

67/220
С-53

СНИЖЕНИЕ НАПРЯЖЕННОСТИ ГОРНОГО МАССИВА С ПОМОЩЬЮ ВЗРЫВОВ



ИЗДАТЕЛЬСТВО • НАУКА •

622.235	41250
C-53	Снижение
напряженности	
горного массива...	
1979	1-10

Книга должна быть возвращена не
позже указанного здесь срока

Количество предыдущих выдач _____

М.В.ОФ - 893

8005

622.235
С-53

АКАДЕМИЯ НАУК СССР
МИНИСТЕРСТВО УГОЛЬНОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ СССР

Ордена Октябрьской Революции,
Ордена Трудового Красного Знамени
Институт горного дела им. А.А. Скочинского

СНИЖЕНИЕ НАПРЯЖЕННОСТИ ГОРНОГО МАССИВА С ПОМОЩЬЮ ВЗРЫВОВ

Тема работы	1
Исполнитель	
Итого	
Рез. 41260	



ИЗДАТЕЛЬСТВО "НАУКА" МОСКВА 1979

Снижение напряженности горного массива с помощью взрывов. М.: Наука, 1979. 120с.

Рассмотрены особенности взрывного разрушения горных пород в условиях их напряженного состояния при варьировании физико-механических свойств пород и величины горного давления в значительных пределах.

Научно обоснованы и приведены параметры предварительного торпедирования пород труднообрушаемой кровли с целью ее ослабления. Исследован вопрос качества буримых глубоких взрывных скважин для производства торпедирования. Даны рекомендации для бурения глубоких скважин без искривлений. Исследовано распределение напряжений при различных способах инициирования зарядов ВВ с целью концентрации большей части энергии взрыва в зоне, подлежащей разрушению.

Издание рассчитано на исследователей и практиков горнодобывающей промышленности.

Табл. 12. Ил. 53. Список лит. 47 назв.

Авторы:

А.Н. Ханукаев, Н.Ф. Кусов, В.И. Пшеничный,
А.В. Брайцев, В.П. Беляцкий, А.А. Рыскунов, Ю.Б. Синай

Ответственный редактор
кандидат технических наук
С.А. Смирнов

ВВЕДЕНИЕ

Под торпедированием массива понимается взрывание камуфлетных зарядов с целью образования вокруг скважины области повышенной трещиноватости.

Необходимость такого воздействия на массив вызывается различными задачами.

Одна из них — предварительное торпедирование выбросоопасных угольных пластов. Считается, что увеличение трещиноватости массива, которое сопровождается указанным воздействием, способствует снижению уровня напряжений и давления газа в пласте [1]. Аналогичные взрывные работы проводят и по выбросоопасным песчанникам [2].

Другая задача — предварительное торпедирование пород труднообрушаемой кровли с целью ее ослабления. Зоны трещинообразования, возникающие после торпедирования, уменьшают поперечное сечение труднообрушаемого слоя кровли и, кроме того, концентрируют напряжения [3].

Частный случай последней задачи — передовое торпедирование пород кровли с целью сохранения выработки для ее повторного использования. Этот способ может быть применен при беспеликовой выемке угля.

Сущность способа заключается в следующем: до начала работ по выемке угля в очистном забое по контуру сохраняемой выработки рядом с будущим обрушенным пространством создаются зоны трещинообразования при помощи взрывания зарядов; по мере продвижения лавы опорное давление производит дополнительное разрушение пород кровли по намеченной скважинами линии, по которой и происходит последующее обрушение кровли.

Можно привести и другие примеры использования метода торпедирования для решения различных задач [4]. Кроме того, торпедирование вмещающих пород может, по-видимому, использоваться для снижения напряжений в выбросоопасном пласте и др.

Таким образом, торпедирование в угольных шахтах может осуществляться в различных горно-геологических условиях и в породах с различными физико-механическими свойствами: от малопрочных углей до весьма крепких вмещающих пород. В настоящее время требуется накопление количественных и качественных данных о взрыве в этих условиях.

Кроме того, с увеличением глубины разработки все более существенным с точки зрения влияния взрыва на зону трещинообразования является фактор горного давления. Взрыв в этих условиях происходит на фоне предварительно существующего напряженного состояния массива, которое является для него естественным. Взрыв такого рода изучен недостаточно и для расчета параметров взрывных работ часто используют рекомендации, полученные из опыта взрывания в обычных условиях.

Неучет исходного напряженного состояния массива может привести к значительным ошибкам. Поэтому настоятельно необходимо изучение действия взрыва в условиях напряженного состояния массива.

Уже сейчас имеется определенное количество работ в этом направлении (см., например, [5] и приведенную там библиографию). Однако в большинстве исследований авторы ограничивались плоскими моделями и эквивалентными материалами.

В то же время нет никаких принципиальных трудностей, мешающих изучению взрыва в напряженном состоянии горных пород. Наиболее плодотворным представляется лабораторный метод, позволяющий, во-первых, создавать и уверенно воспроизводить любое напряженное состояние породы, во-вторых, практически не ограничивающий возможности надежного измерения параметров статического и динамического полей напряжений и дающий возможность привлечь для этой цели весь современный арсенал измерительных средств.

Единственное условие, которое должно выполняться при изучении торпедирования напряженных сред, — это условие безграничности среды, что при использовании современных установок для создания напряженного состояния накладывает ограничение на масштаб взрыва. Результаты, полученные при маломасштабных взрывах, могут использоваться достаточно широко благодаря законам подобия при взрыве.

Основная цель настоящей работы — это выявление особенностей взрывного разрушения пород в условиях их напряженного состояния при варьировании физико-механических свойств пород и величины горного давления в значительных пределах.

Выявление особенностей действия взрыва в напряженных средах позволит научно обосновать выбор параметров торпедирования в различных конкретных задачах; в первую очередь это касается расстояния между скважинами.

В табл. 1 приводятся основные параметры буровзрывных работ (БВР) для нескольких характерных примеров торпедирования.

Расстояние между скважинами колеблется, как видно, в широких пределах в зависимости от назначения торпедирования. При этом большее сближение скважин осуществляется при необходимости сплошной обработки торпедируемого участка. Для разупрочнения кровли рекомендуются сравнительно большие расстояния между скважинами — до 20 радиусов зоны трещинообразования. Торпеди-

Таблица 1

Основные параметры торпедирования пород и угля

Порода	Назначение торпедирования	Диаметр скважины, мм	Расстояние между скважинами	Литературный источник
Песчаник	Противовыбросное мероприятие	76	70-130 см (18-36 радиусов скважины)	[2]
Уголь	То же	120	Не менее 2 м (33 радиуса скважины)	[1]
Песчаник	Разупрочнение кровли	42	4-5 м (190-240 радиусов скважины)	[6]
Породы типа песчаника	То же	-	10-20 радиусов зоны трещинообразования	[3]
То же	Охрана выработки	-	8-10 радиусов зоны трещинообразования	[3]

рование кровли с целью охраны выработки имеет свою специфическую особенность, заключающуюся в необходимости такого ослабления кровли, которое гарантировало бы последующее обрушение кровли по линии скважин.

Следует отметить, что подход к выбору такого параметра, как расстояние между смежными торпедируемыми скважинами, зависит от назначения торпедирования и определяется характером физических процессов, происходящих в массиве при взрыве и после него. Так, если эффект торпедирования достигается непосредственно во время взрыва, а напряженное состояние массива — только фон, на котором он происходит (создание взаимно перекрывающихся зон трещинообразования, образование сплошной щели по линии скважин и т.п.), то выбор расстояния между скважинами зависит от условий взрывания, характера распространения волн напряжений, прочностных характеристик среды и др. В этом случае решается чисто динамическая задача в условиях исходного напряженного состояния среды.

В других случаях (разупрочнение кровли и т.п.) эффект торпедирования проявляется после взрыва в результате взаимодействия горного давления, которое выступает теперь как активная сила, с зонами разрушения, образованными в результате торпедирования.

Это задача статическая, и взрыв только предшествует ее постановке.

Независимо от подхода к выбору расстояния между скважинами удобной характеристикой является радиус зоны трещинообразования, который становится, таким образом, основным, хотя и неявным, параметром торпедирования. Определение размеров зоны трещинообразования при взрыве в условиях повышенного горного давления и в породах различной крепости — основная задача настоящей работы.

Ее прикладное значение заключается в использовании полученных результатов для решения указанных выше задач: устранение выброса угля и газа, разупрочнение пород кровли и др. В теоретическом же плане имеется в виду осветить некоторые аспекты процесса разрушения пород кровли, находящихся в напряженном состоянии.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ВОЛНЫ НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ ВЗРЫВЕ В УСЛОВИЯХ ПРЕДВАРИТЕЛЬНО НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ПОРОДЫ

В настоящее время накоплен значительный материал по параметрам волн напряжений при взрыве в обычных условиях, т.е. в отсутствие предварительного напряжения породы. При этом выявлены основные закономерности распространения волны напряжений в зависимости от свойств ВВ и породы. В этом направлении вопрос можно считать исчерпанным; дальнейшие исследования будут способствовать только накоплению количественных данных и возможности их обобщения.

Что касается взрыва в условиях напряженного состояния породы, то здесь волновые процессы только начинают изучаться. К первым попыткам следует отнести и предлагаемый ниже материал. В связи с явной близостью вопроса сравнительно подробно описана и методическая сторона исследования.

1. ОБОСНОВАНИЕ ВЫБОРА ПОРОД ДЛЯ ПРОВЕДЕНИЯ ИССЛЕДОВАНИЙ

Выбор пород для изучения действия взрыва в напряженных средах осуществлялся из соображений получения результатов, которые можно было бы распространить на широкий класс разновидностей горных пород. В связи с этим были выбраны три разновидности пород, перекрывающие по своим физико-механическим свойствам практически весь диапазон, характерный для горных пород: диабаз, известняк и горючий сланец. Основные свойства выбранных пород сведены в табл. 2.

Скорость продольной волны определялась на приборах "УЗИС-ЛЭТИ" и УКБ-1М. Статические пределы на сжатие и растяжение определялись стандартными методами; динамический предел на растяжение — методом откола. Как видно из таблицы, выбранные породы охватывают по своим свойствам достаточно широкий диапазон как акустических жесткостей, так и прочностных характеристик. По последним диапазон особенно расширяется, если учесть динамику нагружения. Сведения о динамических пределах и методе их определения будут приведены в главе 2.

Такой выбор пород позволит при накоплении данных получить обобщенные закономерности изменения параметров волны напряже-

Таблица 2

Физико-механические свойства пород

Порода	Диабаз	Известняк	Горючий сланец
Объемный вес, г/см ³	3	2,6	1,28
Скорость продольной волны, м/с	6400	3600	1700
Акустическая жесткость, 10 ⁻⁵ г/(с·см ²)	19,2	9,36	2,17
Предел прочности, кгс/см ²			
статический на сжатие	2250	700	170
статический на растяжение	130	49	8,7
динамический на растяжение	530	170	14

ний в зависимости от гидростатического давления. С выбранными разновидностями горных пород ранее было проведено значительное число опытов по различным вопросам разрушения взрывом: передача энергии ВВ породе, параметры ударных волн в ближней зоне взрыва, динамическая прочность [7-9]. Все это способствует установлению связи ранее полученных результатов с данными о протекании процессов в условиях всестороннего сжатия и более надежной обработке результатов.

2. МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ ЭКСПЕРИМЕНТОВ

Для изучения действия взрыва в условиях предварительного напряженного состояния породы была разработана экспериментальная установка, обеспечивающая:

трехосное напряженное состояние породы с возможностью варьирования давления на образец в широких пределах;

работу с образцами значительных размеров, позволяющих взрывать камуфлетные заряды;

возможность измерения параметров статического и динамического полей.

Указанные требования были реализованы конструкцией установки, схематическое устройство которой показано на рис. 1, а, общий вид — на рис. 1, б.

Установка состоит из массивного корпуса 1 с запирающей гайкой 2 и сменного вкладыша 3 с осевым каналом. Образец породы 4 помещается в испытательную камеру 5 и прижимается специальными тягами (на схеме не показанными) к поверхности вкладыша.

