах 4–7%. Такая точность оценки параметров нестационарного потока вполне удовлетворительна, в связи с чем она может служить достаточным обоснованием для использования указанной линеаризации.

При моделировании необходимо учитывать изменение поля проницаемости во времени, которое заключается в синхронном перемещении поля вслед за подвиганием надрабатывающего очертания забоя и последовательном попадании рядов дегазационных скважин на участки с различной проницаемостью. Поэтому шаг квантования по времени необходимо выбирать таким образом, чтобы надрабатывающий забой за отрезок времени Δt переместился на расстояние, не превышающее Δx .

Смещение поля проницаемости относительно дегазационных скважин имитируется на модели при помощи перестановки соответствующих сопротивлений. При этом полученные на предыдущем шаге значения поля напряжений сдвигаются относительно узлов модели вместе с указанными сопротивлениями.

При изменении местоположения скважин относительно поля электропроводности дополнительные сопротивления становятся также переменными.

Для оценки эффективности дегазации допустим следующий подход. Электрическим потенциалом на модели отвечают средние значения давления газа в пределах участков (блоков) пласта с размерами Δx и Δy . Так как блоки зачастую имеют различные размеры, то для оценки средних давлений в какой-либо области, состоящей из нескольких блоков, можно воспользоваться следующей формулой:

$$P_{\text{ср}} = \sum_{i=1}^n P_i S_i / S, \quad (9.52)$$

где S_i – площадь i -го блока, м^2 ; S – площадь всей области, м^2 .

Такое средневзвешенное остаточное давление газа считается показателем дегазации какой-либо области.

Рассчитывая указанным способом среднее газовое давление в пределах нескольких полос, ориентированных по падению пласта и охватывающих всю высоту этажа, можно определить средний уровень остаточного давления газа на различном расстоянии по отношению к фронту надработки. Если в полосе среднее давление газа окажется ниже безопасного уровня, регламентированного работой [7], схема дегазации считается эффективной и ее можно рекомендовать для конкретных условий. При этом на-

ряду с параметрами систем дегазационных скважин необходимо учитывать и расстояние от фронта наработки, на котором достигается безопасное значение остаточного давления газа.

Закономерности фильтрации газа в наработываемых угольных пластах определяются в первую очередь влиянием двух основных факторов: первый – сильное влияние наработки на фильтрационные свойства угольных пластов, второй – существенная зависимость параметров фильтрационного потока от исходной газоносности выбросоопасных пластов. В связи с этим изучение процессов искусственной дегазации осуществляется в два этапа. На первом этапе оптимизируются схемы дегазации для различных условий наработки при фиксированном среднем значении газоносности (например, $17 \text{ м}^3/\text{т}$). На втором этапе устанавливается степень влияния газоносности на эффективность каждой схемы и определяются рекомендации по их корректировке в случае увеличения или уменьшения природной газоносности относительно среднего уровня.

Моделирование работы дегазационных скважин на наработываемых угольных пластах в Центральном районе Донбасса. На рис. 9.2 изображено пространственное расположение систем скважин, принятых для исследования процессов дегазации наработываемых выбросоопасных угольных пластов при мощности междупластья 40, 65 и 85 м. При анализе работы данных систем характеристики поля проницаемости выбирались в соответствии с решением, отвечающим рассматриваемым вариантам наработки.

Изменение интенсивности снижения давления газа при увеличении мощности междупластья показано на рис. 9.3, где изображены кривые, отвечающие некоторым наиболее неблагоприятным точкам угольного пласта*.

Моменту времени, отвечающему переходу скважин из ненаработанной зоны в наработанную, на рис. 9.3 соответствует вертикальная штриховая линия. Область, расположенная левее отмеченной линии, характеризуется динамикой снижения пластового давления газа в зоне влияния опорного давления в очистных работах на вышележащем пласте, а правее – в зоне разгрузки.

Из графиков видно, что при увеличении мощности междупластья эффективность работы скважин в зоне, расположенной до подхода наработывающей лавы, несколько выше. Если при $h_2 = 40$ м снижения давления в этой зоне практически нет, то при $h_2 = 65$ м и тем более при $h_2 = 85$ м снижение давления становится ощутимым. Зато в зоне активной разгрузки процесс дегазации протекает с наибольшей интенсивностью при меньшей

* Хотя равномерность дегазации по высоте этажа в среднем соблюдается, все же есть точки, в которых значения остаточного давления газа превышают средний уровень примерно на 10–15%.

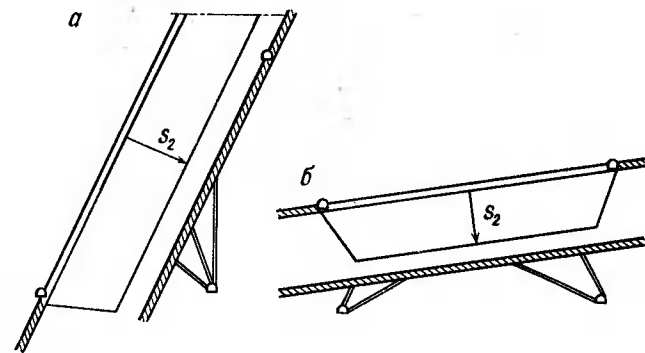


Рис. 9.2. Схемы расположения дегазационных скважин на крутых (а), наклонных и пологих (б) пластах

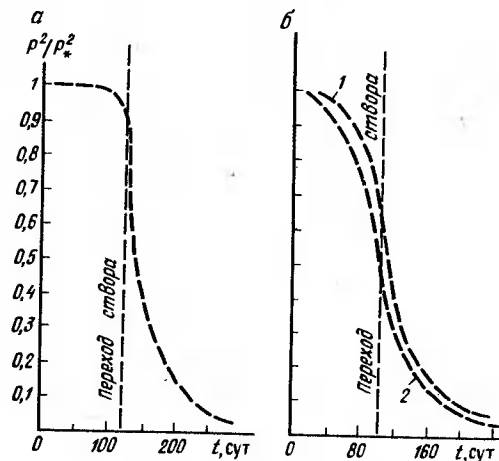


Рис. 9.3. Интенсивность снижения скважинами давления газа в наработываемом пласте при мощности междупластья 40 (а), 60 и 85 м (б, соответственно кривые 1 и 2)

мощности междупластья. Это как раз и подчеркивает резкое изменение режима работы дегазационных скважин в условиях относительно малых мощностей междупластья, где зоны пригрузки и разгрузки выражены наиболее явно.

Характерной особенностью рассматриваемых процессов является довольно быстрое установление квазистационарного режима дегазации. На рис. 9.4 изображены кривые снижения давления газа в произвольных точках угольного пласта, лежащих на одной прямой, параллельной направлению подвигания наработывающего забоя и отстоящих друг от друга на расстоянии $2\mu\Delta t$. Для оценки изменения давления в некоторой фиксированной точке в движущейся системе координат, связанной с наработывающим забоем, необходимо проследить динамику изменения давления в указанных точках, последовательно переходя от анализа одной точки к другой. Из рис. 9.4 видно, что

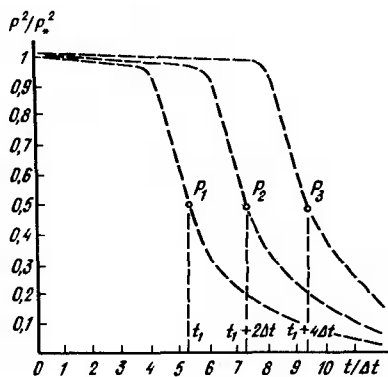


Рис. 9.4. Динамика газовой депрессии на надрабываемом пласте при дегазации скважинами в зоне разгрузки

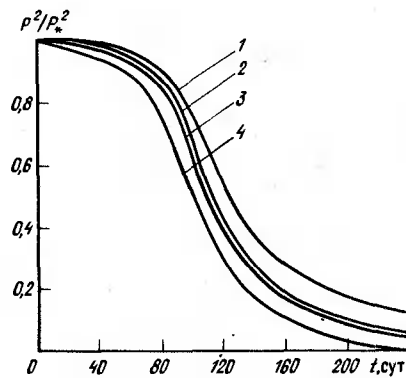


Рис. 9.5. Интенсивность снижения пластового давления при природной газоносности пласта: 1 — 22 м³/т; 2 — 17 м³/т (одномерная задача); 3 — 17 м³/т (плановая задача); 4 — 10 м³/т

давления P_1 , P_2 и P_3 , отвечающие выбранной точке, равны. Иначе говоря, депрессионная кривая перемещается вместе с надрабывающим забоем параллельно самой себе, не изменяя формы.

Такая картина, свидетельствующая о неизменности поля давлений, наблюдается практически во всех точках. Исключение составляют лишь некоторые точки, находящиеся в непосредственной близости от тех скважин, которые первыми попадают в зону надрабтки.

Определенные для различных схем средневзвешенные значения остаточных давлений газа показывают, что безопасный уровень при $P \leq 0,5$ МПа достигается при мощности междупластья $h_2 = 40$ м на расстоянии 150 м позади надрабывающего забоя, а при $h_2 = 65$ м и $h_2 = 85$ м — на расстоянии 180 м. В силу квазистационарного характера процесса дегазации установленные для различных схем минимальные расстояния, на которых обеспечивается снижение давления газа до безопасного уровня, оказываются стабильными при перемещении надрабывающего забоя с постоянной скоростью.

Для обоснования необходимых корректировок систем дегазации при изменении газоносности используется способ эквивалентной замены плановой фильтрации серий одномерных задач. Фрагментарное рассмотрение планового потока к скважинам возможно благодаря линейности систем скважин, наличие которых может быть учтено при моделировании в одномерной по-

становке путем введения дополнительного фильтрационного сопротивления контура:

$$\Phi = \frac{x_0 \mu}{\pi K} \ln \frac{x_0}{ur_c},$$

где x_0 — половина расстояния между скважинами; μ и K — фильтрационные характеристики; r_c — диаметр скважин.

Указанная замена не исключает необходимости определения всех пространственных характеристик полей проницаемости надрабываемых угольных пластов, так как моделирование серии одномерных задач предполагает заданными профильные линии поля в различных сечениях по отношению к надрабтке.

На рис. 9.5 показаны депрессионные кривые, полученные при моделировании плановой (при $h_2 = 65$ м) и эквивалентных ей одномерных задач при различной газоносности угольного пласта. Как видно из рис. 9.5, при газоносности 17 м³/т (плановая задача решалась именно при такой газоносности) результаты моделирования серии одномерных задач (кривая 2) практически совпадают с результатами моделирования плановой задачи (кривая 3). На рис. 9.5 также видно изменение интенсивности снижения пластового давления газа при изменении природной газоносности угольного пласта. Так, при ее увеличении от 10 м³/т (кривая 4) до 22 м³/т (кривая 1) остаточное давление возрастает примерно в 4 раза.

Полученные результаты свидетельствуют о том, что при газоносности 10 м³/т плотность дегазационных скважин рассматриваемой схемы избыточна, а при 22 м³/т недостаточна для полного устранения выбросоопасности дегазируемого пласта.

На рис. 9.6 показаны депрессионные кривые, полученные при исследовании процесса дегазации пласта при различной его газоносности и разной мощности междупластья. Их сравнение показывает, что хотя в различные моменты времени некоторое различие в интенсивности снижения пластового давления газа все же имеется, однако остаточное давление газа в обоих случаях практически одинаково. Следовательно, можно говорить о своеобразной аналогии между изменениями степени разгрузки пластов и их газоносности, т. к. определенное количественное соотношение этих факторов приводит к одному и тому же конечному результату.

Оценка степени разгрузки горных пород при надрабтке осуществляется с помощью так называемого коэффициента защиты [12]

$$K_3 = 1,67 - 0,67h_2/S_2, \quad (9.53)$$

где h_2 — расстояние до надрабывающего пласта; S_2 — дальность защитного действия надрабтки.

Уровень снимаемых нагрузок определяется не только удаленностью защитного пласта, но и способом управления кровлей

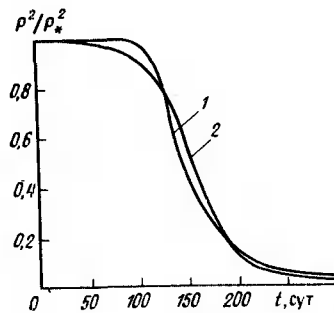
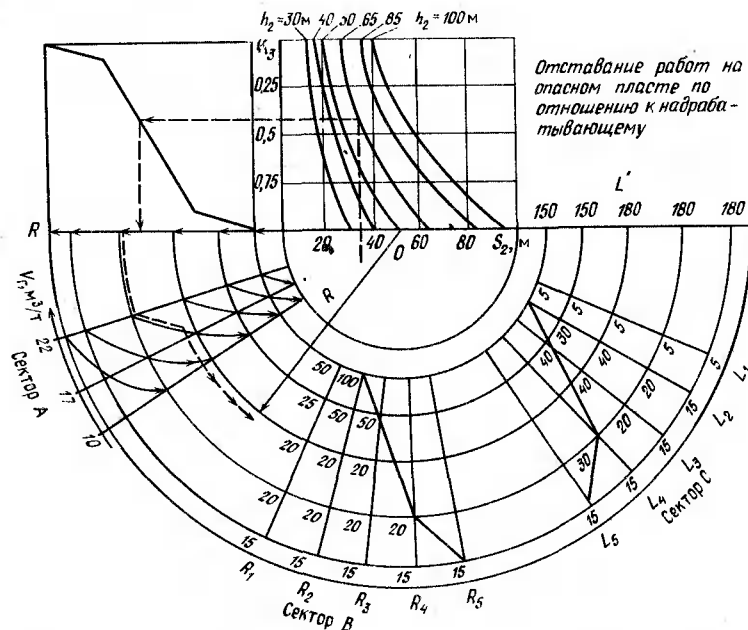


Рис. 9.6. Депрессионные кривые на надрабатываемом пласте при различной его метаноносности и мощности междупластья: 1—17 м³/т и $h_2 = 40$ м; 2—10 м³/т и $h_2 = 65$ м

Рис. 9.7. Номограмма для определения параметров заложения дегазационных скважин на крутых пластах



на защитном пласте, длиной надрабатывающей лавы, составом пород междупластья и др. Изменение любого из перечисленных горнотехнических факторов сказывается на степени разгрузки пласта, приводят к изменению его фильтрационных свойств. Это в свою очередь вызывает изменение эффективности той или иной дегазационной схемы. В то же время, имея ряд схем, оптимизированных для мощности междупластья 40, 65, 85 м при фиксированном значении S_2 (при расчетах изменялась только мощность междупластья), можно с помощью коэффициента защиты оценить влияние остальных геологических и горнотехнических факторов. Например, при $h_2 = 65$ м обработка защитного пласта

осуществляется с полной закладкой выработанного пространства, значительно уменьшающей эффект разгрузки надрабатываемых пластов. Допустим, что в этом случае $S_2' = 0,76S_2$. Тогда коэффициент защиты

$$K_3 = 1,67 - 0,67h_2 / (0,76S_2)$$

или

$$K_3' = 1,67 - 0,67h_2' / S_2,$$

где $h_2' = h_2 / 0,76 \approx 1,3h_2$. Иными словами уменьшение разгрузки при закладке эквивалентно увеличению мощности междупластья в 1,3 раза. В этом случае необходимо пользоваться схемой дегазации, оптимизированной для междупластья $h_2' = 1,3h_2 \approx 85$ м.

Соответственно при увеличении S_2 (например, с уменьшением глубины разработки) может оказаться, что при $h_2 = 65$ м эффективной будет схема, оптимизированная при $h_2 = 40$ м, но для больших глубин.

Учет совместного влияния факторов газоносности и разгрузки при выборе параметров систем дегазационных скважин осуществляется по номограмме (рис. 9.7). При пользовании номограммой сначала определяется дальность защитного действия надработки S_2 с учетом всего многообразия геологических и горнотехнических факторов, влияющих на степень разгрузки выбросоопасного пласта (глубина разработки, мощность защитного пласта, наличие в породах междупластья слоев крепких пород, способных экранировать эффект разгрузки, длина надрабатывающей лавы, способ управления кровлей и т. д.). Исходя из значения S_2 устанавливается коэффициент защиты дегазируемого пласта K_3 в зависимости от мощности междупластья. Каждому значению K_3 отвечает радиус номограммы R , определяемый по точке 0 и одной из точек оси R , фиксируемой полученным значением R_3 . В секторе А корректируется радиус номограммы в зависимости от природной газоносности пласта x . Затем с использованием скорректированного радиуса проводится окружность с центром в точке 0 и определяются оптимальные параметры дегазационной сетки — расстояния между скважинами по простиранию (сектор В), по восстанию (сектор С) и по шкале L' — регламентированное для каждой схемы отставание очистных работ на выбросоопасном пласте по отношению к фронту надработки.

Пример расчета. Исходные условия: защитный крутой ($\alpha = 60^\circ$) пласт вынимаемой мощностью $m = 0,75$ м разрабатывается на глубине 1000 м; вышележащие этажи отработаны; ширина межэтажных целнков не превышает 3 м; управление кровлей — полное обрушение; выбросоопасный пласт залегает в почве защитного пласта на расстоянии 50 м; породы междупластья на 30% представлены песчаниками; газоносность пласта 17 м³/т.

Необходимо определить параметры сети дегазационных скважин, устраивающих выбросоопасность надрабатываемого пласта.

При расчете в соответствии с работой [7] $\beta_1 = m_{\text{эф}}/m_0 = 0,75$ и $\beta_2 = 1$. Поскольку ширина межэтажных целиков меньше 0,1, то ширина выработочного пространства a , принимается равной 250 м [7, 8]. Для глубины 1000 м при $a = 250$ м $S_2 = 50$ м.

Дальность защитного действия надработки

$$S_2 = \beta_1 \beta_2 S'_2 \approx 37 \text{ м.}$$

По номограмме (см. рис. 9.7) находим, что при $S_2 = 37$ м и $h_2 = 50$ м коэффициент защиты K_3 равен 0,4. Это является определяющим условием для выбора радиуса номограммы R , который затем корректируется в секторе A и определяется по точке пересечения с лучом, соответствующим газоносности $17 \text{ м}^3/\text{т}$.

Порядок прохождения номограммы в данном примере показан на рис. 9.7 штриховой линией.

Из номограммы следует, что оптимальной в данном случае является схема дегазации с тремя ярусами дегазационных скважин при расстояниях между скважинами в каждом ярусе 20 м и соответственно при расположении первого яруса на 5 м выше нижней границы подготовленного к выемке этажа, второго яруса — на 40 м выше первого, а третьего — на 40 м выше второго. При этом отставание очистных работ на дегазируемом пласте по отношению к фронту надработки должно составлять не менее 180 м.

Установленные в ходе исследований параметры схем дегазации и соответствующие критерии безопасности, разработанные для типичных условий Центрального района Донбасса, применимы в широком диапазоне изменений геологических и горнотехнических факторов. Практическая реализация рекомендуемых схем дегазации надрабатываемых угольных пластов показала их высокую надежность по предотвращению внезапных выбросов угля и газа за пределами зон, защищенных надработкой.

9.5. РАСЧЕТ СХЕМ ГИДРООБРАБОТКИ

К основным факторам, определяющим условия гидрообработки, режим и параметры нагнетания, а также схемы заложения скважин, относятся конфигурация зоны гидрообработки и фильтрационное сопротивление пластов. Применение региональных схем предполагает равномерную гидрообработку полуограниченного пласта (свиты пластов) в пределах выемочного этажа. Для этого, как правило, используется равномерная сетка нагнетательных скважин, густота которой определяется водопроницаемостью пласта, которая численно равна произведению коэффициента проницаемости на мощность фильтрующего слоя. Водопроницаемость является сложной функцией геологических и горнотехнических условий в зоне гидрообработки и непосредственно используется лишь для сравнительной оценки условий гидрообработки различных участков.