Нагружение образца осуществляется путем подачи масла под давлением в испытательную камеру. Таким образом, нагружение

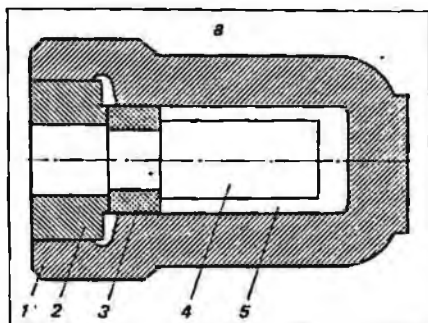


Рис. 1. Схематическое устройство (а) и внешний вид (б) установки высокого давления

образца трехосное, а наличие сквозного канала, соединяющего одну из поверхностей образца с атмосферой, позволяет имитировать забойные условия.

Основные технические характеристики установки:

Давление рабочей жидкости в испытательной камере, кгс/см ²	до 2000
Рабочая жидкость	Масло индустриальное 20
Диаметр испытательной камеры, мм	260
Длина испытательной камеры, мм	415
Диаметр сквозного канала, мм	40, 60, 100

Конструктивные решения установки были рекомендованы профессором А.Н. Ставрогиным (ВНИМИ).

Размеры испытываемого образца могут быть доведены практически до размеров испытательной камеры. Большой объем образцов облегчает размещение в них различных датчиков и расширяет возможности динамических опытов с применением зарядов ВВ. Установка размещалась внутри массивной стальной камеры с герметично закрывающейся дверью.

Динамическим опытам предшествовало измерение параметров статического поля. Для проведения измерений статического поля напряжений был выбран электротензометрический метод. Датчики

размещались внутри образца, для чего последний разрезался и после наклейки тензодатчиков склеивался. Таким образом датчики оказывались связанными с объектом измерения обеими поверхностями.

В качестве клея для тензодатчиков использовался эпоксидный компаунд. Им же склеивались и разрезанные образцы. В экспериментах использовались цилиндрические образцы из горючего сланца, известняка и диабазы диаметром 170 мм и высотой 170–200 мм. Тензодатчики размещались как в осевом, так и в радиальном направлении на различных расстояниях от торца образца с целью получения пространственного распределения деформаций и напряжений.

Торец образца, граничащий в установке (рис. 1) с каналом, имитирующим выработку, являлся ее забоем, а датчики, расположенные по оси образца, были ориентированы в направлении оси выработки. Датчики, направленные по радиусу цилиндрического образца, были ориентированы в направлении действия давления рабочей жидкости, имитирующего вертикальную составляющую горного давления.

Первые опыты показали правомерность использования предложенного варианта тензометрической методики. Полученные значения деформаций устойчиво воспроизводились в различных опытах; каждый из датчиков при циклическом нагружении и разгрузке образца воспроизводил свои показания с небольшим гистерезисом. Тарировка тензодатчиков производилась на балках равного сопротивления, испытываемых в специальное устройство с калиброванной деформацией.

Кроме того, были выполнены контрольные замеры, при которых тензорезисторы размещались как внутри образца, так и на его поверхности. Образец помещался в установку высокого давления, которая после этого герметизировалась вкладышем без сквозного канала. Таким образом образец породы с тензорезисторами испытывал всестороннее сжатие. Показания наружных и внутренних тензодатчиков в этих условиях должны были совпадать.

Это и наблюдалось в опытах: показания датчиков совпадали с точностью, характерной для измерений при помощи использованной системы. Коэффициент вариации тензоизмерений для принимаемой системы составлял не более 8%. Выполненные в условиях всестороннего сжатия измерения также свидетельствуют о правомерности выбранной методики с размещением тензорезисторов внутри породы.

При измерениях в объемных образцах проводилась непрерывная запись показаний тензодатчиков на фотобумагу; на которой дискретно, через 30 кгс/см^2 отмечалась величина внешнего давления. На основании расшифровки осциллограмм строилось распределение деформаций по оси образца. На рис. 2 приведены распределения осевых и радиальных деформаций, построенные по данным тензометрии для нескольких значений внешнего давления на образец горючего сланца.

Координата z отсчитывается от свободной поверхности (забоя);

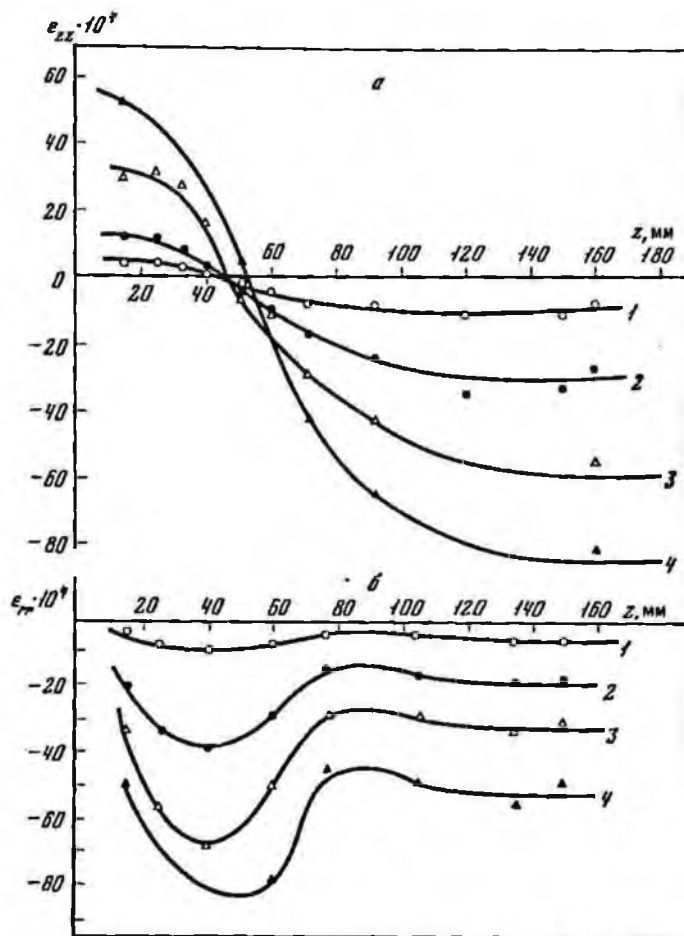


Рис. 2. Распределение осевых (а) и радиальных (б) деформаций по оси модели при различных значениях давления

Давление, кгс/см²: 1 -30, 2 -90, 3 -180, 4 -270

D - диаметр канала (выработки). Осевые деформации (рис. 2, а) в области, прилегающей к забою, являются растягивающими. Можно полагать, что на самой поверхности они больше нуля. По мере удаления от забоя они уменьшаются по абсолютной величине и на некотором расстоянии от него меняют свой знак. Область, охваченная растягивающими деформациями, представляет собой зону незначительного отжима [10]. Радиальные деформации вблизи свободной поверхности превышают уровень, наблюдаемый в глубинной части образца, образуя характерное распределение опорного давления у выработки (рис. 2, б).

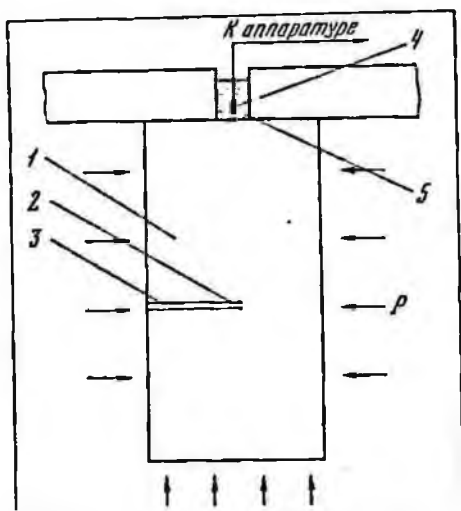


Рис. 3. Схема проведения измерений параметров волны напряжений в условиях всестороннего сжатия

1 — образец породы; 2 — заряд ВВ; 3 — забойка из эпоксидного компаунда; 4 — пьезодатчик; 5 — канал с водой

В глубине модели осевые и радиальные деформации — сжимающие и имеют постоянный для каждого внешнего давления уровень, что соответствует представлению о состоянии всестороннего сжатия вне зоны влияния выработки. С ростом давления на модель абсолютные величины деформаций пропорционально возрастают, несколько увеличивается глубина зоны отжима, максимум опорного давления удаляется от забоя.

После достижения определенного давления растягивающие осевые деформации возрастают настолько, что становится возможным видимый отжим. Зона видимого отжима имеет форму шарового сегмента с основанием на поверхности забоя и глубиной δ , зависящей от давления, диаметра канала (выработки) и свойств нагружаемой породы. В пределах этой зоны порода теряет прочность и связь с остальным массивом. Наружные слои этой зоны выдавливаются, более глубокие — расслаиваются и удаляются впоследствии без усилия.

Проведенные в широком диапазоне давлений ($300 \div 600 \text{ кгс/см}^2$) опыты показали, что для конкретной породы относительная глубина видимого отжима определяется только величиной давления и монотонно увеличивается с ростом последней.

Выполненные статические опыты показали, что напряженное состояние образцов, нагружаемых в установке, хорошо соответствует натурному с воспроизведением таких характерных особенностей, как состояние всестороннего сжатия в глубине образца, наличие зон видимого и неявного отжима и пригрузка радиальных напряжений в призабойной зоне. Данные о статическом поле напряжений способствовали также целесообразной постановке дальнейших опытов.

Для динамических опытов был выбран канал диаметром 40 мм, соединяющий торец образца с атмосферой.

Тензометрическое измерение напряженного состояния образца показывало, что возникающая при нагружении образца зона отжима не превышает 0,5–0,6 диаметра канала (рис. 2, а). При выбранном диаметре канала 40 мм глубина зоны отжима составляет, таким образом, 20–25 мм. Остальной объем образца находится в состоянии всестороннего сжатия, что и позволило изучать действие взрыва в этих условиях, несмотря на наличие канала.

Более того, последнее упрощает проведение динамических измерений: канал заполняется водой и применяется обычная пьезоэлектрическая методика преломленной волны [11], позволяющая регистрировать всю эшору волны напряжений. Сущность методики заключается в измерении преломленной в воду волны давления и в пересчете на напряжение в породе в акустическом приближении.

Схема проведения динамических опытов показана на рис. 3. Диапазон давлений на образец составлял 50–550 кгс/см². Заряды изготавливались из тэна, имели сосредоточенную форму, массу 200 мг и располагались на расстоянии 100 мм от свободной поверхности, т.е. согласно выполненным тензоизмерениям (см. рис. 2) в зоне всестороннего сжатия. Взрыв заряда, производимый при нескольких фиксированных значениях давления на образец в пределах указанного диапазона, был полностью камуфлетным. Условие безграничности среды выполнялось в экспериментах достаточно хорошо.

3. РЕЗУЛЬТАТЫ ИЗМЕРЕНИЯ ПАРАМЕТРОВ ВОЛНЫ НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ ВЗРЫВЕ В УСЛОВИЯХ ВСЕСТОРОННЕГО СЖАТИЯ

В результате опытов были получены серии осциллограмм по каждой породе. В каждой серии регистрировались импульсы волны напряжений для нескольких давлений на образец. Характерные осциллограммы приведены на рис. 4. Усредненные значения параметров импульса напряжения для всех пород и давлений сведены в табл. 3.

По осциллограммам и табл. 3 легко судить о параметрах импульса, замеренного на расстоянии $R = 40$ (сорока радиусов заряда) при различных гидростатических давлениях.

В диапазоне гидростатических давлений на образец до 550 кгс/см² влияние давления неодинаково проявляется в различных породах, что естественно, поскольку характеристикой породы, определяющей существенность этого давления, является, по-видимому, объемная сжимаемость, по которой выбранные породы значительно различаются.

Наиболее сжимаемой средой в выполненных опытах был горючий сланец, при взрыве в котором и проявились все основные характерные для напряженного состояния особенности, а именно:

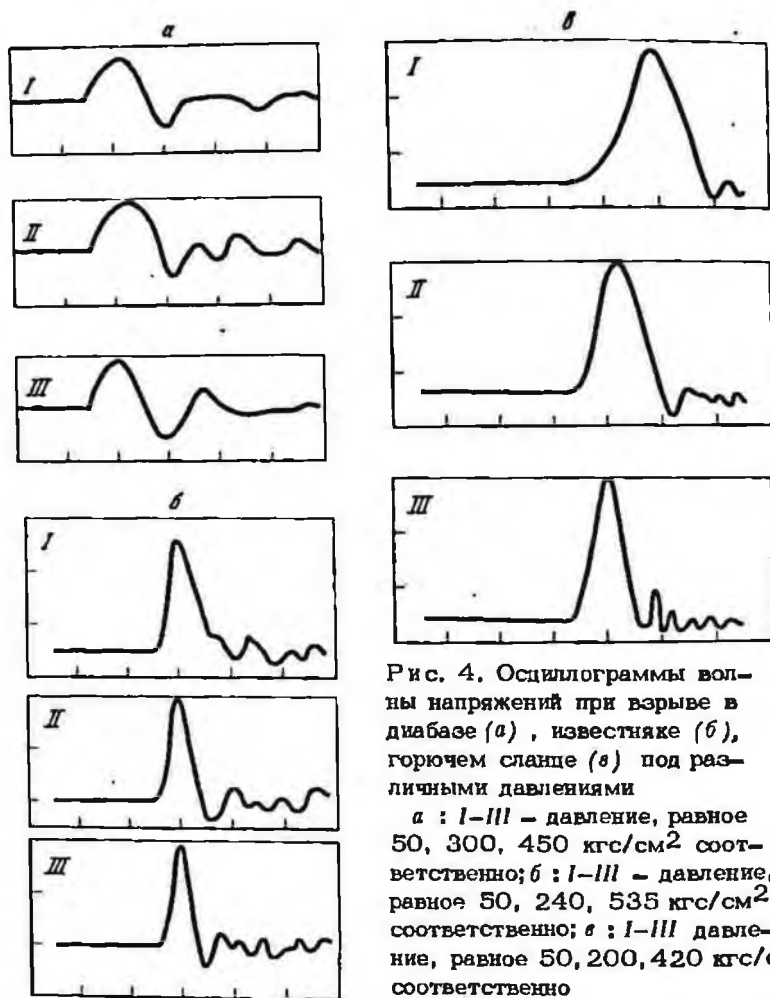


Рис. 4. Осциллограммы волны напряжений при взрыве в диабазе (а), известняке (б), горячем сланце (в) под различными давлениями

а : I-III — давление, равное 50, 300, 450 кгс/см² соответственно; б : I-III — давление, равное 50, 240, 535 кгс/см² соответственно; в : I-III — давление, равное 50, 200, 420 кгс/см² соответственно

1. По мере увеличения гидростатического давления на породу возрастает крутизна переднего фронта волны. Это свидетельствует об увеличении акустической жесткости породы с ростом давления. Такое изменение свойств среды под давлением должно в принципе увеличить и амплитуду волны $\sigma = \rho_0 c_0 v$, где $\rho_0 c_0$ — акустическая жесткость, v — массовая скорость.

Некоторое увеличение амплитуды прослеживается по осциллограммам, если сравнить амплитуды при взрывах в горячем сланце под давлением 50 и 420 кг/см². Однако вывод об изменении амплитуды следует, скорее, из косвенных соображений об увеличении жесткости породы, чем непосредственно из замеров напряжений,

Таблица 3

Параметры волны напряжений при взрыве в
напряженных породах

Величина гид- ростатическо- го давления, кгс/см ²	Амплитуда им- пульса, кгс/см ²	Длительность импульса, мкс
Диабаз		
50	180	5,5
150	200	6
300	190	5,5
450	185	5,5
550	190	6
Известняк		
50	136	11
240	125	9
400	122	8
535	124	7
Горючий сланец		
50	68	26
100	67	24
200	68	18
300	72	16
420	75	14

так как замеченное увеличение амплитуды находится в пределах экспериментального разброса.

2. Наиболее интересный результат – сокращение длительности импульса с ростом гидростатического давления на породу – не может быть полностью объяснен с позиций изменения жесткости пород.

Сокращение длительности, зарегистрированное в опытах, весьма значительно при взрыве в горючем сланце – более чем двухкратное. В то же время изменение акустической жесткости значительно меньше, чем необходимо для столь сильного влияния на длительность волны напряжений. Можно полагать, что сжимаемость (плотность) горючего сланца оказывает большее влияние на длительность фазы сжатия волны напряжений, чем акустическая жесткость.

3. Можно считать, что гидростатическое давление в исследованных пределах (до давления 420–550 кг/см²) не оказывает существенного влияния на амплитуду импульса даже при взрыве в мягких породах. Факторы, которые влияют на амплитуду (измене-

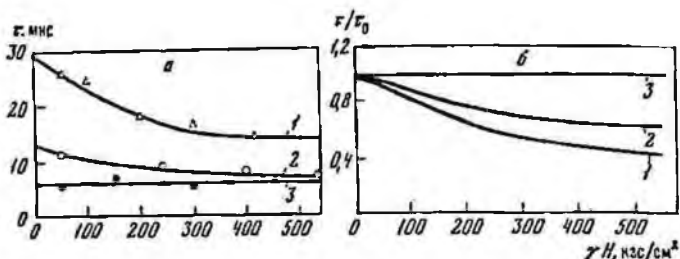


Рис. 5. Зависимость абсолютной (а) и приведенной (б) длительности импульса напряжений от гидростатического давления
1 — горючий сланец; 2 — известняки; 3 — диабаз

ние жесткости и начальной длительности), в рассматриваемом диапазоне давлений приводят к незначительному изменению амплитуды. Увеличение гидростатического давления выше верхнего предела в настоящей работе ($420 \div 550 \text{ кг/см}^2$) позволит более четко выявить влияние напряженного состояния на все параметры волны, в том числе и на ее амплитуду.

Отмеченные физические особенности волнового импульса при взрыве в напряженной среде должны наблюдаться во всех породах.

Действительно, по осциллограммам волны напряжений при взрыве в известняке, — породе, существенно отличной по своим свойствам от горючего сланца, — прослеживаются те же особенности: сокращение длительности и увеличение крутизны переднего фронта волны, правда, в меньшей степени, чем у сланца.

Это естественно, так как известняк существенно менее сжимаем, чем горючий сланец. Указанная тенденция по сжимаемости проявляется у наиболее крепкой породы испытанного ряда (диабаз) в отсутствие видимого влияния на параметры волны гидростатического давления. Для проявления этого влияния потребуются соответственно тем большие давления, чем меньше сжимаемость породы.

В испытанном диапазоне гидростатических давлений влияние напряженного состояния проявилось различно при взрыве в выбранных для опытов породах.

На рис. 5 представлена зависимость длительности волны напряжений от давления на породу; при этом на рис. 5, б даны эти же зависимости для приведенной длительности τ/τ_0 , где τ_0 — длительность импульса при взрыве в ненапряженной породе. Различное изменение длительности относительно собственной в ненапряженном состоянии отчетливо видно у пород, отличающихся по своей акустической жесткости и сжимаемости.

С длительностью волны напряжений связаны такие ее параметры, как удельный импульс и удельная энергия:

$$I = \int_0^{\tau} \sigma(t) dt,$$

$$E = \frac{1}{\rho_0 c_0} \int_0^{\tau} \sigma^2(t) dt.$$

Уменьшение длительности волны напряжений означает пропорциональное изменение сообщаемого породе импульса. Что касается удельной энергии волны, то для ее оценки необходимо учесть изменение акустической жесткости по сравнению с ненапряженным состоянием.

4. ОБСУЖДЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ

Основному результату описанных опытов — сокращению длительности фазы сжатия волны напряжений по мере роста гидростатического давления — следует дать объяснение. Выше упоминалось, что наиболее существенное влияние давления проявлялось при взрыве в горючем сланце. Именно в нем и были проведены дополнительные опыты. Поскольку в предыдущих опытах параметры волны напряжений измерялись на расстоянии $\bar{R} = 40$, то в дополнительной серии опытов они измерялись на расстоянии $\bar{R}$, равном 26, 20, 14.

Результаты оказались аналогичными полученным ранее, а именно: длительность импульсов сокращается с ростом гидростатического давления независимо от расстояния, на котором измеряются параметры волны напряжений. Поскольку приближение к заряду не изменяет полученной тенденции, то естественно связывать сокращение длительности не только с изменением свойств среды, но и с процессом формирования волны.

Рассмотрим этот процесс подробнее. Развитие полости заряда связано с формированием и распространением ударной волны (рис. 6). При этом вследствие более высокой скорости распространения фронта волны по сравнению с поверхностью полости текущая длина волны λ увеличивается вплоть до достижения полости конечных размеров, или, иными словами, до конечной длины λ_k . Момент формирования волны длиной λ_k соответствует расширению полости до своего конечного значения и прекращению движения поверхности раздела продукты взрыва-порода.

Весь объем породы между указанной поверхностью и поверхностью фронта волны к этому моменту уплотнен и вовлечен в движение. Сказанное иллюстрируется рентгенограммами (рис. 7), отражающими процесс формирования волны.

Таким образом, начальная длительность волны равна времени развития полости заряда (t). Начальную длительность можно зарегистрировать на расстоянии от заряда $\bar{R} = 1$, используя для этого один из известных методов, в том числе метод импульсной рентгеновской съемки, позволяющий регистрировать ударную волну в координатах масса-скорость-время [7]. Однако измерение начальной длительности можно осуществлять и на других расстоя-

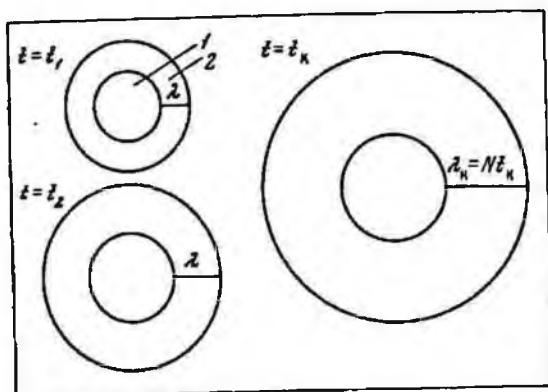


Рис. 6. Схемы процесса расширения полости зарядной камеры (1) и распространения ударной волны (2)

ниях от заряда, так как в процессе распространения волны ее длительность меняется незначительно, во всяком случае, в диапазоне расстояний до 40 радиусов заряда, где и выполнялись пьезоэлектрические замеры.

Таким образом, регистрация длительности волны напряжений и ее изменения, выполненная достаточно далеко от заряда ($R = 40$), позволяет судить о начальных временных характеристиках волны на границе ВВ-порода и связать зарегистрированное сокращение длительности волны с процессом ее формирования в ближней зоне взрыва.

Напомним, что согласно принятому подходу импульс волны напряжения формируется в процессе развития полости заряда и длительность ее развития равна длительности излучаемого импульса. В таком случае уменьшение длительности импульса вызывается сокращением времени развития полости и ее конечных размеров.

Локализация развития полости при взрыве в условиях всестороннего сжатия представляется понятной. Для рассмотрения влияния гидростатического давления на формирование импульса при взрыве воспользуемся схемой, приведенной на рис. 8, на которой показаны начальные импульсы в породах с высокой и низкой акустической жесткостью.

Поверхность полости заряда — это поверхность, где взаимодействуют противоположно направленные силы гидростатического поля и расширяющихся продуктов взрыва. По величине эти силы несоизмеримы в течение почти всей длительности импульса. Только в хвостовой части импульса напряжения в нем становятся соизмеримыми с величиной противодействия и компенсируют друг друга, вследствие чего импульс укорачивается.

Принятая схема объясняет и различия в изменении длительности импульса при взрыве в породах различной акустической жесткости. При всех прочих равных условиях длительность уменьшается тем больше, чем меньше крутизна заднего фронта импульса (рис. 8).