С ростом глубины залегания, степени нарушенности, газоносности, уменьшением мощности пластов их водопроницаемость снижается, вследствие чего уменьшается радиус эффективной гидрообработки, увеличивается давление и время нагнетания.

При прочих равных условиях на пластах с меньшей водопроницаемостью необходимо применять более плотную сетку нагнетательных скважин и более мощное насосное оборудование.

При расчете схемы гидрообработки подлежат определению следующие параметры: норма увлажнения N ($\text{л}/\text{т}^3$), N_0 ($\text{л}/\text{м}^3$, $\text{м}^3/\text{м}^3$); радиус эффективного увлажнения R_0 (м); продолжительность гидрообработки t_r (ч, сут); темп (расход) нагнетания Q ($\text{м}^3/\text{ч}$); расстояние между скважинами $2x_0$ (м); объем закачки воды в скважину V_0 (м^3).

Расчет нормы увлажнения выполняется по формулам (9.21) и (9.22).

Радиус эффективного увлажнения

$$R_0 = \sqrt{Qt_r / (\pi m N_0)}. \quad (9.54)$$

При наличии на участке гидрообработки зон разгрузки или повышенного горного давления радиус эффективного увлажнения корректируют по формуле

$$R = R_0 e^{-a(x-1)}, \quad (9.55)$$

где a — эмпирический коэффициент, равный 0,25–0,5 и устанавливаемый экспериментально при опытно-промышленном нагнетании.

При проектировании схемы региональной гидрообработки необходимо помнить о том, что радиус увлажнения не может превышать кратчайшего расстояния от нагнетательной скважины до выработанного пространства и, как правило, не превышает половины наклонной высоты этажа.

Продолжительность гидрообработки t_r складывается из времени, необходимого для бурения скважин t_6 , их оборудования и герметизации $t_{об}$, длительности нагнетания нормативного объема воды t_n и времени выдержки пласта после нагнетания $t_в$, необходимого для развития в пласте физико-химических процессов взаимодействия воды с углем. Продолжительность выдержки должна составлять не менее 2–3 мес.

В связи с тем, что нагнетание по региональным схемам требует значительного опережения полевыми выработками фронта очистных работ, при проектировании гидрообработки необходим резерв времени

$$t_r \geq t_6 + t_{об} + t_n + t_в. \quad (9.56)$$

Темп и давление нагнетания определяются водопроницаемостью пласта, напряженным состоянием массива и технической характеристикой насосного оборудования. Оптимальным является нагнетание с максимально допустимым темпом, при котором давление не превышает действующих в массиве напряжений. В связи с тем, что водопроницаемость пласта пропор-

циональна разности горного давления и давления нагнетаемой воды в трещинах, при отсутствии горных выработок в области влияния скважин режим нагнетания достаточно часто является саморегулирующимся. Начальный период нагнетания характеризуется ростом давления до значения, близкого к действующему горному давлению. Затем в результате гидрорасчленения пласта давление и расход стабилизируются. Заключительный период нагнетания протекает при монотонном падении давления при постоянном или возрастающем темпе нагнетания. При наличии в области фильтрации горных выработок или зон повышенного горного давления вследствие техногенной фильтрационной неоднородности пластов саморегулировка режима нагнетания нарушается в результате гидросбойки с выработанным пространством или с зонами повышенной проводимости, гидроразрыва вмещающих пород.

Расстояние между скважинами $2x_0$ выбирают таким образом, чтобы зоны эффективного увлажнения от каждой скважины перекрывались. Расстояние между скважинами

$$x_0 \leq 0,75R. \quad (9.57)$$

Для предотвращения гидросбойки с выработанным пространством нагнетательные скважины закладывают на расстоянии x от ближайшей пластовой выработки, удовлетворяющему условию

$$x \geq 0,3l. \quad (9.58)$$

В соответствии с нормой увлажнения и объемом блока пласта, увлажняемого одной скважиной, объем закачки воды в скважину

$$V_0 = NV_{6,л\rho}, \quad (9.59)$$

где ρ — плотность угля, т/м^3 .

При равномерной сетке скважин объем блока находят как частное от деления объема участка пласта в пределах выемочного этажа на число скважин, приходящихся на этот участок. При нагнетании воды в скважины, вскрывающие свиту пластов, нормативный объем закачки рассчитывается как сумма нормативных объемов для каждого пласта.

Пример расчета параметров гидрообработки. Исходные данные для расчета по схеме (рис. 9.8): опасный пласт I разрабатывается на глубине $H=500$ м; средневзвешенная плотность вышележащих пород $\rho=2,5$ т/м^3 ; мощность пласта $m=2$ м; естественная влажность угля $W_e=3,3\%$, его полная влагоемкость $W_n=5,4\%$ и плотность $\rho_y=1,2$ т/м^3 .

В почве пласта I на расстоянии 15 м пройден полевой штрек 2. По пласту пройден штрек II вышележащего откаточного горизонта. Ширина зоны опорного давления I в краевой части пласта I равна 55 м.

Опасный пласт I надрабатан пластом 8. Мощность междупластья 24 м. На надрабатываемом пласте 8 оставлен ленточный целик 9 шириной 50 м. Выше

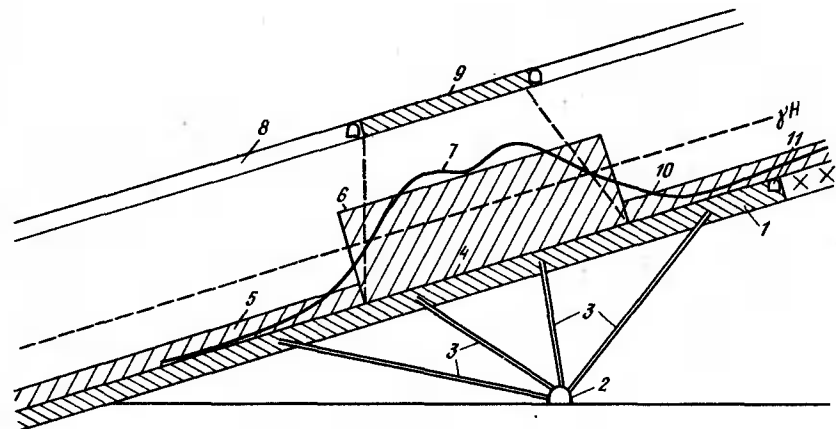


Рис. 9.8. Схема к расчету параметров гидрообработки

целика (по восстанию) надрабатываемый пласт полностью отработан, ниже целика (по падению) расположено выработанное пространство действующего очитного забоя длиной 120 м.

Технологические условия подготовки участка пласта I в зоне гидрообработки требуют завершить нагнетание в каждую из скважин за 1 мес. При этом чистая продолжительность работы нагнетательного оборудования составляет 160 ч. Для закачки воды используется насосная установка НВУ-30 с подачей 15 л/мин, или 0,9 $\text{м}^3/\text{ч}$.

Для определения параметров гидрообработки первоначально рассчитывают коэффициент концентрации напряжений в зоне гидрообработки. Распределение напряжений, полученное для данного примера расчетным путем по изложенной в работе [44] методике, показано в виде эпюры 7 (см. рис. 9.8). Концентрация напряжений под целиком достигает 1,7, под выработанным пространством вышележащего этажа — 0,5, под действующей лавой — 0,3. На основе этого выделены три зоны с различными условиями нагружения: зоны 6, 10 и 5 с усредненным значением коэффициента концентрации напряжений, равным соответственно 1,5; 0,45 и 0,3.

По формулам (9.21) и (9.23) находим норму увлажнения:

$$N = 10 \cdot (5,4 - 3,3) = 21 \text{ л/т};$$

$$N_0 = 1,2 \times 21 = 25 \text{ л/м}^3.$$

По формуле (9.54) определяем радиус влияния нагнетательной скважины для условий одиночного пласта ($\alpha=1$):

$$R_0 = \sqrt{0,9 \cdot 160 / (3,14 \cdot 2 \cdot 0,025)} \approx 30 \text{ м}.$$

По формуле (9.55) корректируем радиус влияния скважины с учетом коэффициента концентрации напряжений, действующих в зонах 6, 10 и 5, при $\alpha=0,5$:

$$R_6 = 30 \cdot e^{-0,5(1,5-1)} = 23,3 \text{ м};$$

$$R_{10} = 30 \cdot e^{-0,5(0,45-1)} = 39,4 \text{ м};$$

$$R_5 = 30 \cdot e^{-0,5(0,3-1)} = 42,5 \text{ м}.$$

По условию (9.57) находим расстояние между скважинами для зон 6, 10, 5:

$$2x_{06} = 1,5 \cdot 23,3 = 34,9 \approx 35 \text{ м};$$

$$2x_{010} = 1,5 \cdot 39,4 = 59,1 \approx 59 \text{ м};$$

$$2x_{05} = 1,5 \cdot 42,5 = 63,7 \approx 64 \text{ м}.$$

По падению пласта скважины располагают также в соответствии с условием (9.57): две под целиком при расстоянии между их фильтрующими частями 35 м и по одной в верхнюю и нижнюю зоны разгрузки. В связи с наличием выработанного пространства по пласту 1 расположение скважин в верхней зоне разгрузки проверяется по условию (9.58): $x > 0,3l$; $28,5 > 16,5$ м.

Исходя из нормы увлажнения, мощности пласта и расстояния между скважинами нормативный объем закачки воды в каждую из скважин, определенный по формуле (9.59),

$$\text{для зоны 6 } V_{06} = 25 \cdot 2 \cdot 35^2 = 61,2 \text{ м}^3;$$

$$\text{для зоны 10 } V_{010} = 25 \cdot 2 \cdot 59^2 = 174 \text{ м}^3;$$

$$\text{для зоны 5 } V_{05} = 25 \cdot 2 \cdot 64^2 = 204 \text{ м}^3.$$

Длина нагнетательных скважин 3 и углы их заложения определяются графически по схеме (см. рис. 9.8).

10. УПРАВЛЕНИЕ НАПРЯЖЕННЫМ И ГАЗОДИНАМИЧЕСКИМ СОСТОЯНИЕМ ГОРНОГО МАССИВА

10.1. ОПЕРЕЖАЮЩАЯ ОТРАБОТКА ЗАЩИТНЫХ ПЛАСТОВ

Эффективность разработки свит угольных пластов в пределах шахтного поля во многом зависит от планомерной опережающей выемки защитных пластов, закладываемой в проекты строительства. При этом к решению вопроса следует подходить комплексно, предусматривая создание условий для предотвращения газодинамических явлений, обеспечения поддержания горных выработок, сохранения на больших глубинах и дальнейшего совершенствования эффективных систем разработки, использования горного давления для облегчения выемки угля и проведения выработок.

Основной вопрос в планировочных решениях по ведению горных работ в пределах шахтного поля — выбор очередности отработки пластов в свитах. Принятый порядок отработки пластов определяет дальнейшие технологические решения по вскрытию, подготовке и отработке запасов. Правильно выбрав последовательность отработки пластов в свите (свитах) в пространстве и времени, можно добиться такого положения, что, например, на глубинах 1000–1500 м, когда возникают исключительные трудности из-за проявлений горного давления, только 10–15%

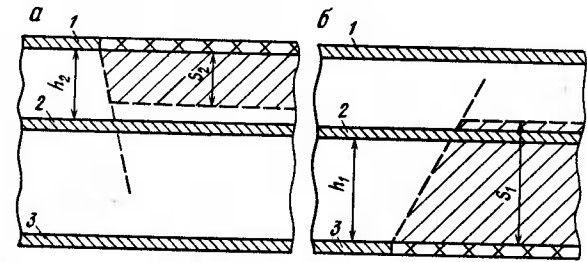


Рис. 10.1. Схема выбора варианта защиты опасного пласта надработкой (а) или подработкой (б)

пластов (стартовых защитных) будут разрабатываться в этих сложных условиях; для всех остальных осложнения, связанные с чрезмерными проявлениями горного давления, будут устранены.

При разработке свит возникает множество вариантов очередности отработки пластов. С использованием показателя K представляется возможным дать им сравнительную оценку и выбрать оптимальный вариант. Для этого по каждому из вариантов определяют показатель защитного действия для опасных пластов, а затем указанные показатели суммируют, выявляя общий оценочный показатель ΣK для данного варианта. Сравнением суммарных показателей по вариантам выявляют наиболее рациональный из них по максимальному значению ΣK .

Пример 1. Рассмотрим задачу о выборе защитного пласта в ситуации, когда защиту опасного пласта 2 возможно выполнить надработкой пластом 1, залегающим в кровле (рис. 10.1, а) или подработкой пластом 3, залегающим в почве (рис. 10.1, б). Исходные данные о горнотехнических условиях и расчетные значения S и K приведены в табл. 10.1.

Таблица 10.1
Данные о горнотехнических условиях и параметрах защищенной зоны

Показатели	Горнотехнические условия	
	Надработка пластом 1	Подработка пластом 3
Глубина залегания H , м	600	600
Мощность пласта t , м	1	1
Ширина выработки a , м	250	60
Доля песчаников в породах междупластья η , %	60	120
Мощность междупластья h_1 и h_2 , м	80	120
Расчетные величины		
Дальность защищенной зоны S_1 или S_2 , м	68	135
Показатель защитного действия K_1 или K_3	0,9	1,1

В приведенных условиях подработка опасного пласта более эффективна ($K_3 = 1,1$), чем надработка ($K_1 = 0,9$).

Пример 2. Условия разработки те же, но подрабатываемый пласт 3 имеет мощность $t = 0,6$. В этом случае значение $S_1 = 97$ м, а $K_3 = 0,7$. В указанных условиях вариант подработки уступает варианту защиты надработкой пластом 1 ($K_1 = 0,9$).

Пример 3. В табл. 10.2 даны расчетные значения параметров защищенной зоны S_1 и S_2 для свиты пластов $h_{10} - h_2$ в Донецко-Макеевском районе Донбасса. Здесь же приведены три варианта очередности отработки пластов (I - III), принятые для анализа.

Таблица 10.2
Варианты отработки пластов

Индекс пласта	Мощность пласта м	Варианты очередности отработки пластов			Мощность между-пластья, м	S_1 , м	S_2 , м
		I	II	III			
h_{10}	0,63	7	3	1	100	128	56
h_8	0,7	6	2	2	75	122	53
h_7	1,5	5	1	3	75	117	50
h_5	0,8	3	6	4	15	116	47
h_4	0,6	4	7	5	60	115	46
h_3	0,9	1	4	6	10	113	45
h_2	0,6	2	5	7	-	-	-

В табл. 10.3 приведены повариантно расчетные показатели защитного действия K для каждого из пластов свиты и суммарный показатель ΣK для каждого из вариантов.

Таблица 10.3
Расчет показателя K

Вариант	Показатель степени защиты для пластов							ΣK
	h_{10}	h_8	h_7	h_5	h_4	h_3	h_2	
I	1,75	1,26	1,25	1,24	1,45	-	1,54	7,89
II	1,15	1,26	-	0,67	1,46	0,8	1,54	6,88
III	-	0,48	0,73	0,75	1,46	0,8	1,54	5,81

Из данных табл. 10.3. следует, что вариант III, соответствующий нисходящему порядку обработки пластов в свите, является самым неблагоприятным: суммарный показатель защиты $\Sigma K = 5,81$. При этом наиболее опасные пласты h_{10} , h_8 и h_7 не получают надежной защиты, а пласты h_8 и h_7 имеют лишь частичный эффект защиты ($K < 1$).

В варианте I, предусматривающем подработку нижними пластами, все три опасных пласта получают надежную защиту ($K > 1$), а суммарный эффект защиты $\Sigma K = 7,89$.

Количественная оценка эффективности защиты каждого из защищаемых пластов на стадии планирования горных работ необходима также для определения дополнительных мероприятий по борьбе с выбросами. Например, при неполной по степени защите следует применять искусственную дегазацию через скважины.

Одним из технических решений, обеспечивающих управление напряженным и газодинамическим состоянием при разработке пологих угольных пластов в восходящем порядке, является вертикальная раскройку шахтных полей. При таком решении границы

выемочных блоков и нижняя техническая граница шахтного поля устанавливаются по углу защиты.

При существующих схемах вскрытия граница отработки всех пластов в свите фиксирована одной горизонтальной плоскостью (рис. 10.2). При пологом залегании пластов эта плоскость не совпадает с границами защитного действия, в связи с чем при разработке пластов всегда обеспечивается полная защита.

На рис. 10.2, а показана схема отработки свиты из двух пластов, вынимаемых в нисходящем порядке. На действующем горизонте выбросоопасный пласт 2 защищен пластом 1 по всей площади. Недостаток схемы заключается в том, что показатель защитного действия при надработке в 1,5-2 раза ниже, чем при подработке. Поэтому область использования этой схемы на глубоких горизонтах ограничена.

На рис. 10.2, б показана схема восходящего порядка отработки пластов. В этой схеме используется эффект подработки действия существенно выше. Однако на пласте 1 на действующем горизонте не защищен участок наклонной высотой σ , имеющий при пологом падении значительные размеры.

На рис. 10.2, в приведена та же схема, но отработка защитного пласта 2 ведется с опережением на один горизонт. По фактору полного использования защитного эффекта указанная схема наиболее выгодна. Однако для ее реализации требуются опережающие затраты на строительство нижележащего горизонта.

При большем числе пластов в свите и применении смешанного порядка их отработки недостатки подобных схем вскрытия еще более обостряются. Поэтому технические решения, обеспечивающие вертикальную раскройку шахтного поля, создают предпосылки для эффективного использования защитного действия при любом порядке отработки пластов. При этом соблюдаются следующие важные условия: во-первых, все выработки на выбросоопасном пласте располагаются в пределах защищенной зоны, во-вторых, в одновременную отработку вводится весь защищенный участок на выбросоопасном пласте.

На стадии проектирования часто встречаются затруднения с решением вопроса о возможности применения закладки на защитных пластах. Оценка эффективности защиты при применении закладки производится с использованием показателя K : если показатель защитного действия при закладке больше единицы, то применение закладки допустимо.

Для оценки полноты защиты по площади вводится показатель P (%):

$$P = (l_s / l) \cdot 100, \quad (10.1)$$

где l_s - длина защищенной части очистного забоя (этажа), м;
 l - полная длина очистного забоя (этажа), м;

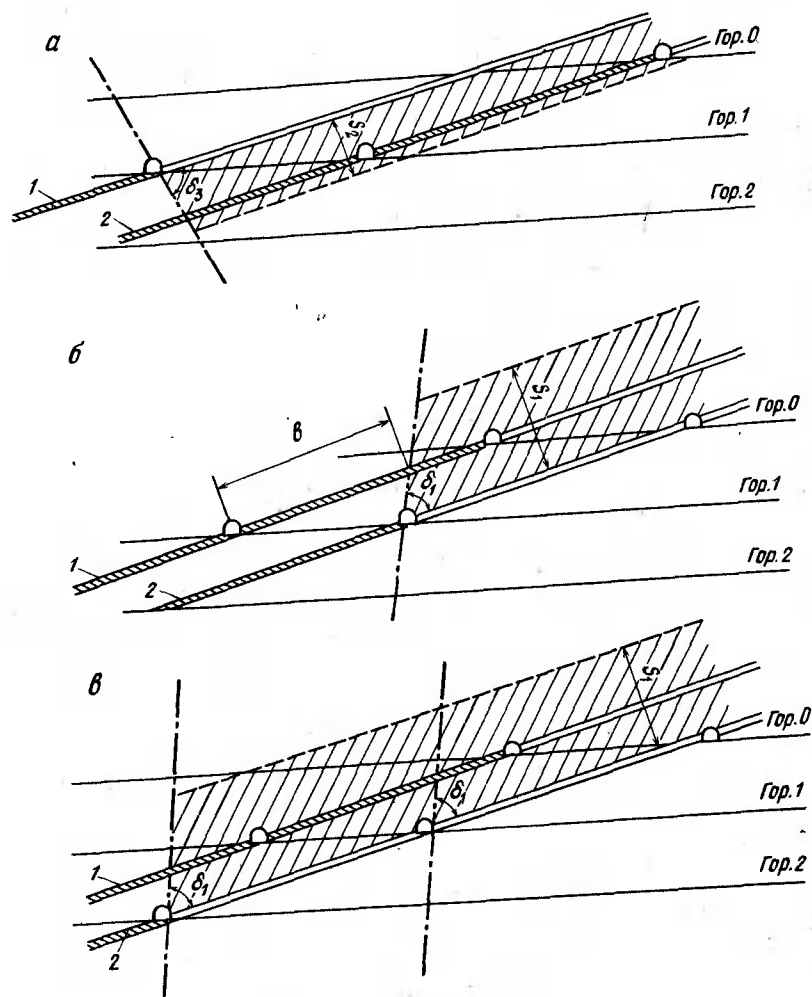


Рис. 10.2. Схемы формирования защищенной зоны

Показатель Π служит характеристикой геометрического соотношения горных работ на защитном и защищаемом пластах свиты. Значение $\Pi = 100\%$ является характеристикой полной по площади защиты очистного забоя на выбросоопасном пласте.

Применение показателей защитного действия K и Π позволяет анализировать различные условия разработки и использовать этот анализ на стадии проектирования горных работ для выбора вариантов управления защитными свойствами опережающей разработки пластов угля в свитах [25–32].

10.2. ДЕГАЗАЦИЯ ВЫБРОСООПАСНЫХ И ГАЗОНОСНЫХ ПЛАСТОВ В ЗОНАХ РАЗГРУЗКИ

В случаях, когда мощность междупластья превышает дальность защитного действия, т. е. когда $K < 1$, и гидравлическая связь опасного пласта с выработанным пространством защитного затруднена, частичная разгрузка ($K > 0$) создает предпосылки для его эффективной дегазации не только пластовыми скважинами, с большой фильтрующей поверхностью, но и скважинами, пересекающими опасный пласт. Дегазация надрабатываемого пласта скважинами наиболее эффективна в зоне активного перераспределения горного давления, т. е. позади надрабатывающего очистного забоя на расстоянии до 200 м.

Критерием эффективности дегазации как способа предотвращения внезапных выбросов угля и газа может служить остаточное давление, под которым находится метан в угольном пласте после дегазации, или остаточная газоносность пласта. В связи с тем, что известные способы измерения или расчета давления газа в угольных пластах малонадежны, оценку эффективности дегазации в зонах разгрузки выполняют по остаточной метаноносности пластов. Дегазация считается эффективной, если остаточная метаноносность не превышает безопасную, установленную статистической обработкой всех известных случаев проявления внезапных выбросов.

Дегазация надрабатываемого выбросоопасного пласта осуществляется скважинами, буримыми из расположенного в почве или кровле выбросоопасного пласта полевого штрека, или из откаточного штрека защитного пласта. Во всех случаях скважины необходимо бурить впереди очистного забоя по защитному пласту. Методика расчета параметров дегазации изложена выше.

Дегазация пологих надрабатываемых пластов в разгруженных зонах может осуществляться пластовыми скважинами или по схемам, приведенным на рис. 10.3.

Схема (см. рис. 10.3, а) предусматривает бурение скважин из откаточного и вентиляционного штреков в почву защитного пласта на дегазлируемый пласт при достаточном опережении лавы по защитному пласту подготовительными выработками.

Схема (см. рис. 10.3, б) предусматривает бурение скважин из полевых выработок, пройденных в почве защищаемого пласта. При этом скважины должны перебуривать опасный пласт впереди очистного забоя по защитному пласту.

При всех схемах дегазации необходимо бурить скважины диаметром 60–150 мм. Бурение скважин, герметизация их устьев, оснастка, отвод метана в газопровод и контроль режима работы должны осуществляться в соответствии с требованиями Руководства по дегазации угольных шахт.

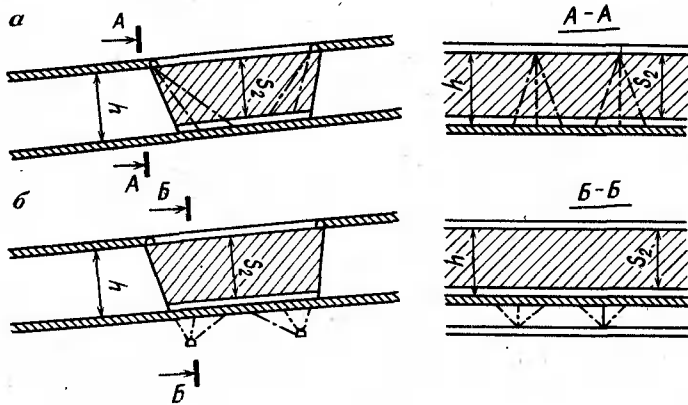


Рис. 10.3. Схема дегазации пологих выбросоопасных пластов в разгруженных зонах

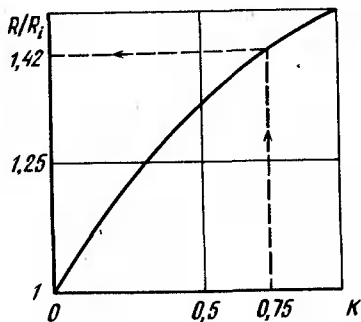


Рис. 10.4. График для определения расстояния между дегазационными скважинами

В связи с тем, что до настоящего времени отсутствуют нормативные документы, регламентирующие параметры дегазации пологих надрабатываемых пластов, при их определении необходимо исходить из следующих предпосылок:

плотность дегазационных скважин первоначально устанавливается как для одиночного выбросоопасного пласта в соответствии с действующими нормативными документами;

исходная сетка дегазационных скважин корректируется в сторону увеличения расстояния между скважинами в соответствии с показателем разгружающего действия. Оптимальное расстояние между скважинами может быть выбрано по графику, приведенному на рис. 10.4;

скважины, пробуренные через породы междупластья, располагают рядами по падению и простираанию пласта;

ряды дегазационных скважин располагают по осям проектируемых подготовительных выработок.

10.3. РЕГИОНАЛЬНАЯ ГИДРООБРАБОТКА УДАРО- И ВЫБРОСООПАСНЫХ ПЛАСТОВ

Региональная гидрообработка предполагает гидрорыхление и увлажнение опасных пластов посредством нагнетания воды через скважины, пробуренные из полевых выработок или выработок, пройденных по другим пластам [2]. Эффективность гидрообработки возрастает при закачке водных растворов поверхностно-активных веществ (ПАВ) и антипирогенов.

Региональная гидрообработка может быть использована практически в любых условиях на ударо- и выбросоопасных пластах, сложенных каменным углем с пористостью от 4–5 до 10–15% при глубине разработки от 150 до 1000 м и более, в том числе в зонах геологических нарушений и повышенного горного давления.

Схемы, параметры и порядок применения региональной гидрообработки регламентируются действующими нормативными документами [7–9]. Методика расчета параметров региональной гидрообработки изложена выше.

Схемы гидрообработки приведены на рис. 10.5, а их параметры – в табл. 10.4.

Оптимальный режим при региональной гидрообработке – напорная фильтрация в начальной стадии нагнетания, постепенно переходящая в гидрорасчленение пласта. При постоянном расходе период напорной фильтрации характеризуется устойчивым ростом давления нагнетания до значения, соответствующего

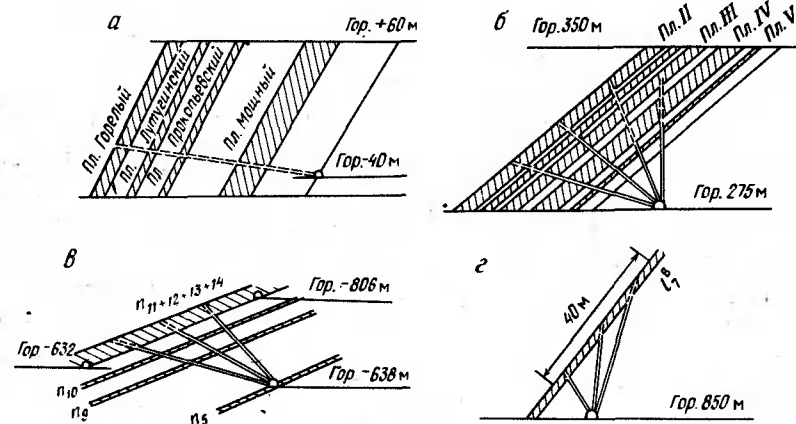


Рис. 10.5. Схемы региональной гидрообработки пластов; а – Прокопьевско-Киселевский район Кузбасса; б – Ткибули-Шаорское месторождение; в – Воркутинское месторождение; з – Центральный район Донбасса

Таблица 10.4

Типовые параметры региональной гидрообработки

Район, месторождение	Н, м	п, м	n_0 , %	W_c , %	W_b , %	N_1 , л/г ³	P_c , МПа	L, м	V, м ³
Прокотьевско-Киселевский Кузбасса	100-400	< 15	4-8	1-3	3-5	15-30	2-8	40-70	500-1500
Тхибули-Шаорское Воркутинское	700-1000 700-800	< 40 3-4	156 4-6	7 1,5-2,5	9-10 2-3	30-50 15-20	10-20 < 30	30-40 20-40	1000-2000 500-700
Центральный Доябасса	700-1000	0,5-1,4	3-8	0,5-2,5	1,5-2,5	10-20	< 30	10-15	20-25

Примечание. В табл. 10.4 приняты следующие условные обозначения: Н - глубина разработки; п - мощность пластов; n_0 - общая пористость; W_c - естественная влажность; W_b - безопасный уровень влажности; N_1 - норма увлажнения; Р - давление нагнетания; L - расстояние между скважинами; V - объем закачиваемой воды в скважину.

началу гидрорасчленения. На стадии гидрорасчленения давления нагнетания стабилизируется или медленно снижается. Для предотвращения разрушения скважин и прорыва воды по прискважинной зоне в выработку при закачке первых кубометров воды давление нагнетания не должно превышать половины геостатического давления. В дальнейшем нагнетание проводят при давлении, близком к нагрузке от веса вышележащих пород с учетом концентрации напряжений в зоне гидрообработки.

10.4. ПРОГНОЗНЫЙ АНАЛИЗ ГЕОМЕХАНИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ ПРИ ПРОЕКТИРОВАНИИ И ВЕДЕНИИ ГОРНЫХ РАБОТ

Прогнозный анализ выполняют в следующей последовательности.

Изучение блочного строения месторождения (шахтного поля). В массиве горных пород в пределах месторождения (шахтного поля) выделяют составляющие его блоки, тектонически напряженные зоны с использованием методов и приемов, изложенных в разд. 2. Выявляют активные разломы и направление действия главных напряжений в пределах месторождения (шахтного поля).

Оценка напряженного состояния нетронутого блочного массива. С учетом выявленного взаимодействия блоков задают граничные условия для расчетов по нахождению усредненных напряжений горных пород, действующих в блочном массиве в пределах месторождения (шахтного поля). Напряжения вычисляют методом ГИУ и представляют в изолиниях на специальных картах.

Разработка текущих прогнозных карт напряженного состояния для различных вариантов ведения горных работ. На основе карты распределения напряжений в массиве горных пород и фактического или планируемого состояния горных работ на месторождении (шахтном поле) с использованием данных о механических свойствах пород (угля) и слоистости массива выполняют расчет напряжений, возникающих под действием напряжений естественного поля и поля напряжений, вызванного ведением горных работ.

Определение напряжений с учетом сложной конфигурации выработанных пространств и целиков осуществляется на основе решения пространственной задачи о распределении напряжений [5, 6] по программе «Plapes». Входная информация, касающаяся геометрической схемы, данные, необходимые для определения начальных напряжений, сведения о механических свойствах вмещающих пород вводятся в ЭВМ в соответствии с инструкцией к программе. Выходная информация может быть пред-

ставлена либо в виде таблиц, либо выведена на графопостроитель «Вепс-232» и представлена в виде изолиний напряжений. При выводе результатов расчетов в виде таблиц на АЦПУ каждая строка, столбец или число снабжается пояснительным текстом. Программа и инструкция к ней могут быть получены во ВНИМИ.

Картина распределения напряжений оформляется в виде прогнозных карт для месторождения (шахтного поля) в целом и для любых интересующих участков (ситуаций).

Прогнозные карты представляют собой планы горных работ с изображением действующих и проектируемых горных выработок и нанесенными на него изолиниями напряжений.

Прогнозные карты дают возможность проводить анализ геомеханического состояния массива, его удароопасности в пределах шахтного поля, выбирать наиболее оптимальный вариант отработки и делать выводы о необходимости проведения тех или иных мероприятий по обеспечению безопасного и эффективного

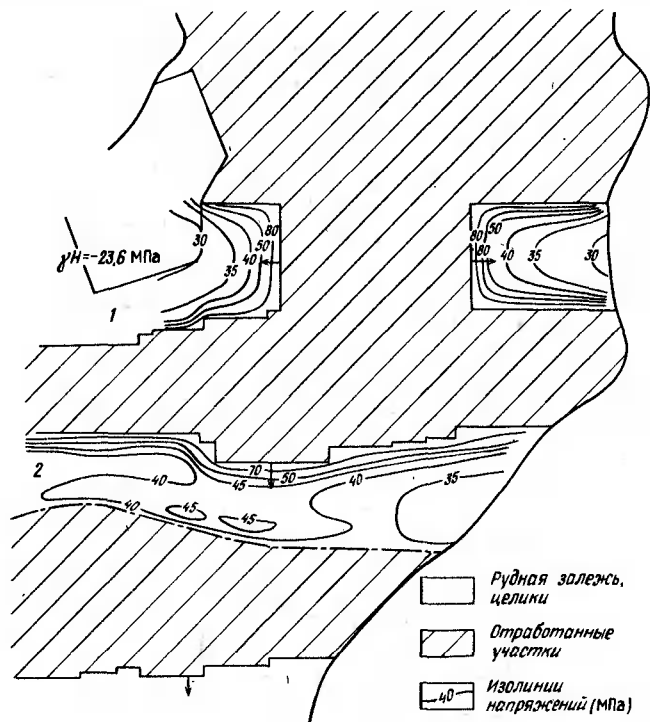


Рис. 10.6. Прогнозная карта распределения напряжений в целиках на руднике «Октябрьский» при первом варианте отработки

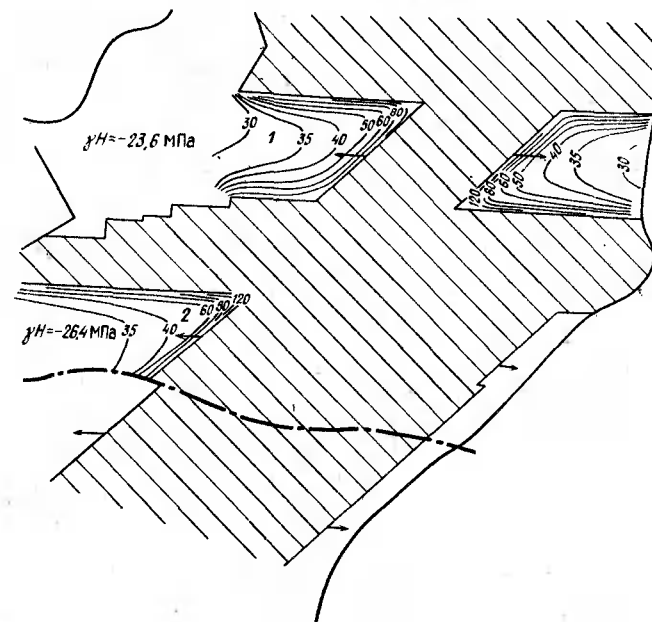


Рис. 10.7. Прогнозная карта распределения напряжений в целиках на руднике «Октябрьский» при втором варианте отработки

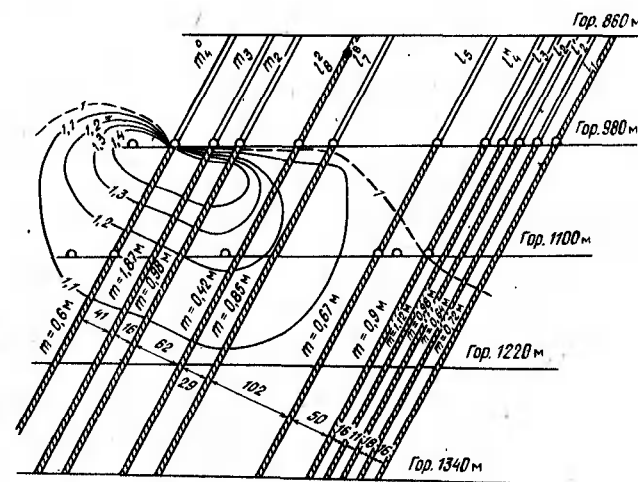


Рис. 10.8. Прогнозная карта распределения напряжений на шахте им. Артема до начала работ на гор. 1100 м

ведения горных работ на том или ином участке шахтного поля или месторождения в целом.

Пример 1. На руднике «Октябрьский» Норильского ГМК отработка залежи велась с оставлением междушахтного целика и целиков вблизи иарушения. В соответствии с перспективными планами развития горных работ предполагается выемка целика 1 (рис. 10.6). Ниже по падению оставлен другой раздвительный целик 2 шириной 150–200 м.

Выемку целика 1 шириной по падению 200 м планировалось осуществлять по одному из двух вариантов:

первый – путем поперечной прямой рассечки его по падению в центре, а затем отработкой по простиранию от разрезной выработки расходящимися забоями по направлениям к границам рудной залежи (см. рис. 10.6);

второй – путем диагональной (под углом 45°) рассечки целика (рис. 10.7) и последующей его отработки расходящимися забоями.

Прогнозные карты напряженного состояния целиков для обоих вариантов показали, что наиболее нагружены краевые участки целиков, а концентрация напряжений растет по мере приближения забоя к границе рудной залежи.

При поперечной прямой рассечке целика напряжения на краевых частях достигают 80 МПа, концентрация напряжений $\sigma_y / (\gamma H) = 2,7$ (см. рис. 10.6).

При диагональной рассечке раздвительного целика на отдельных участках краевых частей концентрация напряжений достигает γH (120 МПа). Наиболее нагруженными оказываются выступающие участки целиков с острыми углами, они будут менее устойчивы, в связи с чем на этих участках возможны горные удары (см. рис. 10.7). Следовательно, указанный вариант более опасен.

Пример 2. На рис. 10.8–10.10 приведены прогнозные карты распределения напряжений на разрезе вкрест простирания при разработке свиты пластов на гор. 1100 м на шахте им. Артема в Центральном районе Доубасса. На рис. 10.8 изображена картина распределения напряжений до начала очистных работ в этаже, на рис. 10.9 – после отработки первых двух пластов l_5 и l_4 , на рис. 10.10 – после дополнительной отработки пласта m_4 .