Для выявления правомерности принятой схемы было проведено измерение параметров начального импульса в различных породах

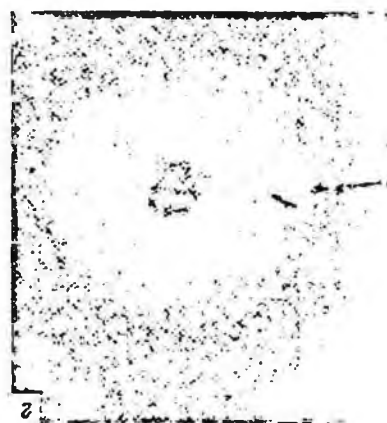
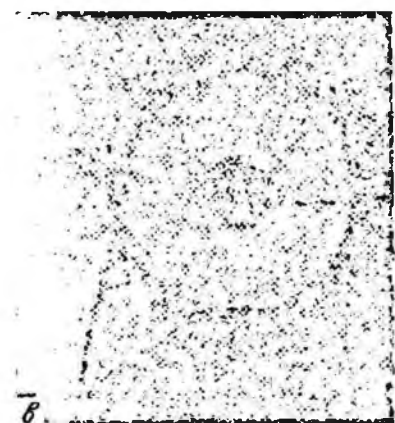
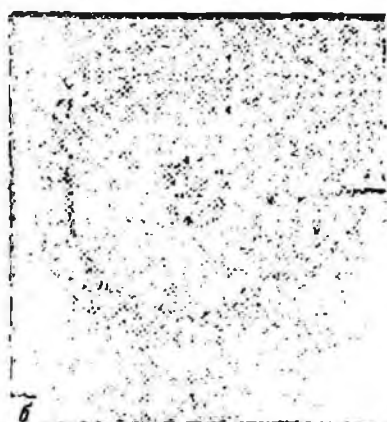


Рис. 7. Рентгенограммы
развития полости сферического
заряда в грунте
(а-д)

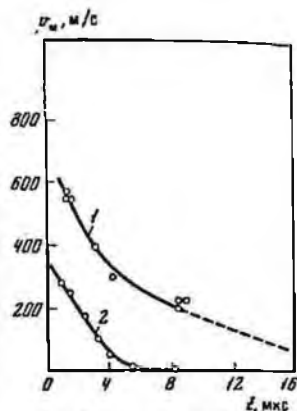
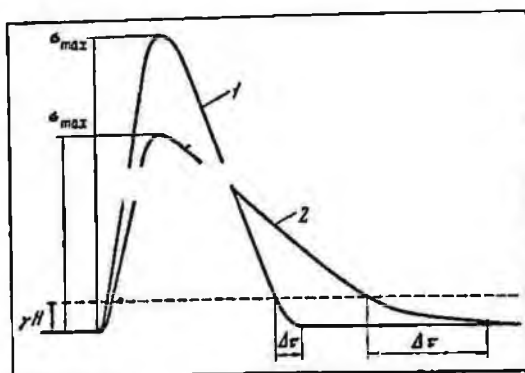


Рис. 8. Схема формирования импульса напряжений при взрыве в условиях всестороннего сжатия

1 и 2 — импульсы в породе с высокой и низкой акустической жесткостью соответственно

Рис. 9. Начальные импульсы в координатах массовая скорость — время при взрыве тэнового заряда в горючем сланце (1) и диабазе (2)

методом импульсной рентгеноъемки. Последняя позволяет получить эпюру начального импульса в координатах массовая скорость — время.

Начальные импульсы в породах с резко отличной акустической жесткостью (диабаз и горючий сланец) представлены на рис. 9. Как видно, крутизна задних фронтов заметно отличается и это отличие соответствует принятой схеме.

Таким образом, рассмотрение влияния гидростатического давления на формирование начального импульса приводит к выводу об уменьшении его длительности в условиях всестороннего сжатия, причем тем большим, чем ниже акустическая жесткость породы. В проведенных опытах было зарегистрировано значительное изменение длительности импульса в сланце, меньшее — в известняке и отсутствие изменения при взрыве в диабазе (см. рис. 5).

Полученные экспериментальные данные хорошо согласуются с принятой схемой. Отсутствие видимого изменения длительности при взрыве в диабазе объясняется его малой абсолютной величиной и невозможностью ввиду этого корректной обработки осциллограмм по данному параметру.

Основная особенность взрыва в условиях всестороннего сжатия — уменьшение длительности по сравнению со взрывом в ненапряженной среде — представляет собой не только теоретический интерес. Следствием этого явления должно быть и различие в результатах разрушения. Поскольку взрыв происходит в напряженной среде и является камуфлетным, разрушение сводится к образованию зоны

радиальных трещин. Размер последней и будет характеризовать эффективность разрушения в условиях всестороннего сжатия. Естественно предположить, что изменение параметров динамического поля напряжений повлечет за собой и изменение размеров зон трещинообразования.

Прежде всего это следует из рассуждений об энергетическом подобии. Пусть R_1 и R_2 — сходственные по напряжениям расстояния от заряда, соответствующие внешней границе зоны трещинообразования в известняке и горючем сланце, т.е. расстояния, на которых выполняется условие

$$\sigma_\phi = [\sigma_p],$$

где σ_ϕ — тангенциальная составляющая волн напряжений; $[\sigma_p]$ — предел прочности на растяжение.

Выполненные замеры и оценки зоны трещинообразования $R_{тр}$ показывают, что $R_2/R_1 = R_{тр2}/R_{тр1}$ составляет 0,85 и 0,75 для известняка и горючего сланца соответственно, т.е. именно в таком отношении изменятся размеры зон трещинообразования при увеличении гидростатического давления от нуля до 400–500 кгс/см².

Отмеченная локализация зоны трещинообразования связана не только с изменением длительности действия благодаря сжимаемости пород, но и с увеличением прочности пород с ростом гидростатического давления: Косвенно об увеличении прочности свидетельствует рост акустической жесткости, прослеживаемый по осциллограммам. Однако прямых данных по второму фактору нет, что и делает невозможным прогнозирование размера радиальных трещин в условиях всестороннего сжатия. Отсюда вытекает необходимость экспериментального определения размеров зоны трещинообразования в этих условиях.

ЭФФЕКТИВНОСТЬ ТРЕЩИНООБРАЗОВАНИЯ ПРИ ВЗРЫВЕ В УСЛОВИЯХ ВСЕСТОРОННЕГО СЖАТИЯ

Основная характеристика, определяющая эффективность торпедирования, — это размер зоны трещинообразования при взрыве. Необходимость дополнительного исследования вызвана спецификой задачи — взрыв происходит в напряженной среде. Если сейчас имеется сравнительно много экспериментальных данных о размере зоны трещинообразования при взрыве в обычных условиях [13–17], то соответствующих данных для условий напряженного состояния практически нет.

В табл. 4 даны размеры зоны трещинообразования и условия взрывания при отсутствии напряженного состояния. Как видно, значения радиуса зоны трещинообразования для пород средней и высо-

Таблица 4

Размеры зон трещинообразования при взрыве в ненапряженных породах

Размеры зоны трещинообразования в радиусах заряда	Тип ВВ	Порода	Литература
15–25	–	Крепкие породы	[13]
20–24	Тротил	Известняк	[14]
24	"	Бетон	
26	"	Гранит	
8–24	Аммонал	Крепкие породы	[15]
12–16	Аммонит № 6ЖВ	То же	
20	Динафталит	"	
12–25	Игданит	"	
15–25	–	Порода типа гранита	[16]
20–40	–	Порода типа алевролита	
26–28	Аммонит № 6ЖВ	Глинистый гал-лит	[17]
19	То же	Киинитовая руда	

кой акустической жесткости не превышают, согласно литературным данным, 20–25 радиусов заряда. Большие значения относятся к мягким породам (алевролит, горючий сланец) и углям.

Таким образом, по данным различных исследователей, размеры зоны трещинообразования при взрыве в обычных условиях практически совпадают.

Не останавливаясь здесь на методах непосредственного определения размеров зоны трещинообразования, рассмотрим метод, который при наличии исходных данных можно считать расчетным. В основу метода заложено условие образования радиальных трещин при взрыве: $\sigma_\phi \geq [\sigma_p]$, где σ_ϕ – тангенциальная составляющая напряжений в волне, $[\sigma_p]$ – предел прочности на растяжение.

Исходными данными для определения радиуса зоны трещинообразования $R_{тр}$ являются, с одной стороны, закономерность изменения тангенциальной составляющей волны напряжения с расстоянием от заряда $\sigma_\phi = f(\bar{R})$, а с другой – величина предела прочности $[\sigma_p]$, взятая в соответствии с условиями нагружения. В настоящее время накоплен значительный материал по параметрам волн напряжений в различных породах, который может быть обобщен.

Вопрос о выборе величины $[\sigma_p]$ более сложен, так как она сильно зависит от условий нагружения. Использование статических пределов прочности при взрывном нагружении приводит к неверным результатам в расчетах. В связи с этим необходимо учитывать динамику нагружения и вводить соответствующие поправки к значениям статических пределов.

При наличии предварительного напряженного состояния породы определение прочностной характеристики осложняется еще больше. В этом направлении еще предстоит большая работа. Рассмотрим пока указанный метод применительно к торпедированию ненапряженной среды.

1. ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЗМЕРОВ ЗОНЫ ТРЕЩИНООБРАЗОВАНИЯ ПО ДИНАМИЧЕСКОЙ ПРОЧНОСТИ ПОРОДЫ

Как уже указывалось, необходимые исходные данные для определения $R_{тр}$ – это зависимость $\sigma_\phi = f(\bar{R})$ и величина $[\sigma_p]$, характерная для взрывного нагружения.

Определение зависимости $\sigma_\phi = f(\bar{R})$

Для нахождения искомой зависимости необходимо иметь закономерность изменения радиальной составляющей напряжения в волне с расстоянием от заряда $\sigma_r = f(\bar{R})$. Переход к тангенциальной составляющей дается известным соотношением

$$\sigma_\phi = (1 - 2b^2)\sigma_r,$$

где $b = c_s/c_p$, c_s и c_p – скорости поперечной и продольной волн соответственно.

Зависимость $\sigma_r = f(\bar{R})$ определялась экспериментально в диапазоне относительных радиусов заряда $10 < \bar{R} < 50$, в пределах которого происходит образование радиальных трещин. В интервале $5 < \bar{R} < 15$ значения σ_r определялись при помощи скоростной фоторегистрации, в интервале $20 < \bar{R} < 50$ — пьезоэлектрическим методом преломленной волны.

Заряды изготавливались из тена плотностью $0,9 \text{ г/см}^3$. Замеры параметров волны осуществлялись при взрыве как сосредоточенных, так и удлиненных зарядов. Сосредоточенные заряды были идентичны использованным при взрыве в напряженном состоянии в установке высокого давления; удлиненные имели тот же диаметр и длину, равную 20 диаметрам заряда. Породы те же, что и ранее: диабаз, известняк, горючий сланец.

Методика определения напряжений в ближней зоне взрыва ($\bar{R} = 5 \div 15$) заключалась в следующем. Первоначально проводилось измерение массовой скорости на высокоскоростном фоторегистраторе СФР-2М в сочетании с теневой установкой ИАБ-451 в режиме фоторегистра. Съемочная камера СФР-2М обеспечивала непрерывную развертку со скоростями $150\text{--}3750 \text{ м/с}$, что позволило уверенно регистрировать массовые скорости в диапазоне от десятков до тысяч метров в секунду. Подсвет осуществлялся лампой ИФК-20000.

Образец горной породы, по форме близкий к цилиндрической, помещался в поле светового потока теневой установки ИАБ-451 таким образом, чтобы шелловая диафрагма фоторегистратора СФР-2М была перпендикулярна к оси образца, а сам образец занимал среднюю часть диафрагмы. В шпуре, расположенном асимметрично противоположным поверхностям образца, помещался сосредоточенный или удлиненный заряд ВВ.

На рис. 10 приведена характерная регистрограмма, на которой можно наблюдать моменты выхода волны из образца, траекторию движения свободной поверхности и воздушной волны, причем, так как поверхности образца находятся на разных расстояниях от оси заряда, указанные моменты смещены во времени.

Изменения размера образца на фотографии свидетельствуют о движении свободной поверхности, а угол наклона определяет скорость смещения последней, которая определяется по формуле

$$w = ktg\alpha m,$$

где k — коэффициент уменьшения линейных размеров объекта; α — угол наклона траектории движения свободной поверхности; m — скорость временной развертки.

Искомая массовая скорость определяется из правила удвоения [18]

$$v = w/2.$$

В каждом опыте измеряются два значения массовой скорости.