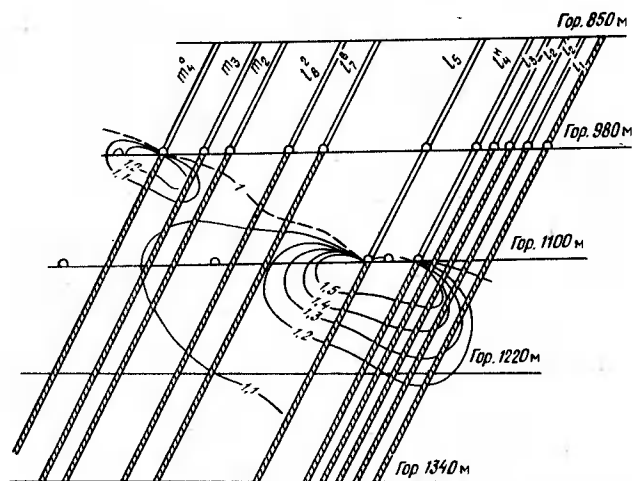


Рис. 10.9. Прогнозная карта распределения напряжений на шахте им. Артема после отработки пластов l_5 и l_4 на гор. 1100 м

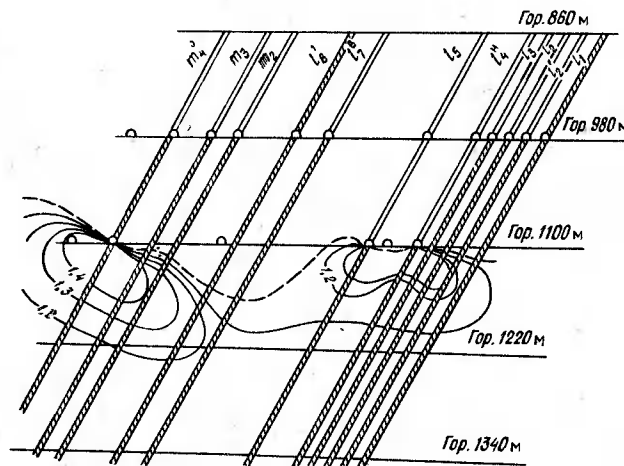


Рис. 10.10. Прогнозная карта распределения напряжений на шахте им. Артема после отработки пластов l_5 , l_4 и m_4 на гор. 1100 м

На основе подобных карт, составленных по соответствующим отработке каждого последующего пласта в свите «шагам», выполнен анализ условий нагружения групповых откаточных штреков при различных вариантах их расположения и даны рекомендации о рациональном месте их расположения. Были проанализированы также условия формирования зон ПГД. В рекомендациях по оптимальному порядку отработки пластов, выданных на шахте, число таких зон и их площади минимальны.

10.5. ПЕРСПЕКТИВНОЕ ПЛАНИРОВАНИЕ ГОРНЫХ РАБОТ

Способы регионального воздействия на выбросо- или удароопасные угольные пласты составляют основу для перспективного планирования горных работ на действующей шахте и особенно при проектировании новых шахт или горизонтов.

Применение региональных мероприятий требует определенной привязки к схемам вскрытия и подготовки всего горизонта или отдельных его частей. Например, для дегазации требуется полевая подготовка или наличие выработок по другим пластам свиты, из которых возможно пробурить дегазационные скважины. Для применения схемы с подработкой опасного пласта защитным необходимо иметь опережающую на один горизонт подготовку этого защитного пласта. Решение такого вопроса возможно лишь на стадии проектирования, когда планируются объемы и сроки выполнения капитальных работ по вскрытию и подготовке шахтного поля или горизонта.

Пример. Для горнотехнических условий шахты «Комсомолец» в Центральном районе Донбасса рассматриваются два основных варианта очередности отработки пластов:

первый — пласты разрабатываются только в пределах одного горизонта (гор. 1070 м); нижележащий горизонт не подготовлен;

второй — разработка ведется с опережающей на один горизонт (гор. 1180 м) выемкой защитных пластов; вариант возможен при условии подготовки нижележащего горизонта — улубки стволов, проведения околоствольных выработок, вскрывающих квершлагов и штреков.

Произведя построение защищенных зон (рис. 10.11), определив параметры зон разгрузки и вычислив показатель эффективности защитного действия на уровне защищаемых пластов, выясняем возможности каждого варианта по фактору обеспечения эффективной защитой наибольшего числа выбросоопасных и удароопасных пластов.

Предусмотренный первым вариантом порядок отработки пластов на гор. 1070 м дает возможность отработать:

восемь выбросоопасных пластов (62% общего числа пластов на шахте) в условиях полной эффективной защиты ($K \geq 1$) — m_5 , m_2 , l_7 , l_3 , l_2^{-B} , k_5^1 , k_3 , k_2^1 ;

три выбросоопасных пласта в условиях неэффективной защиты ($0 < K < 1$) с применением искусственной дегазации в зонах разгрузки — m_3 , l_4 , m_6 ;

два выбросоопасных пласта m_5^1 и k_4^1 как одиночные, т. е. не обеспеченные защитой; на этих пластах для защиты их от внезапных выбросов рекомендуется применение региональной гидрообработки.

Предусмотренный вторым вариантом порядок отработки пластов на гор. 1070 м с опережающей отработкой пластов m_4^1 и k_2 на гор. 1180 м дает возможность отработать:

девять (70%) выбросоопасных пластов в условиях эффективной защиты ($K \geq 1$) — m_5 , m_2 , l_7 , l_3 , l_2^{-B} , k_5^1 , k_4^1 , k_3 , k_2^1 ;

четыре выбросоопасных пласта (22%) в условиях неэффективной защиты ($0 \leq K \leq 1$) с применением искусственной дегазации в зоне разгрузки — m_3^1 , m_3 , l_4 , m_6 ;

один выбросоопасный пласт k_4^1 как одиночный, т. е. не обеспеченный защитой, с применением региональной гидрообработки на всю высоту этажа.

Данные сравнения вариантов по фактору эффективности защиты сведены в табл. 10.5.

Анализ показывает, что во втором варианте пласт m_3^1 отработывается в условиях неэффективной защиты ($K = 0,28$), а не как одиночный. Это дает возможность заменить региональную гидрообработку на всю высоту этажа на искусственную дегазацию в зоне разгрузки.

Подработка выбросоопасного пласта k_1^1 пластом k_2 в этом варианте создает эффективную защиту пласта k_1^1 и позволяет отказаться от региональной гидрообработки, предусмотренной первым вариантом.

Второй вариант предпочтительнее, т. к. при нем обеспечивается защитой большее число выбросоопасных пластов. Однако его реализация требует опережающих капитальных затрат на подготовку горизонта.

При выборе оптимального варианта очередности отработки угольных пластов в свите и определении параметров профилактических мероприятий используется автоматизированная система расчета и построения защищенных зон и зон ПГД.

Для автоматизации расчетов могут служить микровычислительный комплекс и пакет программ «Недра»*. Программное

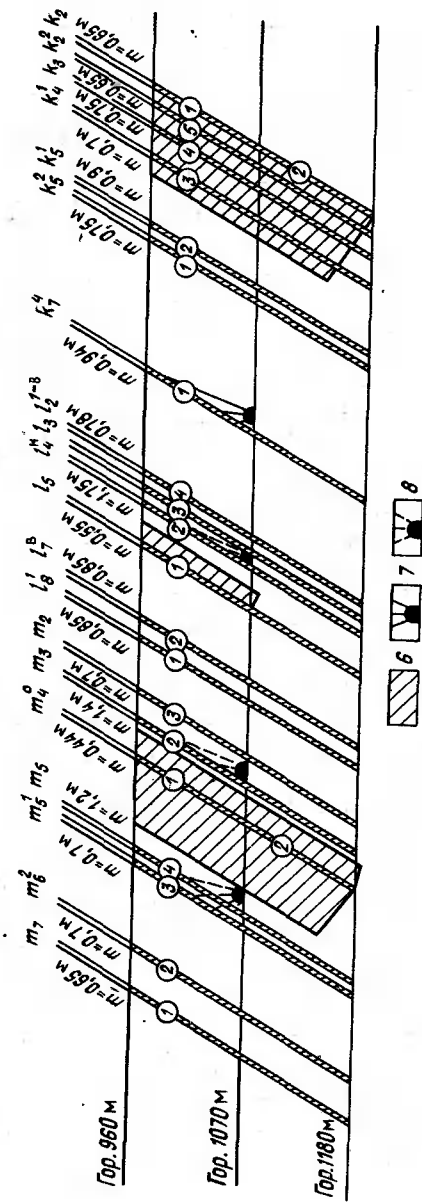


Рис. 10.11. Схема применения региональных мер защиты выбросоопасных пластов на шахте «Комсомолец» при отработке защитных пластов с опережением на один горизонт: 1, 2, ..., 5 — последовательность отработки пластов; 6 — защищенная зона; 7 — региональная гидрообработка пласта; 8 — дегазация пласта в зоне разгрузки

* Пакет программ «Недра» разработан А. В. Пересадой.

Таблица 10.5
Сравнение вариантов очередности отработки пластов

Защищаемый пласт	Защитный пласт	Расстояние до защитного пласта, м	Первый вариант		Второй вариант		
			S ₂	K	S ₁	S ₂	K
m ₆ ²	m ₇	58	38	0,69	—	38	0,69
m ₅	m ₅	11	38	1	—	38	1
m ₅	m ₄ ⁰	127	—	—	61	—	0,28
m ₃		48	38	0,82	—	38	0,82
m ₂	m ₃	28	38	1	—	38	1
l ₉	l ₈	23	25	1	—	25	1
l ₄	l ₅	55	38	0,31	—	38	0,32
l ₃	l ₄	18	38	1	—	38	1
l ₃ ^{-B}	l ₃	19	38	1	—	38	1
k ₄ ²	l ₂ ^{-B}	133	38	0	—	38	0
k ₅	k ₅	9	38	1	—	38	1
	k ₃	88	—	—	91	—	1
k ₃	k ₄	36	38	1	—	38	1
k ₂	k ₃	27	38	1	—	38	1

обеспечение (ПО) комплекса состоит из общего ПО в виде ОС РАФОС и функционального ПО в виде прикладных программ «Head» для выбора порядка отработки выбросоопасных, удароопасных и защитных пластов в свите и соотношения очистных работ на них.

В связи с многообразием конкретных горно-геологических ситуаций и отсутствием полного критерия оптимальности комплекс функционирует в интерактивном режиме, который позволяет проектировщику принимать решения во время вычислительного процесса. Комплекс дает возможность отображения горно-геологической ситуации на экране графического дисплея (ГД) и выводе текущей информации на экран алфавитно-цифрового дисплея.

Программное обеспечение «Head» состоит из 21 модуля, написанных на языках «Фортран-IV» и «Ассемблер».

Схематично защищенная зона строится в виде трапеции на ГД, в которой расчетными параметрами являются углы защиты δ и параметр дальности защищенной зоны в кровлю S₁ и в почву S₂. Информация о размерах защищенных зон, зон ПГД, показателях степени защитного действия для всех пластов свиты хранится в оперативной памяти ЭВМ, что позволяет оперативно определять и другие сопутствующие результаты, например, размеры незащищенных участков и др. Имеется возможность изменения масштаба и отображения на ГД отдельной увеличенной части изображения.

В основу определения оптимального порядка отработки многопластовых свит положен метод полного перебора вариантов с

целью определения тех из них, которые имеют максимальные коэффициенты защиты. Результатом работы алгоритма является визуализация на экране ГД информации о наилучших вариантах порядка отработки. Число выводимых вариантов может быть выбрано по рекомендации пользователя. Программное обеспечение дает возможность подключения режима «Комплекс», который обеспечивает автоматическое отображение любого варианта на экране ГД, либо режима «Единичный», позволяющего показывать защищенные зоны для каждого пласта в отдельности. При этом в режиме «Комплекс» отображаются не все защищенные зоны, а только зоны максимального влияния. В качестве зоны максимального влияния выделяется из всех пластов свиты та, которая обеспечивает данному пласту наибольшую защиту.

ПО «Head» представляет проектировщику возможность выполнить ряд вспомогательных задач, что позволяет в дальнейшем провести корректную оптимизацию порядка отработки. Среди них:

программа определения длины лавы, при которой осуществляется защита выработки на другом пласте, т. е. выявление зависимости между длиной лавы и размером защищенной лавы;

программа определения глубины ведения работ, при которой осуществляется защита выработки на другом пласте, т. е. выявление зависимости между глубиной ведения работ и размером защищенной зоны;

программа выбора надрботки или подработки для двух пластов при различном соотношении их мощностей;

программа отображения зон ПГД, определения их размеров и коэффициентов пригрузки.

Автоматизированная система позволяет оперативно и наглядно решать поставленные перед проектировщиком задачи, удобна и проста в обращении, обладает гибкостью за счет возможности подключения дополнительного оборудования и модификаций в ПО, что расширяет ее функциональные возможности.

10.6. ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ГЕОМЕХАНИЧЕСКИХ СХЕМ УПРАВЛЕНИЯ НАПРЯЖЕННЫМ И ГАЗОДИНАМИЧЕСКИМ СОСТОЯНИЕМ

Эффективность использования комплекса мер с целью предупреждения внезапных выбросов угля и газа проверена во всех угольных бассейнах страны и общепризнана. В защищенных зонах значительно повышается уровень безопасности ведения горных работ, снижаются или исключаются полностью затраты труда и средств на борьбу с выбросами, достигается более высокая нагрузка на очистной забой, увеличиваются темпы проведения

подготовительных выработок, а также улучшаются условия поддержания выработок.

При осуществлении защиты пластов повышенной выбросоопасности появляется возможность их выемки. До осуществления защиты разработка таких пластов с применением локальных мероприятий была невозможна, вскрытые и подготовленные к выемке запасы угля на этих пластах на всей площади или в отдельных зонах не вынимались. Выемка этих запасов угля на шахте снижает удельные капитальные затраты по добыче угля.

В отдельных случаях перевод шахт на схемы ведения горных работ, при которых обеспечивается использование защитных пластов, связан с преждевременными капиталовложениями на подготовку и опережающую обработку пласта, принятого в качестве защитного.

На основании изложенного в каждом конкретном случае при изменении порядка отработки пластов и осуществлении защиты выбросоопасного необходимо производить экономическую оценку этой меры [19, 20].

Основным показателем экономической эффективности внедрения геомеханических схем является годовой экономический эффект или ущерб \mathcal{E}_r . В общем виде годовой экономический эффект (руб/год) от внедрения на шахте геомеханических схем

$$\mathcal{E}_r = \mathcal{E}_{ср} + \mathcal{E}_{кос} + \mathcal{E}_c - K_n, \quad (10.2)$$

где $\mathcal{E}_{ср}$ – эффект от снижения непроизводительных расходов на ведение прогноза выбросоопасности, локальные мероприятия по борьбе с выбросами, ликвидацию последствий внезапных выбросов, руб/год; $\mathcal{E}_{кос}$ – экономический эффект за счет увеличения нагрузки на очистной забой, шахту, повышения темпов проведения подготовительных выработок, предотвращения ущерба, вызванного снижением нагрузки в период ликвидации последствий выбросов, руб/год; \mathcal{E}_c – экономический эффект за счет снижения потерь угля в недрах (расконсервация запасов), руб/год, учитываемый в случаях, когда применение защиты пластов позволяет снизить потери угля в недрах; K_n – преждевременные капитальные вложения на проведение горных выработок, необходимых для подготовки и опережающей отработки принятого в качестве защитного пласта, руб/год.

Экономический эффект от снижения непроизводительных расходов (руб/год)

$$\mathcal{E}_{ср} = C_n + C_m + C_d + C_l + C_{тр} + C_{доп}, \quad (10.3)$$

где C_n , C_m , C_d , C_l , $C_{тр}$, $C_{доп}$ – суммарные затраты соответственно на ведение прогноза выбросоопасности угольных пластов при разработке их без предварительной защиты, на локальные

мероприятия по предотвращению внезапных выбросов в очистных и подготовительных забоях, на дегазацию выбросоопасных пластов, на ликвидацию последствий выбросов, на производственный травматизм из-за внезапных выбросов, на доплату рабочим и инженерно-техническим работникам, занятым на рассматриваемом участке выбросоопасного пласта, руб/год.

Затраты на ведение прогноза выбросоопасности (руб/год)

$$C_n = (Z_{п.о} + Z_{п.п}) L, \quad (10.4)$$

где $Z_{п.о}$ и $Z_{п.п}$ – удельные затраты на ведение прогноза выбросоопасности соответственно в очистном и подготовительном забоях, на 1 м подвигания, руб (табл. 10.6); L – протяженность защищенного участка выбросоопасного пласта, м/год.

Затраты на локальные мероприятия (руб/год)

$$C_m = (Z_{м.о} + Z_{м.п}) L_m, \quad (10.5)$$

где $Z_{м.о}$ и $Z_{м.п}$ – удельные затраты на выполнение локальных противовыбросных мероприятий соответственно в очистном и подготовительном забоях на 1 м подвигания, руб (см. табл. 10.6); L_m – протяженность участка выбросоопасного пласта, подлежащего обработке локальными мероприятиями при отсутствии защиты, м/год, принимают по данным шахты или группы шахт, при отсутствии таких данных $L_m = 0,1 L$.

Таблица 10.6

Удельные затраты (руб.)* на ведение прогноза выбросоопасности, локальные мероприятия и дегазацию угольных пластов на 1 м подвигания очистного (в числителе) и подготовительного (в знаменателе) забоев в бассейнах

Работы	Бассейны		
	Кузнецкий	Карагандинский	Печорский
Текущий прогноз выбросоопасности угольных пластов	$\frac{30}{5,5}$	$\frac{31,8}{5,6}$	$\frac{39}{6,4}$
Нагнетание воды в пласт в режиме рыхления угольного массива со стороны забоя	$\frac{38,6}{3,8}$	$\frac{39,6}{4}$	$\frac{45,2}{4,5}$
Увлажнение угольных пластов со стороны подготовительных выработок	$\frac{33,7}{-}$	$\frac{34,4}{-}$	$\frac{39,4}{-}$
Дегазация угольных пластов	$\frac{27}{-}$	$\frac{27,6}{-}$	$\frac{31,5}{-}$

* В ценах 1987 г.

Затраты на дегазацию выбросоопасного пласта с целью повышения нагрузки на очистной забой (руб/год)

$$C_d = Z_n L, \quad (10.6)$$

где Z_n – удельные затраты на дегазацию угольного пласта на 1 м подвигания забоя, руб. (см. табл. 10.6).

Затраты на ликвидацию последствий выбросов (руб/год)

$$C_{л} = Z_{л.о} n_o + Z_{л.п} n_p, \quad (10.7)$$

где $Z_{л.о}$ и $Z_{л.п}$ – затраты на ликвидацию последствий одного внезапного выброса средней интенсивности из происшедших соответственно в очистном и подготовительном забое, руб. (табл. 10.7); n_o , n_p – среднегодовое число внезапных выбросов, происходящих соответственно в очистном или подготовительном забое.

Средняя интенсивность и среднее годовое число выбросов применяются по фактическим данным шахты по наиболее опасному забою на данном пласте.

Затраты по производственному травматизму от внезапных выбросов $C_{тп}$ принимают по фактическим данным шахты по случаю с наиболее тяжелыми последствиями и учетом количества случаев.

Дополнительные расходы на доплату рабочим и инженерно-техническим работникам (руб/год):

$$C_{доп} = 0,1 C_з, \quad (10.8)$$

где 0,1 – коэффициент доплат за выбросоопасность; $C_з$ – заработная плата рабочих и инженерно-технических работников, занятых на рассматриваемом участке защищенного выбросоопасного пласта, руб/год.

Таблица 10.7

Затраты (тыс. руб) на ликвидацию последствий одного внезапного выброса в очистном (числитель) и подготовительном (знаменатель) забоях в бассейнах

Интенсивность выброса, т	Бассейны		
	Кузнецкий	Карагандинский	Печорский
50	14,7/9,24	14,8/9,4	15,5/10,5
100	19,9/13,05	20,1/13,26	21,1/14,62
300	32,7/25,8	33/26,16	34,5/28,5
500	44,1/34,47	44,6/34,8	47,6/37,57
1000	63,3/54,18	64/54,78	68,8/58,95
1500	76,1/73,32	76,9/74,18	82,4/79,82
2000	82,8/76,5	83,8/77,4	90,5/83,25

Дополнительный экономический эффект (руб/год), возникающий при опережающей отработке защитного пласта и учете косвенных экономических факторов:

$$\mathcal{E}_{кос} = \mathcal{E}_з + \mathcal{E}_ш + \mathcal{E}_в + \mathcal{E}_л, \quad (10.9)$$

где $\mathcal{E}_з$, $\mathcal{E}_ш$ – экономический эффект от повышения нагрузки соответственно на очистной забой и шахту при работе в защищенной зоне, руб/год; $\mathcal{E}_в$ – экономический эффект от повышения средних темпов проведения подготовительных выработок в защищенной зоне, руб/год; $\mathcal{E}_л$ – экономический эффект от предотвращения ущерба, вызванного снижением добычи в период ликвидации последствий выбросов, руб/год.