Полученные значения скоростей легко проконтролировать благодаря наличию на регистрограмме траекторий движения фронта воз-

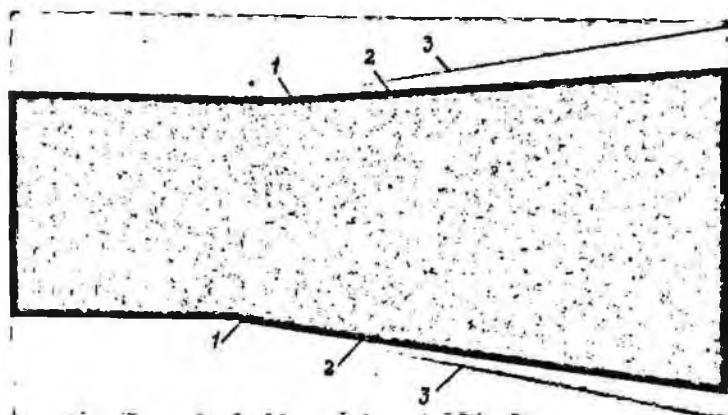


Рис. 10. Характерная регистрограмма

1 — момент начала движения свободной поверхности и формирования ударной воздушной волны; 2 — траектория движения свободной поверхности; 3 — траектория движения ударной воздушной волны

душной ударной волны 3 (рис. 10). В момент начала движения свободной поверхности скорость ее движения w совпадает со скоростью потока воздуха u . Последняя однозначно связана со скоростью воздушной ударной волны соотношением Ренкина-Гюгоньо

$$u = \frac{2a}{\gamma + 1} \left(M - \frac{1}{M} \right),$$

где a — скорость звука в воздухе; γ — показатель адиабаты; $M = D/a$ — число Маха; D — скорость воздушной ударной волны.

Скорость воздушной ударной волны определяется по регистрограмме аналогично скорости движения свободной поверхности. Затем определяется скорость потока воздуха u , а следовательно, и искомая скорость w , так как $w = u$. Указанный способ определения w — вспомогательный и применялся для контроля значений w , полученных непосредственно по регистрограмме.

Изменение размеров образца и места расположения шпура дает возможность зарегистрировать массовые скорости v на различных расстояниях от заряда и построить зависимость v от приведенного расстояния до оси заряда $\bar{R} = R/R_0$, где R — абсолютное расстояние, R_0 — радиус заряда.

Кроме того, благодаря асимметричному расположению заряда относительно поверхностей образца, движение которых регистрируется, и, следовательно, благодаря неодновременному выходу волны на противоположные поверхности возможно определение по регистрограмме значений скорости ударной волны N .

Полученные данные достаточны для определения искомых радиальных напряжений $\sigma_r = \rho_0 N v$ в диапазоне $5 < \bar{R} < 15$.

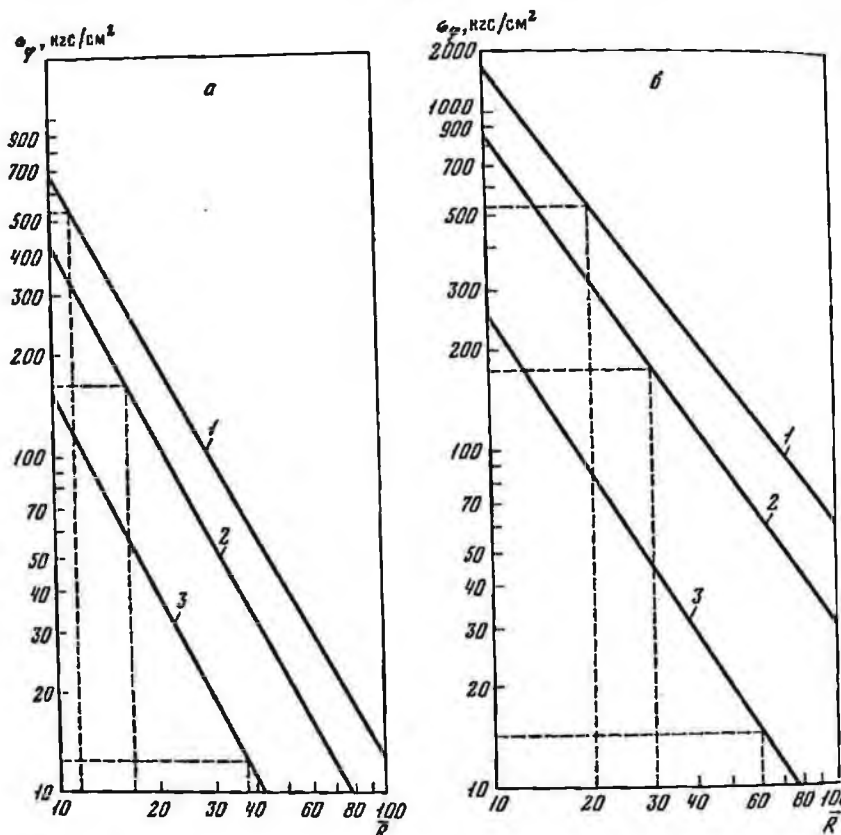


Рис. 11. Зависимость тангенциальной составляющей волны напряжений от приведенного расстояния в диабазе (1), известняке (2), горючем сланце (3) при взрыве сосредоточенного (а) и удлиненного (б) зарядов

В более удаленной от заряда зоне значения σ_r определялись через величину давления p волны, преломленной из породного блока, в котором производилось взрывание, в воду.

Полученные на различных расстояниях $\bar{R} = R/R_0$ значения σ_r позволили получить искомые зависимости $\sigma_\phi = f(\bar{R})$, которые для взрыва сосредоточенного и удлиненного зарядов представлены на рис. 11, а, б.

Определение динамических пределов прочности на растяжение

Для нахождения $[\sigma_p^D]$ использовался метод откола. Подробные результаты исследования динамической прочности семи разновидностей горных пород изложены в [9]. Здесь упомянем кратко об условиях и результатах опытов по определению $[\sigma_p^D]$ для выбранных пород — диабаз, известняк и горючего сланца.

Для создания в породе одноосного растяжения использовались образцы в виде прямоугольных стержней сечением 20×20 мм, длиной 200 мм, и на одном из торцов стержня взрывался накладной заряд ВВ. Импульс сжатия, распространяющийся от взрыва по стержню, при выходе на свободную поверхность противоположного от заряда торца порождает импульс растяжения, перемещающийся в обратную сторону.

При определенном значении растягивающего напряжения, созданного отраженным импульсом на некотором расстоянии от свободного торца, происходит разрушение в виде откола части стержня. Естественно считать это растягивающее напряжение динамическим пределом прочности на разрыв при взрывном нагружении, если удвоенная толщина откола превышает половину длины импульса.

Непосредственное измерение искомого напряжения затруднительно. Для его определения воспользуемся допущениями, обычными в подобных случаях [15, 19]: импульс растяжения тождествен по форме импульсу сжатия; форма импульса растяжения не меняется по мере его распространения от свободного торца до разрушаемого сечения.

Первое из допущений позволяет измерять параметры не отраженного, а падающего на свободный торец импульса сжатия, второе — измерять параметры импульса не в разрушаемом сечении стержня, а на его торце.

Таким образом, исследование состояло из двух частей. Первая заключалась в создании в стержне импульса с минимальной амплитудой, способной оторвать от него один кусок. Вторая часть включала в себя измерение параметров этого импульса при его выходе на свободный торец стержня.

Опыты по созданию в стержне импульса с минимальной "критической" амплитудой проводились следующим образом: испытываемый стержень укладывался горизонтально на опорные ролики, а заряд ВВ крепился на одном из торцов стержня. Во всех опытах использовались заряды азида свинца цилиндрической формы постоянного диаметра. При подборе "критического" заряда варьировался вес ВВ.

Нахождение "критического" заряда для каждой породы позволило путем замера по обычной методике преломленной волны определить форму соответствующего импульса напряжения и его амплитуду. Впоследствии проводились опыты по уточнению полученных значений с целью устранить второе из сделанных допущений. В окончательном виде значения динамических пределов для выбранных пород имели следующие значения, кгс/см²: диабаз — 530, известняк — 170, горючий сланец — 14.

Введя коэффициент динамичности $K_d = [\sigma_p^d] / [\sigma_p^{ст}]$, имеем для диабазы $K_d = 4,1$, известняка $K_d = 3,5$ и для горючего сланца $K_d = 1,6$.

Как видно, динамика нагружения влияет на прочность всех выбранных пород, причем тем больше, чем выше их акустическая жест-

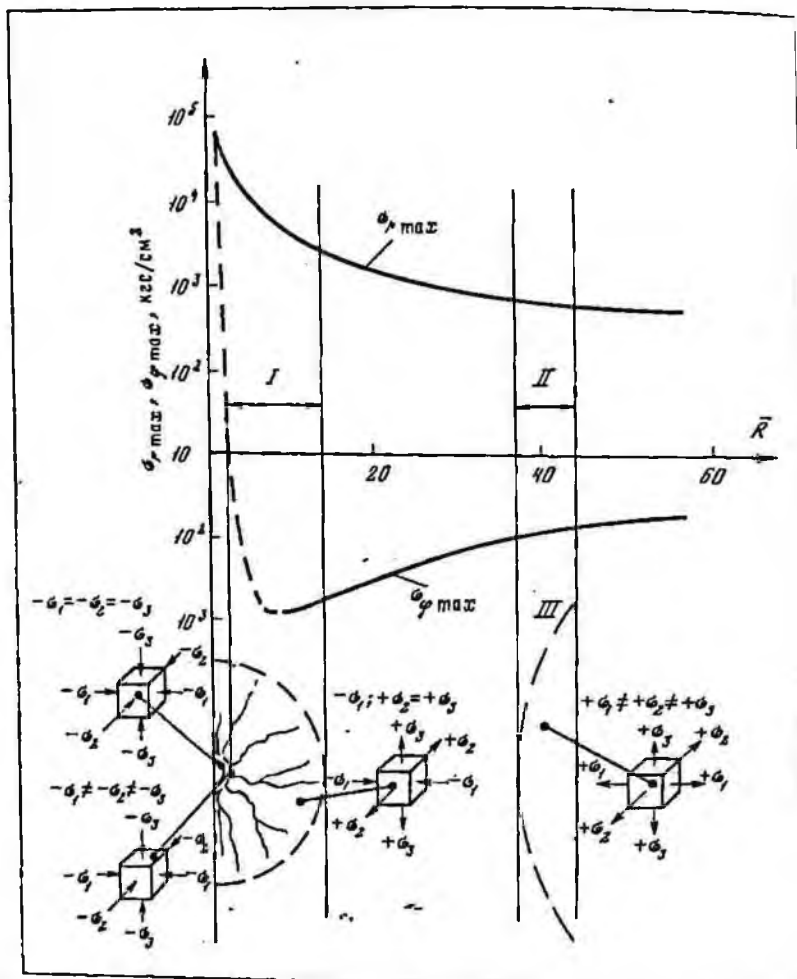


Рис. 12. Методика расчета динамической прочности в различных зонах действия взрыва

I — зона трещинообразования, $K_D = 15$ (в начале зоны), $K_D = 5$ (в конце зоны); II — зона отклонных явлений, $K_D = 4$; III — свободная поверхность. В зоне образования полости, $K_D = 30$

кость. Естественно, что в случаях, когда нагружение породы имеет динамический (взрывной) характер, необходимо вводить коэффициент динамичности в качестве поправочного к статическим пределам прочности на растяжение. Большой интерес представляет определение коэффициента динамичности в ближней зоне взрыва, в которой изменение тангенциальной составляющей σ_ϕ непропорционально изменению радиальной σ_r благодаря нарушению закона пропорциональности напряжений деформациям.

Для этих условий по экспериментальным данным составляются графически изменения σ_r и σ_ϕ с расстоянием и проводятся непосредственные замеры радиуса зон разрушений в конце зоны пластических деформаций, или, что то же самое, в начале зоны первичного трещинообразования, а также в конце зоны первичного трещинообразования. Сопоставление этих зон с соответствующими им значениями и дает значение предела прочности породы при растяжении в условиях сжатия-растяжения [21].

Пример расчета динамической прочности в зоне трещин по этому принципу для диабаз приведен на рис.12.

В [21] для этой зоны приводятся значения коэффициента динамичности, равные 8-12; при этом большие значения относятся к мягким породам, меньшие - к твердым.

Определение радиуса зоны трещинообразования

По приведенным на рис.11, а, б зависимостям $\sigma_\phi = f(\bar{R})$ и значениям динамической прочности на растяжение легко определить радиусы зон трещинообразования при взрыве сосредоточенных и удлиненных зарядов либо графически, как показано на рисунках, либо по формуле

$$\bar{R}_{\text{тр}} = \left\{ \frac{A}{[\sigma_p^d]} (1 - 2b^2) \right\}^{\frac{1}{B}},$$

где A и B - экспериментально определяемые коэффициенты в степенном законе изменения радиальных напряжений от расстояния;

$$\sigma_r = A \bar{R}^{-B}.$$

Тогда для выбранных пород имеем следующие значения радиусов зон трещинообразования (числитель - сосредоточенный заряд, знаменатель - удлиненный): диабаз - 13/20, известняк - 18/30, горючий сланец - 38/60.

Изложенный метод определения радиуса зоны трещинообразования по динамической прочности приближенный, так как для расчетов приняты пределы прочности при динамическом одноосном растяжении, тогда как в зоне трещинообразования имеет место динамическое сжатие - растяжение в радиальном и тангенциальном направлениях соответственно.

Использование рассмотренного метода для определения $\bar{R}_{\text{тр}}$ в условиях напряженного состояния породы затруднено отсутствием точных данных о $[\sigma_p^d]$ в этих условиях. В связи с этим необходимо непосредственное измерение $\bar{R}_{\text{тр}}$ после взрывания в напряженной породе. Сопоставляя график $\sigma_\phi = f(\bar{R})$ с $\bar{R}_{\text{тр}}$, можно установить значения пределов прочности при растяжении для условий динамического напряженного состояния растяжение - сжатие.

2. ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЗМЕРОВ ЗОНЫ ТРЕЩИНООБРАЗОВАНИЯ ПО ДАННЫМ НЕПОСРЕДСТВЕННЫХ ИЗМЕРЕНИЙ

Для определения $\bar{R}_{тр}$ были выполнены опыты в установке высокого давления. Образцы диабазы, известняка и горючего сланца после взрыва сосредоточенного заряда разрезались по плоскости, проходящий через его полость. На срезе зона, пораженная радиальными трещинами, просматривалась достаточно четко. Обработка результатов сводилась к замеру длины отдельных трещин.

Далее в соответствии с представлениями [15] вводились понятия минимальной, средней и максимальной длин радиальных трещин. Максимальная длина трещин отличалась от средней в 1,2–1,5 раза, что согласуется с результатами [15]. При дальнейшей обработке учитывались трещины в диапазоне от среднего до максимального значения. Данные выбранного диапазона трещин усреднялись для каждого значения гидростатического давления для получения соответствующих зависимостей.

После обработки получены следующие результаты:

гидростатическое давление в диапазоне от 50 до 550 кг/см² не оказало видимого влияния на размеры зоны трещинообразования при взрыве в диабазе; радиус зоны трещинообразования составляет в этом диапазоне давлений 15 радиусов зарядов с некоторыми отклонениями в ту и другую сторону;

при взрыве в известняке и горючем сланце замечено уменьшение размера зоны радиальных трещин с ростом гидростатического давления; радиус зоны трещинообразования в отсутствие гидростатического сжатия составляет в известняке и горючем сланце 20 и 34 радиуса заряда соответственно и при нагружении постепенно уменьшается;

влияние гидростатического давления на размер зоны трещинообразования проявляется неодинаково в различных породах – по мере уменьшения акустической жесткости породы оно усиливается.

Результаты определения $\bar{R}_{тр}$ приведены на рис. 13, причем так же, как для длительности волны напряжений, дана зависимость от давления относительного размера зоны $\bar{R}_{тр}(\gamma II) / \bar{R}_{тр}^0$, где $\bar{R}_{тр}^0$ – зона трещин в отсутствие напряженного состояния. Последний размер определяется путем экстраполяции графика $\bar{R}_{тр} = f(\gamma II)$ к значению $\gamma II = 0$. Сопоставление значений $\bar{R}_{тр}^0$, полученных непосредственным измерением, с данными для $\bar{R}_{тр}^0$, вычисленными исходя из динамической прочности, показали хорошую сходимость результатов по обоим методам.

Близость значений, полученных различными методами, свидетельствует о достоверности результатов, полученных непосредственным измерением.

Зависимость $\bar{R}_{тр} = f(\gamma II)$ определена для выбранных пород при взрыве в них сосредоточенного заряда. Снять аналогичную зависимость для удлиненного заряда затруднительно по техническим причинам. Поэтому для перехода от сосредоточенного заряда к удли-

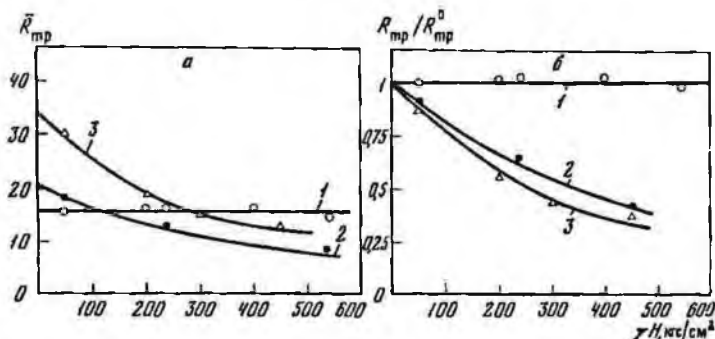


Рис. 13. Зависимость приведенного (а) и относительного (б) радиусов зоны трещинообразования от давления при взрыве сосредоточенного заряда в диабазе (1), известняке (2) и горючем сланце (3)

ненному необходимо воспользоваться полученной зависимостью $\bar{R}_{тр} = f(\gamma H)$ и закономерностями изменения тангенциальной составляющей напряжения в волне с расстоянием для сосредоточенного и удлиненного зарядов.

Последовательность действий при этом такова: по зависимостям $\bar{R}_{тр} = f(\gamma H)$ и $\sigma_\phi = f(\bar{R})$ для сосредоточенного заряда (см. рис. 13 и 11, а) определяются значения σ_ϕ , соответствующие расстояниям, равным $\bar{R}_{тр}$ для нескольких значений γH ; затем по зависимости $\sigma_\phi = f(\bar{R})$ для удлиненного заряда (см. рис. 11, б) по найденным σ_ϕ определим соответствующие $\bar{R}$, которые являются радиусами зоны трещин при тех же γH , что и в случае сосредоточенного заряда. На основе изложенной схемы можно построить зависимости $\bar{R}_{тр} = f(\gamma H)$ для удлиненного заряда (рис. 14).

В результате выполненных опытов экспериментально установлен факт локализации зоны радиальных трещин с ростом давления, при-

Таблица 5

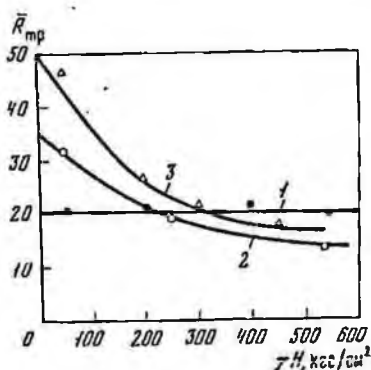
Размеры зон трещинообразования при взрыве сосредоточенного заряда

Порода	Приведенный радиус зоны трещин	
	Непосредственное определение	По динамической прочности
Диабаз	15	13
Известняк	20	18
Горючий сланец	34	38

чем неодинаковой по интенсивности у различных пород. Ответственными за это, как уже упоминалось, являются по крайней мере два фактора.

Первый - зарегистрированное изменение начальной длительности волны напряжений. Выполненные оценки показывают, что в исследованном диапазоне давлений сходственные по напряжениям координаты должны уменьшаться при $\gamma H = 400 \div 500 \text{ кгс/см}^2$ в 0,75 раза

Рис. 14. Зависимость $\bar{R}_{\text{тр}} = f(\gamma H)$ при взрыве удлиненного заряда в диабазе (1), известняке (2) и горючем сланце (3)



при взрыве в горючем сланце, в 0,85 раза при взрыве в известняке. В соответствии с этим и условием трещинообразования $\sigma_{\phi} \geq [\sigma_p]$ радиус зоны трещин должен сократиться при взрыве сосредоточенного заряда у сланца с 34 до 26 радиусов заряда, у известняка - с 20 до 17 радиусов заряда. В действительности $\bar{R}_{\text{тр}}$ уменьшается гораздо существенней.

Для объяснения этого явления следует привлечь второй фактор - изменение прочности породы при ее всестороннем сжатии. Уменьшение длительности действия фазы сжатия волны, с одной стороны, и увеличение прочности породы при ее всестороннем сжатии, с другой стороны, приводят к локализации зоны радиальных трещин.

Следует оговорить, что условием разрушения в зоне трещин согласно первой теории прочности является условие $\sigma_{\phi} \geq [\sigma_p]$, которое в рассматриваемой точке пространства формально не зависит от остальных параметров волны - длительности, импульса, энергии. Если же связать разрушение не только с действием амплитудного значения напряжения в волне, а со всем импульсом волны $\sigma(t)$, то придется учитывать и фактор изменения длительности действия волны напряжения в рассматриваемой точке пространства.

Такой подход согласуется с кинетической концепцией разрушения твердых сред [20] и требует определения критериального интеграла во всех точках пространства. В настоящее время решение вопроса в рамках кинетической концепции затруднено отсутствием необходимых констант для различных пород. Однако этот путь перспективен и может внести изменение в интерпретацию полученных результатов.

3. НОМОГРАММА ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ РАДИУСА ЗОНЫ ТРЕЩИНООБРАЗОВАНИЯ ПРИ ВНЕШНЕМ ДАВЛЕНИИ ДО 500 кгс/см²

Полученные зависимости $\bar{R}_{тр} = f(\gamma II)$ для трех пород с различными значениями акустической жесткости (рис. 14) послужили основой для разработки номограммы, позволяющей определить радиус зоны трещиноватости $\bar{R}_{тр}$ при внешних давлениях до 500 кгс/см² для любых пород, акустическая жесткость которых меняется в пределах $(2 \div 19,2) \cdot 10^5$ г/(с·см²).

Для удобства описания построения номограммы все шкалы пронумерованы римскими цифрами. Всего в номограмме шесть шкал (рис. 15).

На равномерной шкале I нанесены значения гидростатического давления γII , меняющиеся от 0 до 500 кгс/см². По шкале II в логарифмическом масштабе отложено отношение величины относительного радиуса зоны трещиноватости при определенном внешнем давлении $\bar{R}_{тр}$ к величине относительного радиуса зоны трещиноватости при внешнем давлении, равном нулю $\bar{R}_{тр}^0$. Зависимость $\bar{R}_{тр}(\gamma II) / \bar{R}_{тр}^0 = f(\gamma II)$, построенная на основании графиков (см. рис. 14), является экспоненциальной (линейной в полулогарифмических координатах). Как показывает эксперимент, с ростом акустической жесткости наклон прямых — графиков этих линейных зависимостей — уменьшается, что дает основание для построения совокупности прямых линий в координатной системе I—II. При этом значения акустической жесткости $\rho_0 c_0$ отложены на шкале III.

Из опытов следует, что зависимость $\bar{R}_{тр}^0$ от акустической жесткости $\rho_0 c_0$ экспоненциальная. В полулогарифмических координатах IV—V эта зависимость представлена прямой. Однако для этого шкала акустической жесткости должна быть равномерной, в связи с чем потребовался переход от неравномерной шкалы III к равномерной IV. Для получения окончательного результата — относительного радиуса зоны трещиноватости $\bar{R}_{тр}$ — достаточно перемножить значение отношения $\bar{R}_{тр} / \bar{R}_{тр}^0$ (шкала I') на значение $\bar{R}_{тр}^0$, найденное по шкале V, для чего последняя перенесена на шкалу I'. На шкале I' находим искомое произведение.

Итак, построенная номограмма позволяет получить величину относительного радиуса зоны трещинообразования по известным значениям гидростатического давления и акустической жесткости горной породы.

Пример определения $\bar{R}_{тр}$ для $\gamma II = 200$ кгс/см², $\rho_0 c_0 = 2,2 \cdot 10^5$ гс/см² приведен на номограмме (рис. 15). Исходные значения γII и $\rho_0 c_0$ отмечены крестиками на шкалах II и III соответственно. Пути для определения искомого значения $\bar{R}_{тр}$ указаны жирной линией, на которой стрелками указана последовательность действия.

Заканчивая изложение результатов исследования взрыва в условиях всестороннего сжатия, следует отметить, что, несмотря на

выявление многих особенностей протекания процесса, выполненная работа является только началом и требует дальнейшего развития. Весьма перспективно изучение действия взрыва в условиях всестороннего давления, превышающего 500 кг/см^2 . Это позволит проследить дальнейшее изменение полученных зависимостей параметров импульса и размера зоны трещинообразования от давления, установить величину давления, которое начинает существенно влиять на параметры импульса при взрыве в весьма крепких и малосжимаемых породах, установить характерные для разных пород давления, приводящие к полной локализации зоны трещинообразования.