Экономический эффект от увеличения нагрузки на отдельный очистной забой (руб/т) при постоянной добыче угля по шахте:

при $\alpha_n \leq 1,1$ –

$$\mathcal{E}_з = \frac{\gamma_{об} C_{ш} / D_c n_d}{100} (\alpha_n - 1); \quad (10.10)$$

при $\alpha_n > 1,1$ –

$$\mathcal{E}_з = \frac{\gamma_{об} C_{ш} / D_c n_d}{100} [0,1 + (\alpha_n - 1,1)0,8], \quad (10.11)$$

где α_n – коэффициент увеличения нагрузки на забой при защите выбросоопасного пласта, доли ед., равный отношению нагрузки на очистной забой после защиты пласта к нагрузке до защиты при одних и тех же условиях (при отсутствии данных α_n принимается равным 1,3); $\gamma_{об}$ – удельный вес условно постоянных расходов по звеньям, непосредственно обслуживающим один очистной забой, в общешахтной себестоимости 1 т угля, %; $C_{ш}$ – производственная себестоимость 1 т угля в целом по шахте до защиты выбросоопасного пласта, руб; D_c – суточная нагрузка на шахту до защиты выбросоопасного пласта, т; n_d – продолжительность отработки опасного участка, определенного прогнозом, с мероприятиями, сут/год, $n_d = L_m / v_з$ ($v_з$ – скорость подвигания очистного забоя на защищенном пласте, м/сут).

Экономический эффект от повышения нагрузки на шахту в целом (руб/год) при неизменной нагрузке на очистной забой: при $\alpha_{ш} \leq 1,1$

$$\mathcal{E}_ш = \frac{\alpha_{ш} C_{ш} / D_c n_d}{100} [\alpha_{ш} - 1]; \quad (10.12)$$

при $\alpha_{ш} > 1,1$

$$\mathcal{E}_ш = \frac{\gamma_{ш} C_{ш} / D_c n_d}{100} [0,1 + (\alpha_{ш} - 1,1)0,7], \quad (10.13)$$

где $\alpha_{ш}$ – коэффициент роста добычи по шахте при защите выбросоопасного пласта, доли ед., равный отношению добычи угля по

шахте после защиты выбросоопасного пласта к добыче до защиты; $\gamma_{ш}$ – удельный вес условно постоянных расходов на обслуживание общешахтных звеньев в производственной себестоимости 1 т угля по шахте, %.

При отсутствии сравнительных данных

$$\alpha_{ш} = 1 + (\alpha_n - 1)A_3/D_c, \quad (10.14)$$

где A_3 – суточная нагрузка на очистной забой, т.

Если в результате защиты выбросоопасного пласта нагрузка на очистной забой и шахту повышается одновременно, то сначала по формуле (10.10) или (10.11) рассчитывают эффект за забой с повышенной нагрузкой при условии неизменной нагрузки на шахту, а затем к полученному эффекту прибавляют экономический эффект от роста нагрузки на шахту, рассчитанный по формуле (10.12) или (10.13) при условии неизменной нагрузки на очистной забой.

Экономический эффект от увеличения темпов проведения выработок (руб/год)

$$\mathcal{E}_в = 0,8 \frac{\gamma_{п.з} C_{ш}/C_{п.д}}{100} \left(\frac{V_{уч}}{V_{ш}} \right) \left(1 - \frac{v_1}{v_2} \right), \quad (10.15)$$

где $\gamma_{п.з}$ – удельный вес условно постоянных затрат на проведение подготовительных выработок в производственной себестоимости угля по шахте до защиты выбросоопасного пласта, % (в условно постоянные затраты включают повременную заработную плату рабочих и инженерно-технических работников, обслуживающих подготовительные выработки, расходы на амортизацию проходческого оборудования, стоимость материалов длительного пользования, тариф за установленную мощность электродвигателей); $V_{уч}, V_{ш}$ – среднемесячный объем проведения подготовительных выработок соответственно на рассматриваемом участке и по шахте в целом, м; v_1, v_2 – средняя скорость проведения выработок на шахте до и после защиты выбросоопасного пласта, м/мес, принимаемая по фактическим данным (при отсутствии таких данных $v_1 = v_2/\alpha_n$).

При отсутствии обоснованного значения $\gamma_{п.з}$ принимают равным 5,2%.

Экономический эффект от предотвращения снижения добычи угля во время ликвидации последствий выброса (руб/год)

$$\mathcal{E}_д = \mathcal{E}_{шт.} \quad (10.16)$$

Значение $\mathcal{E}_{шт.}$ в этом случае определяют по формулам (10.12) и (10.13), принимая среднесуточную нагрузку на шахту D_c равной добыче угля по шахте при ликвидации последствий внезапного выброса.

Экономический эффект за счет снижения потерь угля в недрах (руб/год)

$$\mathcal{E}_с = a \left(1 - \frac{Q_n}{Q_n + Q_p} \right) D_{ш}, \quad (10.17)$$

где a – потонная ставка за амортизацию основных фондов в предшествующий защите год, руб/т; Q_n – промышленные запасы угля за предшествующий защите год, т; Q_p – объем расконсервированных запасов угля в особо опасных зонах за отчетный год, т; $D_{ш}$ – добыча угля по шахте за отчетный год, т.

Все перечисленные выше показатели принимают по фактическим данным шахты.

Ущерб от преждевременных капитальных вложений на проведение капитальных выработок (руб/год)

$$K_n = E_n K_{пр.з} - E_n K_{пр.б}, \quad (10.18)$$

где E_n – нормативный отраслевой коэффициент эффективности капитальных вложений ($E_n = 0,12$); $K_{пр.з}$ и $K_{пр.б}$ – приведенные капитальные затраты при отработке пластов соответственно с защитой и без защиты, руб.:

$$K_{пр.з} = K(1 + E_{пр})^3; \quad (10.19)$$

$$K_{пр.б} = K(1 + E_{пр})^6, \quad (10.20)$$

где K – капитальные затраты на горные работы, руб. (определяют по фактическим данным шахты исходя из расценок и объемов проведения капитальных горных выработок, необходимых для подготовки и опережающей отработки принятого в качестве защитного пласта); $E_{пр}$ – норматив приведения, равный 0,08; t_3, t_6 – продолжительность периода вкладывания капитальных затрат от начала расчетного года соответственно при отработке пластов с защитой и без защиты, лет.

Экономико-математическая модель для определения экономического эффекта от перехода на защитную отработку пластов по укрупненному показателю с учетом общешахтных затрат (руб/год) имеет вид

$$\begin{aligned} \mathcal{E}_г = & 1,25[(Z_{п.о} + Z_{п.н})L + (Z_{м.о} + Z_{м.н})L_m + Z_d L + Z_{л.о} n_0 + Z_{л.н} n_1] + \\ & + C_{тр} + 0,1C_3 + \mathcal{E}_3 + \mathcal{E}_{шт} + \mathcal{E}_в + \mathcal{E}_{шт.в} + \mathcal{E}_с - K_n. \end{aligned} \quad (10.21)$$

Для удобства пользования моделью и расчетов по ней числовые значения буквенных обозначений затрат и условных коэффициентов сведены в табл. 10.8.

Таблица 10.8
Показатели и источники определения

Условные обозначения	Показатели	Источник определения
\mathcal{E}_r $\mathcal{E}_{п.о}$	Годовой экономический эффект, руб/год Удельные затраты на ведение прогноза выбросоопасности в очистном забое при его подвигании на 1 м, руб.	Расчет Табл. 10.6
$\mathcal{E}_{п.п}$	То же, в подготовительном забое при его подвигании на 1 м, руб.	Табл. 10.6
L	Протяженность обрабатываемого за 1 год защищенного участка выбросоопасного пласта, м	Данные шахты
$\mathcal{Z}_{м.о}$	Удельные затраты на выполнение локальных противовыбросных мероприятий в очистном забое на 1 м его подвигания, руб.	Табл. 10.6
$\mathcal{Z}_{м.п}$	То же, в подготовительном забое на 1 м его подвигания, руб.	Табл. 10.6
L_m	Протяженность обрабатываемого за 1 год защищенного опасного участка, м	Данные шахты
\mathcal{Z}_d	Удельные затраты на дегазацию угольного пласта на 1 м подвигания очистного забоя, руб.	Табл. 10.6
$\mathcal{Z}_{л.о}$	Затраты на ликвидацию последствий одного внезапного выброса, происшедшего в очистном забое, руб.	Табл. 10.7
$\mathcal{Z}_{л.п}$ n_o	То же, в подготовительном забое, руб. Среднегодовое число внезапных выбросов, происшедших в очистных забоях	Табл. 10.7 Данные шахты
$n_{п}$ C_a	То же, в подготовительных забоях Годовая заработная плата рабочих и инженерно-технических работников, занятых на рассматриваемом участке, руб.	То же
\mathcal{E}_a	Годовой экономический эффект от повышения нагрузки на очистной забой, руб.	Расчет по формуле (10.10) или (10.11)
$\mathcal{E}_ш$	То же, от повышения нагрузки на шахту, руб.	Расчет по формуле (10.12) или (10.13)
$\mathcal{E}_в$	То же, от повышения средних темпов проведения подготовительных выработок, руб.	Расчет по формуле (10.15)
n_b \mathcal{E}_c	Среднегодовое число внезапных выбросов Годовой экономический эффект от снижения потерь угля в недрах	Данные шахты Расчет по формуле (10.17)
$K_{п}$	Ущерб от преждевременных капитальных вложений на проведение капитальных горных выработок для подготовки и опережающей отработки принятого в качестве защитного пласта	Расчет по формулам (10.18) – (10.20)

ущерб от преждевременных капитальных вложений $K_{п}$ можно не учитывать, так как разница между временем вложения капитальных затрат при отработке с защитой и без нее не превышает 3–5 лет.

Пример. Производственная мощность шахты в Печорском бассейне 3000 т/сут. Применяется текущий прогноз. Лавы подвигаются по простиранию. Прогнозом определен опасный участок длиной 100 м по простиранию, который обрабатывается в течение 60 сут. Локальное мероприятие для борьбы с выбросами при отработке опасного участка – нагнетание воды в режиме рыхления угольного пласта. Для повышения нагрузки на очистной забой применяется дегазация пласта.

В течение года в очистном забое произошло два внезапных выброса интенсивностью по 100 т и три выброса в подготовительных забоях интенсивностью по 50 т (без производственного травматизма).

В период ликвидации каждого внезапного выброса в очистном забое производственная мощность шахты в течение 10 дней снижалась до 2000 т/сут (выбросы в подготовительных забоях не сказывались на нагрузке на шахту).

Доплата за выбросоопасность на участке составляла 134 420 руб. в год. Производственная себестоимость 1 т угля на шахте 18 руб. Законсервированные запасы на выбросоопасном пласте отсутствуют.

При защите выбросоопасного пласта был защищен один очистной забой. Отрабатываемая за год протяженность защищенного участка равнялась 500 м.

После защиты:

не осуществлялся прогноз на всем участке;
не проводились противовыбросные мероприятия на опасном участке, в результате чего при его отработке в течение 60 сут нагрузка на очистной забой повысилась на 30% и на шахту на 10%, темпы проведения двух подготовительных выработок возросли с 50 до 80 м/мес;
не произошло ни одного внезапного выброса;
не применялась дегазация выбросоопасного пласта;
не производилась доплата за выбросоопасность.
Для осуществления защиты не потребовалось проводить дополнительные выработки.

Подставлением значений исходных данных в формулу (10.21) получаем, что годовой экономический эффект по шахте

$$\begin{aligned} \mathcal{E}_r = & 1,25 \cdot [(39 + 6,4) \cdot 500 + (45,2 + 4,5) \cdot 100 + 31,5 \cdot 500 + \\ & + 21 \cdot 100 \cdot 2 + 10 \cdot 500 \cdot 3 + 134 \cdot 420 + \frac{2,27 \cdot 18 \cdot 3000 \cdot 60}{100} \cdot 0,1 + \\ & + (1,3 - 1,1) \cdot 0,7 + \frac{50 \cdot 18 \cdot 3000 \cdot 60}{100} \cdot (1,1 - 1) + 0,8 \times \\ & \times \frac{5 \cdot 18 \cdot 3000 \cdot 60}{100} \cdot \frac{100}{700} \cdot (1 - 50/80) + \frac{50 \cdot 18 \cdot 2000 \cdot 10}{100} \cdot 0,1 + \\ & + (1,5 - 1,1) \cdot 0,7 \cdot 2 = 1,25 \cdot 22 \cdot 700 + 49 \cdot 700 + 15 \cdot 750 + 42 \cdot 200 + \\ & + 31 \cdot 500 + 134 \cdot 400 + 17 \cdot 650 + 162 \cdot 000 + 6850 + 136 \cdot 800 = 604 \cdot 000 \text{ руб/год.} \end{aligned}$$

Подставляя в формулу (10.21) стоимостные параметры, значения исходных данных и условные коэффициенты, получают экономический эффект от внедрения геомеханических схем. При укрупненной оценке эффективности защитной отработки пластов

Список литературы

1. Батугина И. М., Петухов И. М. Геодинамическое районирование месторождений при проектировании и эксплуатации рудников. М., Недра, 1988.
2. Гребенищев А. А., Горбезиани З. А., Петров А. В. Региональная гидрообработка ударо- и выбросоопасных пластов. - Уголь, № 3, 1988. с. 24-25.
3. Зубков В. В. О напряженном состоянии и устойчивости упругих блоков, взаимодействующих на границе. - В кн.: Проблемы теории трещин и механика разрушения (исследования по упругости и пластичности), вып. 15. Л., ЛГУ, 1986, с. 39-46.
4. Зубкова И. А. О расчете зон повышенного горного давления. - В кн.: Борьба с горными ударами. Л., ВНИМИ, 1981, с. 45-48.
5. Зубкова И. А. Влияние пространственного характера ведения очистных работ на распределение напряжений около очистной выработки. - В кн.: Вопросы внезапных выбросов угля и газа в угольных шахтах. М., ИГД им. А. А. Скочинского, вып. 195, 1981, с. 67-71.
6. Зубков В. В., Зубкова И. А. Напряженное состояние в окрестности выработок сложной формы в плане при отработке сближенных пластов свиты. - В кн.: Напряженное состояние горных пород и их разрушение: Сб. науч. тр. Фрунзе, Илим, 1986, с. 100-104.
7. Инструкция по безопасному ведению горных работ на пластах, опасных по внезапным выбросам угля, породы и газа. М., ИГД им. А. А. Скочинского, 1989.
8. Инструкция по безопасному ведению горных работ на шахтах, разрабатывающих пласты, опасные по горным ударам. Л., ВНИМИ, 1988.
9. Инструкция по безопасному ведению горных работ на рудных и нерудных месторождениях (объектах строительства подземных сооружений), склонных к горным ударам. Л., ВНИМИ, 1989.
10. Кротов Н. В. Исследование влияния повторной над- или подработки на защищаемый пласт. - В кн.: Физико-технические и технологические проблемы разработки и обогащения твердых полезных ископаемых. М., ИПКОН АН СССР, 1982, с. 94-100.
11. Кротов Н. В. Усиление защитного действия повторной надработкой опасных пластов. - В кн.: Региональные меры предотвращения горных ударов. Л., ВНИМИ, 1983, с. 33-40.
12. Кузнецов В. П. Анализ и планирование защитного действия при разработке свит пластов. - Уголь, № 5, 1982, с. 26-28.
13. Линьков А. М. Устойчивость и напряженное состояние упругих блоков. - В кн.: Борьба с горными ударами. Л., ВНИМИ, 1981, с. 8-11.
14. Линьков А. М., Петухов И. М., Тлеужанов М. А. Новые методы расчета целиков. - ФТПРПИ, 1984, № 3, с. 13-28.
15. Линьков А. М., Ходырев Е. Д. Расчет зон эффективной дегазации. - В кн.: Разработка месторождений полезных ископаемых. Киев, Техника, № 77, 1985, с. 42-46.
16. Линьков А. М., Ходырев Е. Д. Об источниках наследственного типа в задачах переноса. Доклады АН СССР, 1988, т. 302, № 2, с. 280-283.
17. Методические указания по геодинамическому районированию недр. Л., ВНИМИ, 1990.
18. Методические указания по использованию программ для расчета и графического построения напряжений в массиве горных пород около выработок. Л., ВНИМИ, 1981.
19. Методические указания по определению экономической эффективности внедрения научно-технических мероприятий, разработанных с учетом особенностей НИР, выполняемых ВНИМИ. Л., ВНИМИ, 1985.
20. Методические указания по оценке экономической эффективности мер борьбы с горными ударами. Донецк, ДПИ, 1987.
21. Методические указания по расчету напряжений и экспериментальной оценке газодинамического состояния пластов угля в зонах ПГД. Л., ВНИМИ, 1983.
22. Мироненко В. А. Динамика подземных вод. М., Недра, 1983.
23. Напряженное состояние массива горных пород около очистных выработок произвольной формы в плане / И. М. Петухов, В. В. Зубков, А. М. Линьков и др. - ФТПРПИ, 1982, № 5, с. 3-8.
24. Об устойчивости почвы выработки, проводимой вблизи отработанной лавы / В. П. Кузнецов, А. Ф. Филимонов, В. С. Сидоров, М. Г. Мустафин. - В кн.: Управление горным давлением и прогноз безопасных условий освоения угольных месторождений. Сб. науч. тр. Л., ВНИМИ, 1990, с. 45-51.
25. Оценка выбросоопасности угольных пластов в зонах повышенного горного давления / И. М. Петухов, П. К. Беляков, В. В. Зубков и др. М., ЦНИЭИуголь, 1987.
26. Перспективные геомеханические схемы регионального управления выбросо- и удароопасным состоянием массива при разработке свит угольных пластов (Методические положения). Л., ВНИМИ, 1989.
27. Перспективные геомеханические схемы регионального управления выбросо- и удароопасным состоянием массива при разработке свит угольных пластов на шахтах Донецкого бассейна (пласты пологого и наклонного падения). Л., ВНИМИ, 1990.
28. Перспективные геомеханические схемы регионального управления выбросоопасным состоянием массива при разработке свит угольных пластов на шахтах Карагандинского бассейна. Л., ВНИМИ, 1990.
29. Перспективные геомеханические схемы регионального управления удароопасным состоянием массива при разработке свит угольных пластов на шахтах Кизеловского бассейна. Л., ВНИМИ, 1990.
30. Перспективные геомеханические схемы регионального управления выбросо- и удароопасным состоянием массива при разработке свит угольных пластов на шахтах Кузнецкого бассейна. Л., ВНИМИ, 1990.
31. Перспективные геомеханические схемы регионального управления выбросо- и удароопасным состоянием массива при разработке свит угольных пластов на шахтах Печорского бассейна. Л., ВНИМИ, 1990.
32. Перспективные геомеханические схемы регионального управления удароопасным состоянием массива при разработке свит угольных пластов на шахтах Ткибули-Шаурского месторождения. Л., ВНИМИ, 1990.
33. Петухов И. М. Классификация горных ударов. - Безопасность труда в промышленности, 1987, № 12, с. 41-43.
34. Петухов И. М. О природе толчкообразного деформирования горного массива. - Горный журнал, 1989, № 7, с. 45-48.
35. Петухов И. М., Егоров П. В., Винокур Б. Ш. Предотвращение горных ударов на рудниках. М., Недра, 1984.
36. Петухов И. М., Линьков А. М., Работа Э. Н. О решении дискретизированных задач горной геомеханики с учетом разупрочнения и разгрузки. - ФТПРПИ, 1981, № 3, с. 26-33.
37. Петухов И. М., Линьков А. М. Механика горных ударов и выбросов. М., Недра, 1983.
38. Петухов И. М., Сидоров В. С. К оценке влияния главных напряжений в зонах сжатия земной коры. - В кн.: Управление горным давлением и прогноз безопасных условий освоения угольных месторождений: Сб. науч. тр. Л., ВНИМИ, 1990, с. 144-150.
39. Петухов И. М., Сидоров В. С., Мустафин М. Г. О прогнозировании динамических разломов в кровле очистной выработки. - В кн.: Горные

удары. Шахтная геология и геофизика: Сб. науч. тр. Л., ВНИМИ, 1988, с. 66-77.

40. *Расчет напряженного состояния массива горных пород около очистных выработок произвольной пространственной формы* / В. В. Зубков, И. А. Зубкова, А. М. Линьков, С. М. Могилевская. — ФТПРПИ, 1986, № 3, с. 24-30.

41. *Региональные меры борьбы с внезапными выбросами угля и газа на шахтах объединений «Артемуголь», «Орджоникидзеуголь» и «Дзержинскуголь»* (Дополнение к геиеральной схеме раскройки шахтных полей). Днепропетровск, Днепрогипрошахт, 1988.

42. *Рекомендации по расчету целиков с учетом опасности горных ударов*. Л., ВНИМИ, 1983.

43. *Смирнов С. Н., Зубков В. В.* Влияние разгружающего действия надрывов на изменение размеров зон повышенного горного давления. — В кн.: Управление горным давлением и прогноз безопасных условий освоения угольных месторождений: Сб. науч. тр. Л., ВНИМИ, 1990, с. 57-59.

44. *Теория защитных пластов* / И. М. Петухов, А. М. Линьков, В. С. Сидоров и др. М., Недра, 1976.

45. *Филиппов Н. А.* Расчет упругой энергии, выделяющейся при потере сцепления и трения на контакте слоев в массиве горных пород. — В кн.: Профилактика горных ударов при проектировании и строительстве шахт. Л., ВНИМИ, 1985, с. 31-35.

46. *Филиппов Н. А., Сидоров В. С., Мустафин М. Г.* Опережающая отработка защитных пластов как эффективный способ предотвращения динамических разломов пород почвы выработки. — В кн.: Совершенствование способов разработки удароопасных месторождений. Л., ВНИМИ, 1986, с. 25-29.

ПРИЛОЖЕНИЕ

УКАЗАНИЯ ПО РАСЧЕТУ НАПРЯЖЕНИЙ В МАССИВЕ ГОРНЫХ ПОРОД У ОЧИСТНЫХ ВЫРАБОТОК ПРОИЗВОЛЬНОЙ ФОРМЫ В ПЛАНЕ ПРИ ОТРАБОТКЕ СВИТЫ ПЛАСТОВ (ПРОГРАММА «PLANES»)

Программа позволяет рассчитывать все составляющие напряжений, смещений и деформаций в однородном массиве пород для любого числа очистных выработок произвольной формы в плане на одном или нескольких смежных пластах. Поверхность каждой из выработок в плоскости отработки представляется системой прямоугольников, в центре каждого из которых задаются дополнительные нагрузки. Общее число прямоугольников для каждой выработки определяется объемом оперативной памяти ЭВМ, а их размеры рекомендуется уменьшать вблизи контура выработки. Программа обеспечивает сходимость процесса вычислений при расположении двух выработок на смежных пластах на расстояниях не менее 0,25 минимального размера наибольшей из них.

При использовании 200 прямоугольников для каждой из двух выработок на смежных пластах продолжительность счета составляет около 120 мин. Уменьшение числа прямоугольников до 100 уменьшает ее до 30 мин. С ростом числа выработок длительность счета увеличивается примерно пропорционально этому числу. Когда она велика, при густой сетке разбиения могут требоваться часы машинного времени. Для его экономии в таких случаях рекомендуется рационально выбирать расчетные схемы, проводить расчеты в несколько этапов, а для сечений, находящихся в условиях плоской деформации, использовать программу «Shvarc» или BIE (Boundary Integral Equations — граничные интегральные уравнения).

Программа «Planes» составлена на языке «Фортран» и помещена в библиотеку программ ВЦ.

Задача решается в два этапа. Вначале рассчитываются все компоненты смещений, напряжений и деформаций в массиве горных пород поочередно для каждой выработки. Затем для определения напряженно-деформированного состояния массива пород у нескольких очистных выработок, расположенных на смежных пластах, применяется обобщенный алгоритм Шварца, суть которого состоит в следующем.

Число выработок обозначается через NV . На первом шаге к поверхности каждой выработки прикладываются исходные граничные условия и поочередно от каждой выработки вычисляются напряжения в точках, соответствующих остальным $NV-1$ выработкам. Суммированием вычисленных на поверхности каждой выработки напряжений получают на первом шаге граничные условия для решения задачи об упругом пространстве с выработками. Новые граничные условия отличаются от исходных на значение, равное сумме напряжений, вызванных влиянием других выработок. Чтобы удовлетворить исходным граничным условиям, возникшую разницу устраняют. Для этого к решению, полученному на первом шаге, следует прибавить решение задачи при напряжениях на выработках со знаком, обратным упомянутой сумме. Новые граничные условия по абсолютному значению меньше исходных. Продолжая вычисления подобным образом, можно сделать добавки сколь угодно малыми, т. е. решить задачу с необходимой точностью. Сумма исходных граничных условий и напряжений, возникающих на выработке после каждой итерации, будет новыми граничными условиями, которые служат для окончательных расчетов. Напряжения в произвольной точке массива горных пород получают суммированием напряжений, возникающих от влияния каждой выработки в отдельности, и устанавливаются по формулам для одиночной выработки с новыми граничными условиями.

Подготовка числовой информации для расчетов производится в следующем порядке. Система координат помещается в плоскости нижнего обрабатываемого пласта так, чтобы ось Ox была направлена вкrest простирания, ось Oy — по простиранию, а ось Oz перпендикулярна к напластованию в сторону земной поверхности. Площадь выработанного пространства S_0 на каждом пласте разбивается на области прямоугольной формы S_1, S_2, \dots, S_k . Каждая такая область делится на прямоугольники. Более мелкая разбивка на прямоугольники повышает точность результатов, но требует больших затрат машинного времени. Точки в плоскости обрабатываемого пласта и в массиве горных пород, в которых вычисляются напряжения, задают следующим образом. Задается у-я координата плоскости (x, z) , в которой необходимо вычислить напряжения, смещения и деформации. Затем в этой плоскости выбирают уровни по оси Oz , параллельные оси Ox . На каждом уровне с определенным шагом задают точки для вычисления.

Всю исходную информацию набирают на перфокарты согласно табл. III.

Результаты расчетов могут быть представлены либо в виде таблиц, либо выведены на графопостроитель «Вепсон-232». При выводе результатов на АЦПУ каждая строка, столбец или число снабжается пояснительным текстом.

Таблица III
Подготовка исходной информации для расчетов по программе «Planes»

Номер перфокарты	Исходная информация	Format	Примечания
1	NV — число выработок	I3	
	itj — число итераций алгоритма Шварца	I3	
	α — угол падения пластов свиты, градус		
	λ_1 — коэффициент бокового распора вкrest простирания	F6.2	
	λ_2 — коэффициент бокового распора по простиранию	F6.2	
	γ — средняя плотность пород, т/м ³	F6.2	
	H — глубина расположения начала координат, м	F6.2	
	ν — средневзвешенный коэффициент Пуассона пород	F6.2	
	E — средневзвешенный модуль упругости пород, МПа	F6.2	
	2	$y(i)$ — координаты плоскостей с выработками	
3	NL — число областей S_k для каждой выработки	I3	Перфокарты набираются NV раз Перфокарты набираются NL раз для каждой области, затем все повторяется NL раз (соответственно числу выработок)
4	im — число прямоугольников в области S_k по оси Ox	I3	
	xk, zk — координаты левого нижнего угла области S_k	F6.2	
	Cx — длина стороны прямоугольника по оси Ox , м	F6.2	
	Cz — длина стороны прямоугольника по оси Oz , м	F6.2	
5	Nz — число уровней по оси Oz в плоскости обрабатываемого пласта, на которых будут вычисляться напряжения	I5	
	Tx — число точек на каждом уровне	F7.0	
	TXM — координаты первой точки на уровне по оси Ox	F7.0	
	TNx — расстояние между двумя соседними точками	F7.0	
	zI — координаты уровней в плоскости по оси Oz	F7.0	
6	Ny — число плоскостей, в которых необходимо вычислить напряжения, смещения и деформации	I5	Перфокарты набираются NV раз То же
	yu — координаты этих плоскостей по оси Oy	F7.0	

Номер перфокарты	Исходная информация	Format	Примечания
7	N_z – число уровней в плоскости T_y – координаты уровней T_x – координата первой точки на уровне по оси Ox HAG_x – расстояние между соседними точками по оси Ox KT – число точек оси на каждом уровне		Перфокарты набираются N_y раз

УКАЗАНИЯ ПО РАСЧЕТУ НАПРЯЖЕНИЙ В МАССИВЕ ГОРНЫХ ПОРОД У СИСТЕМЫ ОЧИСТНЫХ ВЫРАБОТОК ПРИ ОТРАБОТКЕ СВИТЫ ПЛАСТОВ (ПЛОСКАЯ ДЕФОРМАЦИЯ) (ПРОГРАММЫ «Shvarc» и BIE)

Программы целесообразно использовать для сечений массива, находящегося в условиях плоской деформации. Их также можно применять для ориентировочных оценок напряженно-деформированного состояния в случаях, когда задача, строго говоря, не является плоской. При этом по сравнению с программой «Planes» резко сокращается время, затрачиваемое на подготовку исходной информации, и длительность счета на ЭВМ. Граничные условия учитываются автоматически при углах давления, задаваемых во входных данных.

Процедуры вычислений оформлены в двух вариантах, различающихся областями сходимости и продолжительностью счета. Первый из них представлен программой «Shvarc», основанной на алгоритме Шварца. Он требует меньших затрат машинного времени, но имеет и меньшую область сходимости по сравнению со вторым вариантом, реализованным в программе BIE и использующим метод граничных интегральных уравнений. Сравнение границ сходимости вариантов, служащее для выбора одного из них при начале расчетов, приведено в табл. 2П.

Из табл. 2П следует, что с учетом экономии машинного времени и памяти ЭВМ при близко расположенных выработках необходимо использовать программу BIE, а при достаточно удаленных выработках – программу «Shvarc».

При подготовке информации для расчетов на ЭВМ по рассматриваемому участку шахтного поля строится разрез вкрест простирания с указанием угла падения, глубины разработки, мощности пластов и междупластий, размеров целиков и очистных выработок. Разрез охватывает толщу пород в кровлю до 250 м,

Таблица 2П

Область применения программ «Shvarc» и BIE

Расположение выработок	Область сходимости
<p>Две выработки</p> a_1 – ширина первой выработки a_2 – ширина второй выработки R – расстояние между центрами выработок	<p>Программа BIE при $R \geq 0,05P$ Программа «Shvarc» при $R \geq 0,25P$</p>
<p>Три и более выработок</p> a_i – ширина i -й выработки $p = a_1 - a_2 - a_3$	<p>Программа BIE при $R_1 - P_2 \geq 0,05P$ Программа «Shvarc» при $R_1 - R_2 \geq 0,075P$</p>
R_i – расстояние между центрами выработок Две и более выработок на одном пласте	Программы «Shvarc» и BIE при любой ширине целиков

в почву – до 200, по падению и восстанию на два горизонта (но не менее чем на 200 м от рассматриваемого участка массива горных пород). За ширину очистной выработки принимается расстояние от одной кромки массива (целика) до другой кромки в направлении падения.

При программе «Shvarc» система координат располагается так, что ось Ox была направлена по восстанию в сторону земной поверхности, а ось Oy – перпендикулярно к пласту в подработанный массив. Ввод чисел осуществляется с перфокарт по формулам. Порядок ввода и форматы указаны в табл. 3П.

Таблица 3П

Подготовка исходной информации для расчетов по программе «Shvarc»

Номер перфокарты	Исходные данные	Format
1	N – число выработок	I.2
2	α – угол падения свиты, градус	F3.1
	λ – коэффициент бокового распора	F3.2
	ν – средневзвешенный коэффициент Пуассона пород	F3.2
	γ – средняя плотность пород, t/m^3	F3.2
	E – средневзвешенный модуль упругости пород, МПа	F7.0
	H – глубина, на которой находится начало системы координат, м	F5.0
	φ_1, φ_2 – углы давления у левого и правого края выработки, градус	F3.1
3	$\sigma_{куб}$ – кубиковая прочность угольных пластов, МПа	F4.0
	Массив из N чисел, выражающих координаты левых краев выработок по оси Ox	F6.1
4	Массив из N чисел, выражающих координаты правых краев выработок по оси Ox	F6.1

Продолжение табл. 3П

Номер перфокарты	Исходные данные	Format
5	Массив из N чисел, выражающих координаты центров выработок по оси Oy	F6.1
6	Массив из N чисел, выражающих мощности пластов, м	F4.2
7	NI – число уровней по оси Oy , из которых будут вычисляться напряжения	I.2
8	Массив из NI чисел, выражающих координаты уровней для счета по оси Oy	F6.1
9	Массив из NI чисел, выражающих координату по оси Ox первой точки на каждом уровне, м	F6.1
10	Массив из NI чисел, выражающих интервал между точками на каждом уровне по оси Ox	F5.2
11	Массив из NI чисел, выражающих число точек на уровне, в которых вычисляются напряжения	I.3

После окончания работы программы на АЦПУ печатается информация. Вначале для контроля правильности вводимой информации распечатываются данные из табл. 2П с соответствующими комментариями. Затем печатаются коэффициенты интенсивности K_1 , расстояние до точки максимума опорного давления a и напряжения σ_y в точке максимума для каждого края выработки. После этого печатаются таблицы координат точек и напряжения в них.

При программе ВЕ система координат располагается так, чтобы ось Ox была направлена параллельно выработкам влево, а

Таблица 4П
Подготовка исходной информации для расчетов по программе ВЕ

Номер перфокарты	Исходные данные	Format	
1	N – число выработок	I.2	
	M – число точек, в которых задаются граничные условия на выработке	I.2	
	NI – число уровней, из которых будут вычисляться напряжения	I.2	
	2	H – глубина, на которой находится начало системы координат	F5.0
		λ – коэффициент бокового распора	F4.2
3	ν – средневзвешенный коэффициент Пуассона пород	F4.2	
	E – средневзвешенный модуль упругости пород, МПа	F7.0	
	α – угол падения свиты, градус	F3.0	
	γ – средняя плотность пород, т/м ³	F4.2	
	Массив из N чисел, выражающих координаты левых краев выработок по оси Ox , м	F6.1	
4	Массив из N чисел, выражающих координаты правых краев выработок по оси Ox , м	F6.1	
5	Массив из N чисел, выражающих угол наклона каждой из выработок к оси Ox , градус	F4.1	

Продолжение табл. 4П

Номер перфокарты	Исходные данные	Format
6	Массив из N чисел, выражающих координаты левого края выработки по оси Oy , м	F6.1
7	Массив из N чисел, выражающих углы давления у левого края выработки, градус	F4.1
8	Массив из N чисел, выражающих углы давления у правого края выработки, градус	F4.1
9	Массив из N чисел, выражающих кубиковую прочность материала обрабатываемого слоя около каждой из выработок, МПа	F4.0
10	Массив из N чисел, выражающих мощность обрабатываемого слоя у каждой из выработок, м	F4.2
11	Массив из NI чисел, выражающих координаты уровней для расчета напряжений по оси Ox , м	F6.1
12	Массив из NI чисел, выражающих координаты первой точки на уровне по оси Ox , м	F6.1
13	Массив из NI чисел, выражающих интервал между точками на уровне, м	F5.2
14	Массив из NI чисел, выражающих число точек для счета на уровне, м	F3.0

ось Oy – перпендикулярно к напластованию вверх. Числовая информация пробивается на перфокартах и вводится в соответствии с порядком, указанным в табл. 4П.

После окончания расчетов по программе ВЕ на АЦПУ печатается такая же информация, как в программе «Shvarc».

Рассмотрим конкретные ситуации обработки свиты пластов.

Шахта им. Гаевского в Центральном районе Донбасса. Представляет интерес распределение напряжений на пласте k_3 между горизонтами 521 и 631 м (рис. 1П). На разрезе вкрест простирания показаны обрабатываемые пласты, которые оказывают воздействие на напряженное состояние опасного участка. Пласт k_3 надрабатывается пластом k_4 (мощность междупластья 40 м) и подрабатывается пластами k_2 и k_1 (мощность междупластья соответственно 35 и 95 м). Пласт k_4 обрабатывался на высоту этажа (вышележащий этаж не обрабатывался) и создавал защиту в нижней части лавы по опасному пласту. Пласт k_2 ранее обрабатывался на всю высоту этажа и обеспечивал защиту верхней части опасного пласта. Пласт k_3 находился в условиях двойной защиты и динамических явлений не наблюдалось. На рис. 1П показан целик по пласту k_2 , наличие которого привело к динамическим явлениям на пластах k_3 и k_1 .

После проведения расчетов получаем информацию о напряженном состоянии опасного пласта (кривая 1 на рис. 1П – нормальные к напластованию напряжения σ_y , значения которых приведены в табл. 5П). Для наглядности полученные напряжения сравниваются с уровнем напряжений в нетронутом массиве ($|\sigma_y| = K_1 \gamma H$ – линия 3) и безопасных напряжений ($|\sigma_y| = K_1 \gamma H_0 = 8$ МПа – линия 4).

Распределение нормальных к напластованию напряжений σ_y с учетом влияния целика, оставленного на пласте k_2 , показано в табл. 6П и на рис. 1П (кривая 2).

Из рис. 1П видно, что оставление целика привело к уменьшению защищенной зоны на пласте k_3 на 10 м и к увеличению зоны повышенного горюго

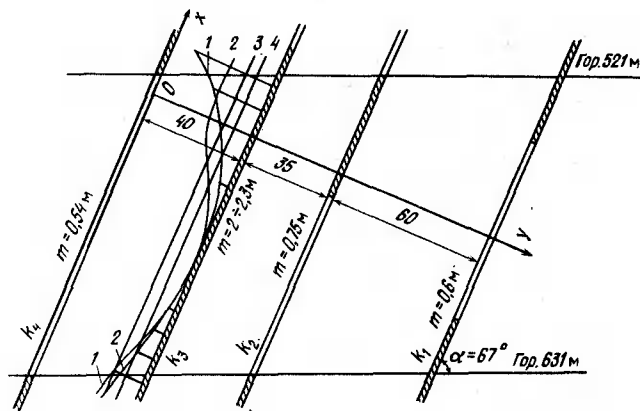


Рис. 1П. Распределение нормальных к напластованию напряжений, действующих на пласт k_3

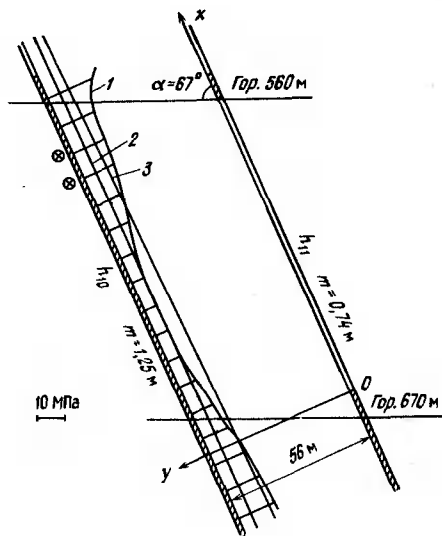


Рис. 2П. Соотношение горных работ на участке шахты № 1-2 «Красный Октябрь»:

1 - перераспределение напряжений σ_y после отработки пласта h_{11} ; 2 - напряжения $\sigma_{y0} = k_{1y}H_0$; 3 - напряжения нетронутого массива $[\sigma_y] = k_{1y}H$

давления на 10 м. Такое воздействие вызвано продавливающим влиянием целика на выработку, пройденную по пласту k_1 . Кроме того, существенное значение имеет местоположение целика по отношению к ближайшим защитным выработкам. В данном случае оно оказалось благоприятным по фактору защиты. Также следует принимать во внимание влияние краевых частей пластов, которые снижают, а в ряде случаев полностью ликвидируют защитное действие.