Интерес представляет также исследование устойчивости скважин при повышенном горном давлении с позиции влияния этого фактора на процесс детонации, что может привести к определению требований к конструкции зарядов, предназначенных для торпедирования массива на значительных глубинах. Необходимо довести полученные зависимости волновых параметров и зоны радиальных трещин от давления до представления в безразмерных координатах, что позволит сформулировать выводы более общего характера.

Однако, несмотря на это, полученный материал позволяет уже сейчас судить о характере взрывных процессов в условиях всестороннего сжатия и прогнозировать результаты разрушения в условиях повышенного горного давления до 500 кг/см^2 .

По сравнению с предыдущими исследованиями сделан определенный шаг вперед. Пионерами в области исследования камуфлетного взрыва в условиях всестороннего сжатия следует, по-видимому, считать В.В. Адушкина и Л.Н. Шекина, которые еще в 1967 г. опубликовали работу [22], посвященную этой проблеме. Использованный авторами [22] экспериментальный метод позволил им уверенно регистрировать движение полости заряда и констатировать локализацию разрушений в ближней зоне при взрыве в оргстекле. Примененная нами методика позволила значительно развить и конкретизировать для разных пород положение о локализации зоны трещинообразования и, кроме того, выявить влияние давления на параметры волн напряжений при взрыве.

Дальнейшее исследование физических процессов, происходящих при взрыве в условиях повышенного давления, будет полезным как для теории разрушения пород взрывом, так и для практики взрывных работ на глубоких горизонтах.

ВЫБОР ОСНОВНЫХ ПАРАМЕТРОВ ТОРПЕДИРОВАНИЯ

Как упоминалось во введении, торпедирование может иметь различное назначение. В соответствии с этим выбор параметров буровзрывных работ должен осуществляться применительно к конкретной задаче и подход к выбору некоторых параметров может быть совершенно различным.

1. ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАССТОЯНИЯ МЕЖДУ СМЕЖНЫМИ СКВАЖИНАМИ ПРИ СОЗДАНИИ ПЕРЕКРЫВАЮЩИХСЯ ЗОН ТРЕЩИНООБРАЗОВАНИЯ ИЛИ ПРЕДВАРИТЕЛЬНОМ ЦЕЛЕОБРАЗОВАНИИ

В этих случаях эффект торпедирования достигается непосредственно во время взрыва и выбор расстояния между скважинами производится исходя из закономерностей распространения ударной волны и волны напряжений. Условие трещинообразования принимается с учетом динамической прочности

$$\sigma_{\phi} \geq [\sigma_p^d].$$

Имея закономерность затухания радиальных напряжений в виде степенной функции вида

$$\sigma_r = A \bar{R}^{-B}.$$

и используя условие трещинообразования, получим выражение для радиуса зоны трещин при взрыве одиночного удлиненного заряда

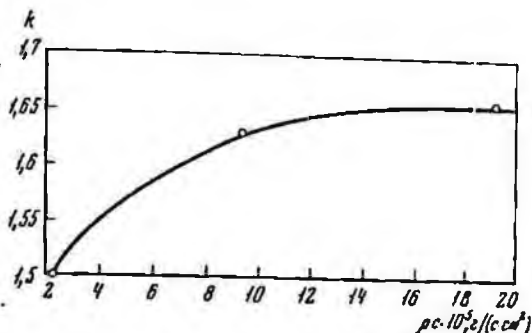
$$\bar{R}_{\text{тр}} = \left\{ \frac{A}{[\sigma_p^d]} (1 - 2b^2) \right\}^{\frac{1}{B}}.$$

При одновременном взрыве двух зарядов расстояние l между ними может быть принято большим, чем два радиуса зоны трещинообразования:

$$l > 2\bar{R}_{\text{тр}}$$

Это возможно только при одновременном взрывании, так как в этом случае осуществляется взаимодействие волн напряжений от взрыва

Рис. 16. Зависимость коэффициента k от акустической жесткости породы ρc



двух зарядов на участке массива между ними. Условие трещинообразования тогда записывается

$$\Sigma \sigma_{\phi} = 2\sigma_{\phi} \geq [\sigma_p^A].$$

Расстояние от зарядов, на котором должно выполняться это условие, равно $l/2$. Исходя из степенного закона затухания радиальных напряжений можно записать

$$\frac{l}{2} = \left\{ \frac{2A}{[\sigma_p^A]} (1 - 2b^2) \right\}^{\frac{1}{B}}.$$

Составим отношение последней величины к радиусу зоны трещинообразования

$$\frac{l}{2\bar{R}_{тр}} = \frac{1}{2B}.$$

Отсюда расстояние между смежными скважинами

$$l = 2\bar{R}_{тр} k, \quad \text{где } k = \frac{B}{\sqrt{2}}.$$

Таким образом, для определения расстояния между скважинами необходимо, кроме величины $\bar{R}_{тр}$, иметь показатель затухания в степенном законе изменения радиальных напряжений с расстоянием от заряда.

В работе [8] показано, что величина показателя затухания напряжений определяется свойствами породы и существенно не зависит от детонационных характеристик ВВ. Для выбранных в настоящей работе пород показатель затухания B и коэффициент k имеют следующие значения: диабаз — $B = 1,37$, $k = 1,66$; известняк — $B = 1,41$, $k = 1,63$; горючий сланец — $B = 1,6$, $k = 1,5$.

Для выбора величины расстояния между смежными скважинами необходимо:

1) по номограмме (рис. 15) определить радиус зоны трещинообразования для конкретной породы с учетом горного давления;

- 2) ввести поправку к значению полученного по номограмме радиуса зоны трещинообразования с учетом применяемого типа ВВ;
 - 3) определить коэффициент k на основе закона затухания радиальных напряжений, если такой имеется для конкретных условий. При отсутствии функции $\sigma_r = f(\bar{R})$ определить k — по графику (рис.16).
 - 4) определить расстояние между скважинами по формуле
- $$l = 2\bar{R}_{тр} k.$$

2. ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАССТОЯНИЯ МЕЖДУ СКВАЖИНАМИ ПРИ ТОРПЕДИРОВАНИИ С ЦЕЛЮ ОХРАНЫ ВЫРАБОТКИ

В этом случае в результате торпедирования линия скважин перфорируется зонами трещинообразования, расположенными на некотором расстоянии друг от друга. Зоны трещинообразования не перекрывают друг друга, тем не менее они ослабляют сечение кровли, в котором лежат торпедируемые скважины.

Необходимо выбрать такое расстояние между скважинами, при котором ослабление, вызванное торпедированием, достаточно для предпочтительности последующего обрушения по ослабленному сечению кровли. Теоретически обосновать выбор искомого расстояния достаточно трудно, по крайней мере, из-за сложности учета естественной трещиноватости пород кровли и трудности описания изменения свойств породы в зоне радиальных трещин после взрыва.

Первая причина заставляет ограничиться случаем упругой и изотропной среды, вторая — представить зону радиальных трещин как цилиндрическую полость с диаметром, равным $d = 2R_{тр}$, заполненную материалом с модулем упругости, отличным от соответствующего в ненарушенной области. Решение такой задачи достаточно сложно, поэтому сделано еще более сильное допущение: созданная в результате взрыва зона радиальных трещин заменяется цилиндрической полостью с диаметром $d = 2R_{тр}$. Кроме того, кровля представляется консольно-зашемленной балкой.

С учетом сделанных допущений теоретическое решение задачи об оптимальном расстоянии между скважинами сводится к следующему.

Рассмотрим консольно-закрепленную балку, размеры которой указаны на рис. 17, а. На расстоянии s от плоскости зашемления в нижней части балки проделан ряд несквозных отверстий высотой h , диаметром d , на расстоянии l между их осями ($d \leq l \leq b$; $h \leq H$).

На балку действует равномерно распределенная нагрузка P интенсивностью (с учетом собственного веса балки)

$$q = P/a.$$

Выбрав систему координат yOz , как показано на рисунке, заметим, что есть два "опасных" сечения балки: сечение $y = 0$ (так как в этом сечении наибольший изгибающий момент) и сечение

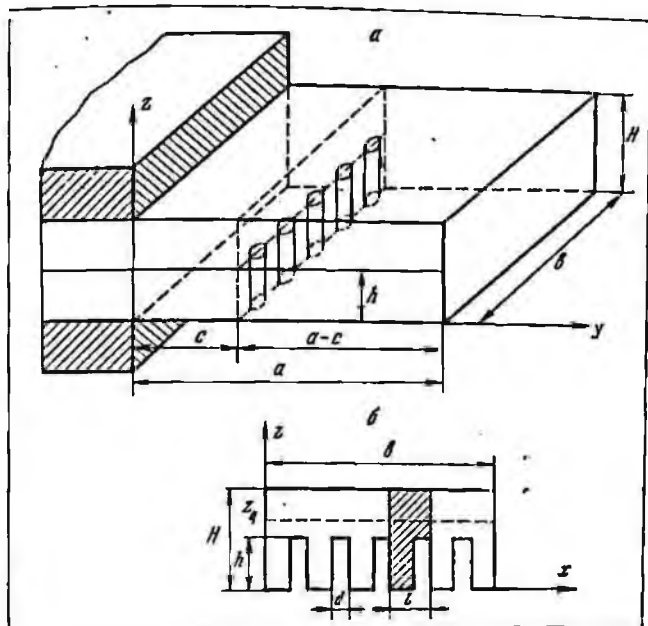


Рис. 17. К выводу формулы о допустимом расстоянии между скважинами

$y = c$ (так как это сечение имеет наименьшую площадь, будучи ослаблено отверстиями).

Найдем условия, при которых разрушение произойдет в сечении $y = c$. Из курса сопротивления материалов известно, что ответственные за разрушение балки максимальные растягивающие напряжения $\sigma_{\max}$ приложены к верхней границе разрушаемого сечения S_p и равны

$$\sigma_{\max} = |M| z_{\max} / I,$$

где M — изгибающий момент, действующий в рассматриваемом сечении; $z_{\max}$ — расстояние от верхней границы до нейтрального слоя; I — момент инерции разрушаемого сечения относительно нейтральной оси. Найдем эти величины для "опасных" сечений $y = 0$ и $y = c$.

Сечение $y = 0$. Это сечение имеет форму прямоугольника с основанием b и высотой H ; его нейтральная ось проходит на расстоянии $H/2$ от основания, поэтому

$$z_{\max} = H/2.$$

Момент инерции прямоугольника (относительно его средней линии

$$I = bH^3/12.$$

Наконец, изгибающий момент в сечении $y = 0$ может быть найден суммированием моментов всех элементарных сил справа от этого сечения

$$M = - \int_0^a qy dy = - \frac{P}{a} \frac{a^2}{2} = - \frac{Pa}{2}.$$

Подставляя три последних выражения в формулу для максимального напряжения, получим для сечения $y = 0$

$$\sigma_{\max}^0 = \frac{PaH \cdot 12}{2 \cdot 2bH^3} = 3 \frac{Pa}{bH^2}.$$

Сечение $y = c$. Это сечение имеет вид, показанный на рис. 17, б. Оно состоит из нескольких элементов, каждый из которых имеет форму заштрихованной части. Найдем аппликату z_{II} центра тяжести одного такого элемента, приравняв статические моменты частей, на которые ось $z = z_{II}$ делит этот элемент:

$$l(H - z_{II}) \frac{H - z_{II}}{2} = (l - d)z_{II} \frac{z_{II}}{2} + d(z_{II} - h) \frac{z_{II} - h}{2},$$

решая это уравнение относительно z_{II} , получим

$$z_{II} = \frac{1}{2} \frac{lH^2 - dh^2}{lH - dh},$$

или, введя обозначения $z = z_{II}/H$, $\bar{d} = d/l$; $\bar{h} = h/H$, имеем

$$z = \frac{1}{2} \frac{1 - \bar{d}\bar{h}^2}{1 - \bar{d}\bar{h}}.$$

Поскольку остальные элементы имеют то же значение для z_{II} , то нейтральная ось сечения $y = c$ имеет уравнение

$$z = z_{II},$$

причем $z_{\max} = H - z_{II}$.

Найдем теперь момент инерции заштрихованного элемента относительно оси $z = z_{II}$. Этот элемент может быть представлен в виде совокупности трех прямоугольников, одна из сторон каждого из которых совпадает с осью $z = z_{II}$.