Шахта № 1-2 «Красный Октябрь» в Центральном районе Донбасса. На разрезе вкrest простирания (рис. 2П) обозначены два отработываемых пласта h_{10} и h_{11} (мощность междупластья 56 м). Пласт h_{10} отработан до гор. 560 м, над которым оставлен надрезочный целик шириной 10 м. Надрabатывающий его пласт h_{11} отработан до гор. 670 м, на обоих горизонтах оставлены целики шириной по 10 м.

Таблица 5П
Напряженное состояние опасного пласта

x	y	σ_x	σ_y	σ_{xy}	σ_1	σ_2	τ_{max}
-100	40	-186	-155	-20	-146	-195	12
-90		-184	-156	-19	-146	-194	12
-80		-182	-157	-19	-146	-192	11
-70		-180	-159	-20	-147	-191	11
-60		-177	-161	-20	-147	-190	11
-50		-174	-164	-22	-147	-192	11
-40		-171	-168	-25	-144	-195	13
-30		-166	-171	-31	-138	-200	16
-20		-164	-171	-41	-126	-209	21
-10		-165	-162	-53	-110	-216	27
0		-169	-141	-63	-91	-220	32
10		-174	-113	-65	-72	-215	36
20		-175	-85	-60	-55	-205	38
30		-173	-57	-51	-37	-193	39
40		-169	-32	-38	-22	-178	39
50		-160	-15	-20	-12	-163	38
60		-148	-10	-3	-10	-148	35
70		-138	-13	11	-12	-139	32
80		-130	-26	23	-21	-135	28
90		-124	-51	34	-38	-137	25
100		-117	-91	-38	-64	-144	20
110		-115	-141	28	-97	-159	16
120		-123	-199	-1	-128	-199	18
130		-229	-322	-70	-191	-360	42

Распределение нормальных к напластованию напряжений σ_y для данной ситуации показано на рис. 2П (кривая 1) и в табл. 7П. Для наглядности на рис. 2П проведены прямые 2 и 3, показывающие соответственно уровень безопасных нормальных напряжений ($[\sigma_{y0}] = K_1 \gamma H_0 = 5,95$ МПа) и нормальные напряжения в нетронутом массиве ($[\sigma_y] = K_1 \gamma H$).

Из рис. 2П видно, что по критерию γH_0 в защитную зону попадает лишь небольшой участок в нижней части лавы на рассматриваемом горизонте. Также имеется зона повышенного горного давления шириной более 40 м, примыкающая к гор. 560 м. Расчеты подтверждают, что динамические явления, зарегистрированные в верхней части лавы по пласту h_{10} , произошли в условиях высокого напряженного состояния. В рассматриваемом случае целик расположен так, что его воздействие на опасный пласт оказалось значительным. Кроме того, сказался и тот факт, что защитный пласт расположен далеко от опасного и не обеспечил надежной защиты даже в средней части лавы.

Шахта и.м. Артема в Центральном районе Донбасса. На пласте m_3 в забое откаточного штрека, который опережал лаву на 200 м, на гор. 860 м произошло динамическое явление. На разрезе вкrest простирания (рис. 3П) обозначены два пласта m_2^1 и m_3 (мощность междупластья 43 м). Пласт m_3 мощностью 1,33 м отработан до гор. 740 м с оставлением надрезочного целика. Защитный пласт m_2^2 мощностью 0,46 м отработан (с подрывкой кровли на 0,12 м) до гор. 860 м с оставлением надрезочных целиков на обоих горизонтах. Проследим за изменением напряженного состояния пласта m_3 в следующих ситуациях:

- первая - пласт m_2^2 отработан до гор. 860 м с оставлением целиков на обоих горизонтах;
- вторая - пласт m_2^2 отработан до гор. 860 м без оставления целиков;
- третья - пласт m_2^2 отработан до гор. 860 м с закладкой выработочного пространства и оставлением целиков на обоих горизонтах (при коэффици-

Таблица 6П
Напряженное состояние с учетом влияния целника

x	y	σ_x	σ_y	τ_{xy}	σ_1	σ_2	τ_{max}
-100	40.00	-184	-150	-20	-141	-193	13
-90		-182	-150	-20	-141	-191	13
-80		-180	-151	-20	-141	-190	12
-70		-178	-152	-20	-141	-189	12
-60		-175	-154	-20	-141	-188	12
-50		-173	-156	-22	-141	-188	12
-40		-170	-158	-24	-139	-189	13
-30		-166	-160	-30	-134	-193	15
-20		-164	-159	-38	-123	-199	19
-10		-163	-150	-48	-109	-205	24
0		-167	-130	-55	-91	-207	29
10		-170	-106	-54	-75	-201	32
20		-168	-81	-49	-59	-190	33
30		-162	-57	-42	-42	-177	34
40		-157	-34	-32	-26	-165	35
50		-151	-13	-16	-16	-153	34
60		-142	-14	0	-14	-143	32
70		-136	-21	16	-19	-138	30
80		-128	-41	31	-31	-138	27
90		-117	-74	40	-51	-141	23
100		-104	-117	37	-73	-148	19
110		-92	-156	16	-88	-160	18
120		-87	-178	21	-82	-183	25
130		-85	-177	97	-24	-238	54

еите усадки 0,5, эффективная мощность отрабатываемого пласта равна 0,29 м).

Таблица 7П
Напряженное состояние пород

x	y	σ_x	σ_y	τ_{xy}	σ_1	σ_2	τ_{max}
-50	56	-179	-168	-27	-146	-200	14
-40		-175	-168	-31	-141	-203	16
-30		-173	-166	-37	-132	-207	19
-20		-171	-161	-45	-121	-211	23
-10		-173	-140	-52	-108	-214	27
0		-177	-132	-56	-94	-215	30
10		-182	-112	-56	-81	-212	33
20		-185	-93	-49	-71	-206	34
30		-186	-78	-39	-65	-198	33
40		-183	-69	-27	-63	-190	32
50		-179	-67	-16	-65	-181	29
60		-173	-61	-5	-70	-174	26
70		-166	-78	3	-78	-167	22
80		-160	-92	8	-91	-161	18
90		-154	-109	9	-107	-155	12
100		-150	-126	3	-126	-151	6
110		-154	-130	-7	-136	-157	5
120		-169	-146	-17	-137	-178	10
130		-199	-156	-20	-148	-207	15
140		-285	-220	-7	-219	-286	17

Рис. 3П. Распределение нормальных к напластованию напряжений σ_y , действующих на пласт m_3

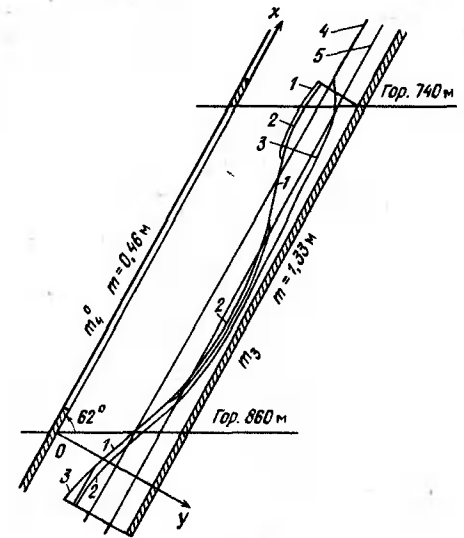


Таблица 8П
Напряженное состояние пород при первой ситуации

x	y	σ_x	σ_y	τ_{xy}	σ_1	σ_2	τ_{max}
-50	42	-226	-219	-29	-194	-253	15
-40		-223	-225	-32	-192	-256	16
-30		-217	-231	-38	-186	-263	19
-20		-212	-235	-48	-174	-273	25
-10		-208	-232	-64	-155	-285	32
0		-209	-214	-83	-129	-294	41
10		-218	-170	-96	-101	-297	49
20		-229	-135	-94	-76	-287	53
30		-232	-96	-80	-59	-269	53
40		-228	-69	-60	-49	-249	50
50		-219	-54	-42	-44	-229	46
60		-209	-47	-26	-43	-213	43
70		-200	-46	-13	-45	-201	39
80		-193	-49	-2	-49	-193	36
90		-188	-53	-9	-57	-188	33
100		-183	-75	-21	-71	-187	29
110		-178	-102	-29	-92	-188	24
120		-171	-139	-29	-122	-188	16
130		-170	-178	-13	-160	-187	7
140		-186	-198	-15	-175	-209	8
150		-227	-192	-34	-171	-247	19
160		-293	-190	-20	-187	-296	27

Таблица 9П
Напряженное состояние пород при второй ситуации

x	y	σ_x	σ_y	τ_{xy}	σ_1	σ_2	τ_{max}
-50	42	-235	-351	-34	-208	-278	18
-40		-230	-260	-41	-201	-289	22
-30		-225	-268	-54	-188	-304	29
-20		-221	-268	-73	-167	-321	39
-10		-224	-250	-98	-139	-336	49
0		-236	-211	-116	-107	-340	58
10		-250	-158	-118	-78	-331	63
20		-267	-110	-102	-57	-310	63
30		-253	-76	-80	-45	-284	60
40		-241	-55	-59	-35	-258	55
50		-227	-44	-42	-35	-237	50
60		-214	-39	-29	-34	-219	46
70		-202	-37	-20	-35	-205	42
80		-193	-37	-13	-36	-194	39
90		-186	-38	-8	-38	-187	37
100		-182	-40	-3	-40	-182	36
110		-180	-42	-1	-42	-181	35
120		-182	-44	-7	-44	-183	35
130		-186	-49	-15	-47	-188	35
140		-194	-56	-25	-52	-198	37
150		-206	-72	-42	-60	-218	39
160		-237	-111	-71	-79	-269	48

Таблица 10П
Напряженное состояние пород при третьей ситуации

x	y	σ_x	σ_y	τ_{xy}	σ_1	σ_2	τ_{max}
-50	42	-226	-215	-30	-190	-251	15
-40		-222	-219	-33	-188	-254	16
-30		-218	-224	-38	-183	-259	19
-20		-213	-227	-47	-172	-268	24
-10		-210	-224	-62	-155	-279	31
0		-212	-207	-78	-131	-288	39
10		-221	-174	-89	-106	-289	46
20		-230	-134	-86	-84	-280	49
30		-233	-100	-71	-69	-264	49
40		-228	-78	-53	-61	-245	46
50		-218	-66	-36	-58	-226	42
60		-207	-62	-23	-59	-211	38
70		-198	-62	-12	-61	-199	35
80		-191	-64	-3	-64	-191	32
90		-186	-71	-6	-70	-187	29
100		-182	-84	-15	-82	-184	26
110		-177	-106	-22	-91	-183	20
120		-171	-139	-22	-127	-182	14
130		-169	-172	-8	-162	-179	4
140		-134	-190	-16	-17	-204	8
150		-221	-185	-32	-167	-240	18
160		-281	-188	-20	-184	-285	25

Нормальные к напластованию напряжения на пласте m_3 приведены в табл. 8П–10П и показаны на рис. 3П, причем номера кривых соответствуют нумерации рассматриваемых ситуаций. Кроме этого, на рис. 3П проведены прямые, показывающие уровни безопасных напряжений ($|\sigma_y| = K_1 \gamma H_0 = 8$ МПа – прямая 5) и напряжений в нетроутом массиве ($|\sigma_y| = K_1 \gamma H$ – прямая 4).

Расчеты показывают, что ни в одной из трех ситуаций откаточный штрел на пласте m_3 не попадает в защищенную зону, но и не находится в зоне повышенного горного давления. Отработка пласта m_3 с закладкой выработанного пространства несколько уменьшила его защитное действие. При отработке пласта m_3 без оставления целиков существенно изменилось напряженное состояние пласта m_3 вблизи гор. 740 м, где на промежутке шириной 35 м нормальные напряжения уменьшились более чем в три раза по сравнению с напряженным состоянием для первого из рассматриваемых случаев. При отсутствии целиков защищенная зона увеличилась на 7 м южной части рассматриваемого горизонта и на 51 м в верхней его части.

Из рассмотренных примеров видно, что динамические явления произошли как в местах, подверженных повышению горного давления, так и в разгруженной зоне. Однако во всех случаях выполнялось условие $\sigma_y > \gamma H$.

УКАЗАНИЯ ПО РАСЧЕТУ НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ И УСТОЙЧИВОСТИ СИСТЕМЫ ЦЕЛИКОВ (ПРОГРАММА «LIMING I»)

Программа «Liming I» позволяет для горизонтальных пластов с учетом до- и запредельных деформаций решать плоские задачи по определению состояния целиков и прогнозированию характера их разрушения после достижения нагрузкой максимального значения.

Решение проводится по шагам, соответствующим последовательным этапам отработки плоской залежи (пласта). Изменяющимся параметром t , характеризующим перемены в горнотехнической обстановке, может быть выбран суммарный пролет выработки $2L_0$, при ширине любого из целиков ($2L_n$). Число целиков не должно превышать 45. В программе с помощью метода квадратичного программирования анализируется, активно ли нагружение каждого из целиков (с увеличивающимися необратимыми деформациями) или же в каком-либо из них за счет перераспределения усилий на некотором шаге начинается упругая разгрузка. Решение фиксирует достижение максимальной нагрузки на целик и его последующую деформацию. Переход к спаду нагрузки может происходить скачком, чему на практике соответствует потеря устойчивости в форме динамического явления – горного удара. В программе предусмотрена выдача информации о достижении такого критического состояния.

В программе «Liming I» для исходного состояния системы целиков вводится система координат с началом в произвольной точке. Ось Ox направляется вдоль плоскости отработки. Целики нумеруют слева направо и в указанной системе определяют координаты левого и правого краев выработки. Также находят координаты левого и правого краев для каждого целика в порядке их нумерации.

Порядок отработки и изменение горнотехнической ситуации задается указанием приращений координат левых и правых краев целиков и выработки за один шаг. Если при отработке некоторые координаты не изменяются, то соответствующее приращение полагается равным нулю.

За параметр, характеризующий нормальное окончание счета, принято число шагов NS , значение которого определяется следующим образом. В случае, если при отработке изменяется только общий пролет, то NS равно целой части частого от деления разности конечного и начального пролетов к приращению за шаг изменения горнотехнической ситуации. Если же ширина целиков изменяется, то в качестве NS принимается целая часть меньшего из отношений ширины каждого из целиков к ее изменению за шаг.

Информация вводится с перфокарт с помощью оператора «Read» по формату, указанному в табл. 11П.

Таблица 11П
Подготовка исходной информации для расчетов по программе «Liming I»

Номер перфокарты	Исходные данные	Format
1	N – общее число целиков NS – параметр нормального окончания счета	13 15
2	Массив из двух положительных чисел, выражающих приращение за шаг общего пролета выработки слева и справа соответственно	2F7.3
3	Массив из N пар чисел, выражающих изменение за шаг ширины каждого из целиков слева и справа соответственно	10F7.3
4	λ_x – коэффициент бокового распора вдоль оси x λ_z – коэффициент бокового распора вдоль оси z γ – объемный вес вмещающих пород, т/м ³ ν – коэффициент Пуассона вмещающих пород	F7.3 F7.3 F7.3 F7.3
5	H – глубина отработки, м E – средневзвешенный модуль упругости вмещающих пород, МПа	F10.1 F10.1
6	Массив из N пар чисел, выражающих модули упругости E_i и модули спада μ_i материала целиков в порядке их нумерации, МПа	F10.1
7	Массив из N чисел, выражающих коэффициенты Пуассона ν целиков	10F7.3
8	Массив из N чисел, выражающих пределы начальной σ_{oi} и остаточной σ_{*i} прочности материала целиков, МПа	4(2F10.1)
9	$2h$ – мощность целика, м xL_0 – координата левого края выработки, м xP_0 – координата правого края выработки, м	F7.3 F7.3 F7.3
10	Массив, состоящий из N пар чисел, выражающих координаты левого и правого краев целиков, м	5(2F7.3)

Выходная информация расшифровывается следующим образом. Вначале выдается на печать информация, характеризующая начальные геометрические параметры системы: ширину выработки $2x_0$, ширину каждого из целиков $2L_i$. Далее идет группа строк, число которых равно числу целиков. Числа каждой из строк в порядке следования означают значения остаточной, максимальной и исходной действующей нагрузок на целик с номером, равным номеру строки.

После этого печатается информация о промежуточных состояниях системы через 1 м изменения варьируемых параметров. Информация печатается в виде группы строк, первой, второй и третий элементы которых выражают текущие значения остаточной, максимальной и действующей в данный момент нагрузки. Четвертый и пятый элементы строки дают значения взаимных смещений кровли и почвы в месте расположения данного целика и его ширину. Номер строки соответствует номеру целика.

Если на одном из шагов система целиков теряет устойчивость (происходит горный удар), то следует автоматическая остановка ЭВМ и печатается текстовая информация о том, какой из целиков, при какой ширине его и выработки бурно разрушается. Затем печатается группа строк, число которых равно числу целиков. Первые элементы строк выражают номера целиков, второй, третий и четвертый – остаточную, максимальную и действовавшую в момент потери устойчивости нагрузки.

Если потеря устойчивости ни на одном из целиков не происходит, то печатается информация о тех целиках, которые к концу счета деформируются при падающей или постоянной остаточной нагрузке.

УКАЗАНИЯ ПО РАСЧЕТУ НАПРЯЖЕНИЙ В БЛОЧНОМ МАССИВЕ ГОРНЫХ ПОРОД (ПРОГРАММА «Blocks»)

Программа «Blocks» позволяет рассчитывать все составляющие напряжений, смещений и деформаций в массиве горных пород блочной структуры. Слагающие массив блоки имеют различные упругие характеристики, а взаимодействие по контактирующим поверхностям выражается зависимостью (2.15).

Граница блочной области разбивается на прямолинейные отрезки, которые в свою очередь для повышения точности расчетов могут разбиваться на подотрезки. Вдоль каждого из них тип граничных условий не изменяется. Эти условия могут быть трех типов, полностью исчерпывающих необходимые для практики случаи: первый – задан вектор напряжений σ ; второй – задан вектор смещений Δu ; третий – задана линейная связь между напряжениями и взаимными смещениями границ блоков $\sigma = A\Delta u + B$ (A , B – заданные матрица и вектор, постоянные вдоль каждого отрезка). Третий тип граничных условий весьма

универсален. С его помощью при надлежащем подборе значений A и B можно выразить условия первого и второго типа, а также условия гладкого контакта, постоянного трения, полного сцепления и т. д.

Программа «Blocks» составлена на языке «Фортран» и помещена в библиотеку программ ВЦ ВНИМИ.

Подготовка числовой информации для расчетов производится в следующем порядке. Система координат помещается внутри одного из блоков. Контур системы блоков разбивается на прямолинейные отрезки, в пределах которых сохраняется тип граничных условий. Под отрезком понимается любая часть границы блока между двумя узлами. Отрезки нумеруются. Первый отрезок обязательно начинается в первом узле, принадлежит внешнему контуру и проходит в направлении обхода внешнего контура против часовой стрелки. Узлом называется любая точка, где происходят излом контура, смена граничных условий или где желательно разделить границу на отрезки. Для криволинейных контуров узлы задаются так, чтобы получающаяся при их соединении ломаная линия была как можно ближе к фактической кривой. Первый узел выбирается на внешнем контуре, а следующие узлы нумеруются в порядке прохождения внешнего контура от первого узла против часовой стрелки (для внутренних узлов нумерация произвольна). Общее число узлов обозначается через N .

Для каждого отрезка в соответствии с его направлением указывается узел, в котором он начинается (массив LB), и узел, в котором он заканчивается (массив LF).

Подсчитывается: общее число отрезков M ; число отрезков на внешнем контуре $M1$; число отрезков на внутреннем контуре, где заданы напряжения, $M2$; число отрезков на внутреннем контуре, на которых заданы смещения, $M3$.

Для каждого отрезка указывается число подотрезков деления (массив LM), которое выбирается так, чтобы иметь сгущения подотрезков на участках, где ожидаются значительные изменения напряжений. Каждому отрезку присваивается признак (1, 0 или 2), который заносится в массив LP . Признак 1 означает, что на отрезке известны напряжения, 0 — смещения, 2 — задана линейная связь между напряжениями и разностью смещений. В массивы ALE и APE заносятся модули упругости, а в массивы ALN и APN — коэффициенты Пуассона блоков, находящихся соответственно слева и справа от отрезков. Для изолированной системы блоков вдоль отрезков внешней границы полагается $APE = 10^7$. Кроме этого задается $LP3$ — признак того, рассматривается ли изолированная система блоков ($LP3 = 1$) или она заключена в бесконечной упругой плоскости ($LP3 = 0$). Если рассматриваются блоки, заключенные в упругую плоскость, то задаются напряжения на бесконечности SX , SY и SXY (в про-

тивном случае они полагаются равными нулю). Для каждого отрезка, где $LP = 2$, задаются коэффициенты линейной связи между вектором напряжений σ и вектором разности смещений Δu ($\sigma = A\Delta u + B$), которые заносятся в массивы $B1R$, $B1i$, $B2R$, $B2i$, $B3R$, $B3i$. Порядок заполнения следующий:
 $B1R = (a_{rn} + a_{rt})/2$, $B1i = (a_{rn} - a_{rt})/2$, $B2R = (a_{rn} - a_{rt})/2$, $B2i = (a_{rn} + a_{rt})/2$, $B3R = b_n$, $B3i = b_t$.
 При этом, например, в случае полного сцепления ($\Delta u_n = \Delta u_t = 0$) — $B1R \gg E$ (E — нормирующий модуль упругости); $B1i = B2R = B2i = B3R = B_i = 0$ в случае гладкого контакта ($\sigma_n = 0$) при отсутствии разрыва в нормальных смещениях ($\Delta u_n = 0$) — $B1R = -B2R \gg E$, $B1i = B2i = B3R = B3i = 0$.

В массивы BZR и BZi заносятся координаты x и y всех узлов. Напряжения или смещения, заданные в контрольных точках, заносятся в массивы $BtSR$ и $BtSi$.

Второй оператор «Namelist» содержит информацию для расчета напряженного состояния во внутренних точках блоков. Порядок ввода этой информации определен так, что напряжения вычисляются на параллельных уровнях внутри блоков (в массиве BZi — значения этих уровней), начиная с некоторой точки (их значения заносятся в массив BZR) с постоянным шагом (его значения в массиве $BtSR$). Для каждого из отрезков вводится значение модуля упругости (массив $UPRE$) и коэффициента Пуассона (массив $UPiM$) блока, в котором проводятся вычисления.

Результаты расчетов могут быть представлены либо в виде таблиц, либо выведены на магнитную ленту для отображения на графопостроителе «Venson-232». При выводе результатов расчетов на АЦПУ каждая строка, столбец или число снабжаются пояснительным текстом.

Порядок ввода исходной информации следующий:

- N — число узлов;
- M — число отрезков;
- $N1$ — число узлов с известным главным вектором;
- $M1$ — число отрезков на внешнем контуре;
- $M2$ — число внутренних отрезков, на которых заданы напряжения;
- $M3$ — число внутренних отрезков, на которых заданы смещения;
- $LP3$ — признак задачи ($LP3 = 0$ — плоскость с включениями; $LP3 = 1$ — в остальных случаях);
- NtB — число уровней по оси y внутри блоков, на которых вычисляются напряжения;
- $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_{xy}$ — напряжения на бесконечности;
- EE — нормирующий модуль упругости;
- AN — нормирующая длина;
- K_j — число узлов в формуле Симпсона;
- LB — номера узлов начала отрезков;
- LE — номера узлов конца отрезков;
- LN — номера отрезков, ведущих в данный узел;
- Nm — число подотрезков деления;
- LPI — ($LPI = 1$ — задаю напряжение; $LPI = 2$ — задаю смещение; $LPI = 0$ — задана связь между напряжением и смещением);

$AL\epsilon$ — модули упругости блоков слева от отрезка;
 ALN — коэффициенты Пуассона блоков слева от отрезка;
 APE — модули упругости блоков справа от отрезка;
 APN — коэффициенты Пуассона блоков справа от отрезка;
 BIR, BII — числа, характеризующие связь между напряжениями и смещениями;
 BZR, BZI — координаты узлов;
 $BtSR, BtSi$ — напряжения или смещения в контрольных точках;
 BZi — координаты уровней по оси y ;
 BZR — координата по оси x первой точки на уровне;
 $BtSR$ — шаг по оси x ;
 $BtSi$ — число точек на уровне;
 $UPRE$ — модули упругости блоков;
 $UPim$ — коэффициенты Пуассона блоков.

УКАЗАНИЯ ПО РАСЧЕТУ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ПОРОД У КРУГЛОЙ ВЫРАБОТКИ (СКВАЖИНЫ) В РАЗУПРОЧНЯЮЩЕМСЯ МАССИВЕ (ПРОГРАММА "RING")

Выделяются следующие основные классы задач, решаемых с использованием такой программы для пород с произвольными до- и запредельными характеристиками:

а) определение зависимости давления P_0 на контуре выработки (скважины) от его смещений $U_0 [P_0 (-U_0)]$ для неограниченной плоскости при заданном на бесконечности гидростатическом давлении q^* ; эта зависимость в сочетании с характеристикой крепи $P_k (-U_k)$ позволяет установить средние нагрузки на крепь и смещения контура; серия кривых $P_0 (-U_0)$ для разных значений q в сочетании с характеристикой скважинного датчика $P_0 (-U_0)$ позволяет находить нагрузки, действующие в месте, где бурится измерительная скважина;

б) определение опорного давления $-\sigma_1(r)$ у выработки при заданном давлении на контуре $P_0(R_0)$ и заданном гидростатическом давлении q на бесконечности ∞ ; точке с радиусом $R_0 + a$, в которой достигается максимум опорного давления, отвечает граница зоны необратимых деформаций; расстояние a от контура до этой точки требуется для оценки опасности горных ударов;

в) определение для кольца с внутренним радиусом R_0 и внешним радиусом R зависимости $q (-U)$ давления на внешнем контуре от его смещений при заданном на внутреннем контуре постоянном давлении $P_0(R_0)$ и разных смещениях U_0 ; решение этой задачи нужно при отсутствии крепи ($P_0 = 0$) или использовании крепи постоянного сопротивления ($P_0(R_0) = \text{const}$)

* Здесь и далее смещения, направленные внутрь выработки, сжимающие напряжения и деформации считаются отрицательными, а давления — положительными. Поэтому, например, на контуре выработки радиальные нормальные напряжения σ_r приняты равными со знаком «минус» давлению.

для оценки опасности горных ударов в неоднородных породах или в породах с образовавшейся вокруг выработки кольцевой зоной необратимых (в том числе запредельных) деформаций; в последнем случае в качестве внешнего радиуса принимается радиус зоны необратимых деформаций $R_0 + a$, получаемый при предварительном решении предыдущей задачи;

г) задача, обобщающая предыдущую в том отношении, что на внутреннем контуре задается зависимость $P_0 (-U)$, характеризуется (с учетом начальных смещений) отпор крепи или реакция скважинного датчика; при $P_0 = \text{const}$ получается предыдущая задача, решение служит для тех же целей, что и решение указанной задачи;

д) задачи для систем произвольным образом деформирующихся концентрических колец — сочетание всех предыдущих задач. Соответствующие решения могут использоваться при расчетах напряжений в кольцевой однослойной и многослойной крепи и в неоднородных кольцевых зонах при оценке опасности горных ударов.

С целью унификации расчетов все упомянутые задачи сводятся к расширенной (четвертой) задаче, которая состоит в удовлетворении условиям

$$\sigma_3(R_0) = -P_0(R_0 \epsilon_{10}), \quad \epsilon_1(P_0) = \epsilon_{10}$$

и нахождении зависимостей

$$q = -\sigma_3(R), \quad U_R = U(R), \quad \sigma_1 = \sigma_1(r),$$

где $\epsilon_{10} = U_0/R_0$.

Первые четыре задачи решаются для разных значений $\epsilon_{10} = U_0/R_0$. Из решений для первых двух задач выбирается то, при котором $\sigma_3(R)$ равно заданному значению нагрузки на бесконечности. Перебор $\epsilon_{10} = U_0/R_0$ осуществляется с помощью цикла, предусмотренного в программе. Решение последней задачи получается в результате стыковки решений для предыдущих задач.

Выходная информация о распределении напряжений по радиусу $\sigma_1 = \sigma_1(r)$ при переборе по ϵ_{10} имеет большой объем и требуется не во всех задачах и не при всех значениях ϵ_{10} . Поэтому в программе предусмотрена возможность исключения печати значений $\sigma_1 = \sigma_1(r)$, что достигается введением в исходные данные соответствующего признака.

При решении задач свойства среды задаются функциями $\sigma_1 = F(\sigma_3, F_1)$ и $\epsilon_3 = G(\sigma_3, \epsilon_1)$, выражающими зависимость осевого напряжения σ_1 и поперечной деформации в условиях плоской задачи от бокового давления σ_3 и осевой деформации ϵ_1 . Вид функций $F(\sigma_3, \epsilon_1)$, $G(\sigma_3, \epsilon_1)$ произволен. Они представляются графиками, получаемыми непосредственно в резуль-

тате механических испытаний. Если эксперименты проводились при равномерном боковом давлении, то в качестве G принимается разность $\theta - \epsilon_1$, где θ — относительное изменение объема образца или, что то же самое, удвоенная радиальная деформация ϵ_2 . Кроме того, вводятся все необходимые поправки на влияние масштабного фактора.

Для представления $F(\sigma_3, \epsilon_1)$ и $G(\sigma_3, \epsilon_1)$ в ЭВМ задается конечное число их значений. С этой целью для конечного числа N фиксированных значений бокового давления σ_3 ($\sigma_{31}, \sigma_{32}, \dots, \sigma_{3j}, \dots, \sigma_{3N}$) строят графики $-\sigma_1 = -F(\sigma_3, \epsilon_1)$ для зависимости σ_1 от ϵ_1 и $\epsilon_3 = G(\sigma_3, \epsilon_1)$ для зависимости ϵ_3 от ϵ_1 .

На оси абсцисс (ϵ_1) выделяют конечное число M точек $\epsilon_{31}, \epsilon_{32}, \dots, \epsilon_{3M}$ с таким расчетом, чтобы они были расположены достаточно густо в местах значительных изменений диаграмм F и G и охватывали достаточно широкий диапазон относительных деформаций (обычно достаточно, чтобы этот диапазон составлял 20-кратную деформацию, при которой достигается предел прочности при одноосном сжатии). Значения функций F и G в точке с абсциссой $\epsilon_1 = \epsilon_{1S}$ при боковом давлении $\sigma_3 = \sigma_{3j}$ обозначаются $F_{jS} = G_{jS}$.

Для каждого из фиксированных значений $\epsilon_1 = \epsilon_{1S}$, начиная с наименьшего по абсолютной величине, последовательно выписываются значения σ_1 (или ϵ_3), отвечающие разным кривым в порядке возрастания (по модулю) значений σ_3 . После того, как выписано значение, отвечающее последней из кривых, делается переход к следующей точке $\epsilon_1 = \epsilon_{1S+1}$ и выписываются новые значения в том же порядке до последнего значения $\epsilon_1 = \epsilon_{1M}$. С помощью последовательностей чисел F_{jS}, G_{jS} значения функций $F(\sigma_3, \epsilon_1), G(\sigma_3, \epsilon_1)$ при любых значениях аргументов ϵ_1 и σ_3 в диапазонах от нуля до ϵ_{1M} и σ_{1M} вычисляются ЭВМ с помощью формул линейной интерполяции.

Программа «Ring» составлена на языке «Фортран» для ЭВМ ЕС-1033 и хранится в ВЦ ВНИМИ. С ее помощью для кольца с произвольными свойствами вычисляются радиальные напряжения σ_{3R} и смещения U_R на внешнем контуре $r=R$ при заданных радиальных напряжениях $\sigma_{30} = -P_0$ и смещениях $U = U_0$ на внутреннем контуре $r=R_0$. При необходимости на печать выдается распределение тангенциальных напряжений $\sigma_1(r)$ по радиусу. Получаемая информация позволяет решить все задачи.

Ввод числовой информации осуществляется с перфокарт с помощью оператора «Фортрана» «Namelist». Порядок ввода указан в табл. 12П, причем информация набивается на столько перфокартах, сколько требуется для ее размещения.

После выполнения расчетов печатается следующая информация. При $ISG=777$ парами столбцов печатаются значения тангенциальных напряжений σ_θ и соответствующих радиусов r , при-

Таблица 12П

Подготовка исходной информации для расчета по программе «Ring»

Номер перфокарты	Исходные данные	Format
1	N — число кривых $\sigma_1 = F(\sigma_3, \epsilon_1)$	I3
	M — число точек деления абсциссы	I3
	IR	I3
	IN	I3
	ISG	I3
	NI	I3
	$NEP=0$	I3
	RO — внутренний радиус	F7.0
	LL	I5
	R	F7.0
	F	F7.0
	G	F7.0
	SI	F7.0
	VI	F7.0
	$U0$	F7.0
	$P0$	F7.0

Примечание. IR — число внешних радиусов, для которых проводятся расчеты (если цикл для разных внешних радиусов не нужен и расчет проводится лишь для одного значения R , то $IR=1$); ISG — признак, определяющий вывод информации о распределении тангенциальных напряжений по радиусу кольца, в случае, когда эта информация не требуется, полагается $ISG=1$, если она нужна, то $ISG=777$; NI — общее число давлений P_0 и смещений U_0 на внутреннем контуре R_0 , для которых проводится расчет; LL — массив, состоящий из LP чисел, каждое из которых выражает число точек, на которые делится кольцо, отвечающее очередному внешнему радиусу R ; R — массив, состоящий из LR чисел, выражающих внешние радиусы, для которых проводятся расчеты (для первых двух задач внешний радиус полагается равным $20R_0$); F — массив значений функции $F(\sigma_3, \epsilon_1)$; G — массив значений функции $g(\sigma_3, \epsilon_1)$; SI — массив чисел, выражающих смещения внутреннего контура, для которых выполняются расчеты; UD — массив чисел, выражающих давление P_0 на внутреннем контуре в точках, для которых выполняются расчеты (в четвертой задаче значения P_0 задаются в функции от U_0 ; в первой и третьей задачах значения постоянны и равны заданному числу).

чем, если число точек деления кольца превышает 51, то печатаются 49 значений для точек, расположенных у внутреннего контура, и 2 значения для точек, расположенных у внешнего контура. Такая печать выдается для каждого из начальных условий ($U = U_0, P = P_0$). Затем печатаются три столбца, в первом из которых указано значение деформации ϵ_1 на внутреннем контуре, а в двух последующих — соответствующие значения радиального давления q и смещения U на внешнем контуре. В случае, если распределение напряжений σ_1 по радиусу, т. е. опорное давление выводить не требуется, полагается $ISG=1$, и печатаются только упомянутые три столбца. Указанная печать выполняется для каждого из радиусов внешнего кольца, задаваемых массивом P .

Оглавление

Предисловие	3
1. Общие сведения о проблемах горных ударов и внезапных выбросов	4
1.1. Состояние вопроса	4
1.2. Природа горных ударов и внезапных выбросов	7
1.3. Классификация явлений	11
1.4. Основные принципы прогноза и предотвращения динамических и газодинамических явлений	12
2. Напряженное состояние нетронутого горного массива	14
2.1. Оценка значений главных напряжений для отдельных участков земной коры	14
2.2. Расчет напряжений в блочном массиве методом граничных интегральных уравнений	20
2.3. Геофильтрационный прогноз в условиях тектонически нарушенных месторождений	26
3. Расчет напряжений в массиве горных пород у очистных выработок	31
3.1. Исходные предпосылки и определения	31
3.2. Задаче граничных условий	36
3.3. Расчет напряжений при разработке одиночных пластов (плоская задача)	39
3.4. Расчет напряжений при разработке одиночных пластов (пространственная задача)	41
3.5. Расчет напряжений при разработке свиты пластов (плоская задача)	48
3.6. Расчет напряжений при разработке свиты пластов (пространственная задача)	59
4. Расчет опорного давления в плоскости обрабатываемого пласта (залески)	68
4.1. Расчет опорного давления	68
4.2. Влияние горнотехнических факторов на опорное давление	77
5. Расчет целиков различного назначения	81
5.1. Условия возникновения горных ударов в целиках	81
5.2. Режимы работы и методы использования целиков	82
5.3. Определение характеристик единой системы «целики — вмещающие породы»	84
5.4. Выбор коэффициентов запаса, корректировка и оптимизация параметров целиков	91
5.5. Анализ режима работы и удароопасности целиков	92
5.6. Расчеты для широких целиков и учет зон разупрочнения в краевых частях пластов	97
5.7. Методика расчета целиков с учетом опасности горных ударов	101
6. Расчет устойчивости и энергетического баланса динамических и газодинамических явлений	115
6.1. Энергетический баланс динамических и газодинамических явлений. Устойчивость состояния равновесия	115
6.2. Учет запредельных диаграмм деформирования при оценке устойчивости	122
6.3. Оценка опасности возникновения динамических и газодинамических явлений	134
6.4. Волна разрушения	137
6.5. Расчет устойчивости и энергетического баланса пород, склонных к динамическим разломам	142

6.6. Расчет энергии, выделяющейся при толчках	146
7. Расчет и построение защищенных зон	149
7.1. Критерии защитного и разгружающего действия	149
7.2. Расчет защищенных зон при выемке одного пласта	155
7.3. Расчет защищенных зон при выемке нескольких пластов	158
7.4. Пример расчета и построения защищенных зон	161
8. Расчет и построение зон повышенного горного давления	162
8.1. Влияние геологических и горнотехнических факторов на размеры и конфигурацию зон повышенного горного давления	162
8.2. Расчет и построение зон ПГД при разработке одиночного пласта	165
8.3. Расчет и построение зон ПГД при разработке свиты пластов	168
8.4. Пример определения размеров зоны ПГД	174
9. Фильтрационные расчеты при дегазации и гидрообработке пластов	176
9.1. Фильтрационная модель среды	176
9.2. Расчеты при определении метаиносности и влагоемкости	182
9.3. Расчеты при определении проницаемости	183
9.4. Расчеты схем дегазации	192
9.5. Расчет схем гидрообработки	202
10. Управление напряженным и газодинамическим состоянием горного массива	206
10.1. Опережающая отработка защитных пластов	206
10.2. Дегазация выбросоопасных и газоносных пластов в зонах разгрузки	211
10.3. Региональная гидрообработка ударо- и выбросоопасных пластов	213
10.4. Прогнозный анализ геомеханического состояния при проектировании и ведении горных работ	215
10.5. Перспективное планирование горных работ	219
10.6. Технико-экономический анализ использования геомеханических схем управления напряженным и газодинамическим состоянием	223
Список литературы	232
Приложение	235