Известно, что момент инерции прямоугольника со сторонами m, n относительно стороны m будет равен

$$I = mn^3/3.$$

Применяя эту формулу к каждому из упомянутых трех прямоугольников, получим для момента инерции I_z заштрихованного элемента выражение

$$I_0 = [l(H-z_{II})^3 + (l-d)z_{II}^3 + d(z_{II}-h)^3]/3.$$

Общий момент инерции I_c сечения $y = c$ будет в $h=b/l$ раз больше I_0 :

$$I_c = b[l(H-z_{II})^3 + (l-d)z_{II}^3 + d(z_{II}-L)^3]/3l.$$

Момент M_c найдем, интегрируя моменты элементарных сил справа от сечения $y = c$:

$$|M| = \int_c^a qy dy = q \frac{(a-c)^2}{2} = \frac{P(a-c)^2}{2a}.$$

Подставляя три последние уравнения в соотношение для $\sigma_{\max}$, получим максимальное растягивающее напряжение $\sigma_{\max}^c$ в сечении $y = c$:

$$\sigma_{\max}^c = \frac{P(a-c)^2(H-z_{II})/2a}{b[l(H-z_{II})^3 + (l-d)z_{II}^3 + d(z_{II}-h)^3]/3l},$$

или, введя обозначение

$$\mu = \frac{(1-c/a)^2}{2} \leq \frac{1}{2},$$

с учетом принятых ранее безразмерных обозначений имеем

$$\sigma_{\max}^c = 3 \frac{Pa}{bh^2} \frac{\mu(1-\bar{z})}{(1-\bar{z})^3 + (1-\bar{d})\bar{z}^3 + \bar{d}(\bar{z}-\bar{h})^3}.$$

Условие, при котором разрушение произойдет в сечении $y = c$, можно записать в виде

$$\sigma_{\max}^c / \sigma_{\max}^0 > 1.$$

Подставляя в последнее неравенство найденные значения максимальных напряжений, получим

$$\mu(1-\bar{z}) / [(1-\bar{z})^3 + (1-\bar{d})\bar{z}^3 + \bar{d}(\bar{z}-\bar{h})^3] > 1.$$

Учитывая, что каждая скобка в знаменателе положительна, имеем

$$(1-\bar{z})^3 + (1-\bar{d})\bar{z}^3 + \bar{d}(\bar{z}-\bar{h})^3 - \mu(1-\bar{z}) < 0,$$

или после упрощений

$$3(1-\bar{d}\bar{h})\bar{z}^2 - 3\left(1 - \frac{\mu}{3} - \bar{d}\bar{h}^2\right)\bar{z} + (1-\mu-\bar{d}\bar{h}^3) < 0.$$

Вспоминая теперь принятые обозначения, получим из последнего неравенства

$$\frac{3}{4}(1-\bar{d}\bar{h}) \frac{(1-\bar{d}\bar{h}^2)^2}{(1-\bar{d}\bar{h}^2)^2} - 3\left(1 - \frac{\mu}{3} - \bar{d}\bar{h}^2\right) \frac{1}{2} \frac{1-\bar{d}\bar{h}^2}{1-\bar{d}\bar{h}} + (1-\mu-\bar{d}\bar{h}^3) < 0.$$

Приводя к общему знаменателю с учетом $1-\bar{d}\bar{h} > 0$, имеем

$$3(1-\bar{d}\bar{h}^2)^2 - 6\left(1 - \frac{\mu}{3} - \bar{d}\bar{h}^2\right)(1-\bar{d}\bar{h}^2) + 4(1-\mu-\bar{d}\bar{h}^3)(1-\bar{d}\bar{h}) < 0.$$

Полученное неравенство решаем относительно $\bar{d}$:

$$\bar{h}^4 \bar{d}^2 - 2[2\bar{h}(1-\mu) - (3-\mu)\bar{h}^2 + 2\bar{h}^3]\bar{d} + (1-2\mu) < 0.$$

Корни левой части этого неравенства

$$\bar{d}_{1,2} = [2-2\mu - (3-\mu)\bar{h} + 2\bar{h}^2 \pm \sqrt{[2-2\mu - (3-\mu)\bar{h} + 2\bar{h}^2]^2 - (1-2\mu)\bar{h}^2}] / \bar{h}^3.$$

Поэтому решение неравенства — это множество значений

$$\bar{d}_1 < \bar{d} < \bar{d}_2,$$

где значению $\bar{d}_1$ соответствует перед корнем в последнем равенстве знак минус, а $\bar{d}_2$ — плюс.

По смыслу определения $\bar{d} < 1$, поэтому при $\bar{d}_2 > 1$ правое из неравенств выполняется автоматически. Поэтому остается условие $\bar{d}_1 < \bar{d}$ откуда

$$l/d < 1/\bar{d}_1, \text{ или подробнее}$$

$$l/d < \bar{h}^3 / [2(1-\mu) - (3-\mu)\bar{h} + 2\bar{h}^2 - \sqrt{[2-2\mu - (3-\mu)\bar{h} + 2\bar{h}^2]^2 - (1-2\mu)\bar{h}^2}],$$

$$\text{где } \mu = \frac{1}{2} \left(1 - \frac{c}{a}\right)^2; \quad 0 \leq \mu \leq \frac{1}{2}; \quad \bar{h} = h/H; \quad 0 \leq \bar{h} \leq 1.$$

Избавляясь от иррациональности в знаменателе и вспоминая, что $d = 2R_{\text{тр}}$, получим окончательно

$$l < \left\{ 2R_{\text{тр}} \bar{h} \left[2(1-\mu) - (3-\mu)\bar{h} + 2\bar{h}^2 + \sqrt{[2(1-\mu) - (3-\mu)\bar{h} + 2\bar{h}^2]^2 - (1-2\mu)\bar{h}^2} \right] \right\} / (1-2\mu).$$

Для определения расстояния между скважинами необходимо, таким образом, подставить в конечную формулу:

относительную глубину скважин $\bar{h} = h/H$, где h — глубина заложения скважин, H — мощность труднообрушаемого слоя;

относительную ширину охраняемой выработки c/a , где c — ширина выработки, a — половина длины лавы.

Следует отметить, что расчетная формула для определения l пригодна, строго говоря, лишь для консольно-защемленной балки. В реальных же шахтных условиях мы имеем дело с толстой плитой, защемленной по трем ее сторонам. Решение соответствующей задачи Неймана требует гораздо более сложного математического аппарата (уравнения в частных производных, разностные методы решения и т.д.).

Естественно, однако, предположить, что в реальном случае $c/a \ll 1$ — зона, близкая к нулевому сечению $u = 0$, и в шахтных условиях испытывает деформации и напряжения, близкие к соответствующим величинам консольно-защемленной балки;

3. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ПРОВЕРКА МЕТОДА РАСЧЕТА РАССТОЯНИЙ МЕЖДУ СКВАЖИНАМИ

Для экспериментальной проверки полученной формулы в лабораторных условиях изготавливались образцы прямоугольной формы толщиной H . Образцы консольно защемлялись в специальном устройстве. Вся поверхность образца вне закрепленной части нагружалась распределенной по ней нагрузкой. Так же как при теоретическом подходе, зона, пораженная радиальными трещинами, имитировалась цилиндрической полостью диаметром $d = 2R_{\text{тр}}$ и глубиной L . Соответствующие отверстия сверлились по контуру охраняемой выработки на некотором расстоянии от места защемления балки.

Ставилась задача определить, при каком разнесении отверстий, имитирующих зоны трещинообразования, обрушение произойдет по линии расположения этих отверстий и при каком — по линии защемления. В связи с этим материал модели может быть выбран произвольно. Результаты последующих опытов подтвердили правильность этого подхода: они совпадали при использовании в качестве материала модели как породы средней прочности, так и слабой породы, и эквивалентного материала. Различались при этом только значения необходимых нагрузок, но этот фактор не имел отношения к поставленной задаче.

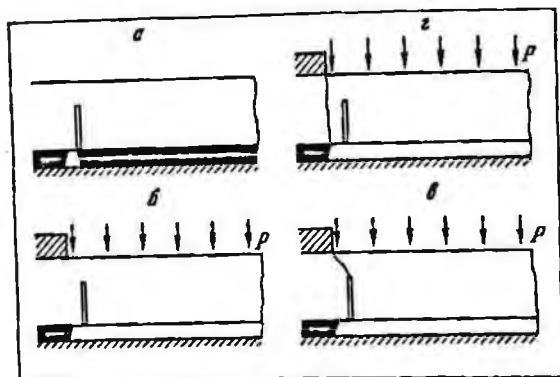


Рис. 18. Схема проведения опытов
 а — охраняемая выработка до торпедирования; б — модель до нагружения; в — обрушение по линии торпедированных скважин ($l = 5R_{тр}$); г — обрушение по линии заземления ($l = 10R_{тр}$)

Поскольку ставилась задача определения оптимального расстояния между скважинами, остальные параметры фиксировались: относительная длина скважины принималась $h/H = 0,65$, относительная ширина выработки $c/a = 0,06$. Тогда расчет дает предельное значение $l = 2,6d = 5,2 R_{тр}$. В опытах испытывались модели $l = 5R_{тр}$, $l = 8R_{тр}$ и $l = 10R_{тр}$. Результаты опытов схематически показаны на рис. 18.

Независимо от материала модели обрушение по заданному контуру уверенно происходило при $l = 5R_{тр}$ и отсутствовало при больших значениях l . При $l = 10R_{тр}$ обрушение всегда было по линии заземления балки.

Опыты на моделях явились экспериментальной проверкой выведенного соотношения для определения расстояния между скважинами. Проверка дала положительные результаты. Следует, однако, заметить, что расстояние между торпедированными скважинами $l = 5R_{тр}$ гарантирующее обрушение по линии скважин, не абсолютное и получено для определенных соотношений h/H и c/a .

Изменение указанных соотношений приведет к другим значениям. Достоинство полученного соотношения и заключается в том, что оно позволяет определить расстояние между скважинами при вариации всех остальных параметров. В этом смысле указанное соотношение универсальное.

4. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ПРОВЕРКА ПОЛУЧЕННЫХ ЗАВИСИМОСТЕЙ В ПРОИЗВОДСТВЕННЫХ УСЛОВИЯХ

В настоящее время имеется только единичный опыт применения торпедирования для охраны выработки, примыкающей к выработанному пространству. Полученные при этом результаты не противоречат выводам настоящей работы. Так, успешное торпедирование кровли с целью сохранения выработки, примыкающей к выработанному пространству, осуществлено на двух пластах Ленинского района Кузбасса: Красноорловском и Полысаевском-1.

Пласт Красноорловский

Мощность пласта 2,5 м, длина лавы 120 м. Непосредственная кровля (в районе торпедирования) – глинистый сланец 0,5–1 м. Основная кровля – песчаник, мощность 20 м, объемный вес $\rho_0 = 2,5 \text{ т/см}^3$, скорость продольной волны $c_0 = 3200 \text{ м/с}$. Длина скважины в песчанике – 5 м. ВВ – ПЖР-20, радиус заряда – 1,8 см. Определим предельно допустимое расстояние между скважинами, воспользовавшись полученной формулой. При этом представляем в нее следующие безразмерные параметры: $\bar{h} = h/H = 0,25$ (отношение длины скважины в песчанике к мощности обрушаемой кровли); $c/a = 0,047$ (относительная ширина охраняемой выработки). Тогда расстояние между скважинами, выраженное в диаметрах зоны трещинообразования: $l/d = 3,37$.

Так как $d = 2R_{\text{тр}}$, окончательно имеем

$$l = 6,74R_{\text{тр}}$$

Радиус зоны трещинообразования определим по номограмме (рис. 15).

Учитывая неглубокое залегание пласта Красноорловский (60 м), пренебрегаем влиянием горного давления на размер зоны трещинообразования, тогда $\bar{R}_{\text{тр}} = \bar{R}_{\text{тр}}^0 = 34$. Введем в размер $\bar{R}_{\text{тр}}$ поправку на различие ВВ, использованных в лабораторных и производственных опытах. С учетом поправочного коэффициента (0,83) относительный радиус зоны трещинообразования при взрыве заряда ПЖР-20 в песчанике составляет $\bar{R}_{\text{тр}} = 28$. Абсолютное значение радиуса зоны трещинообразования для выбранного диаметра заряда равно $R_{\text{тр}} = 50 \text{ см}$.

Теперь можно определить и абсолютное значение расстояния между скважинами

$$l = 6,74R_{\text{тр}} = 3,37 \text{ м.}$$

При проведении производственных экспериментов расстояние между скважинами принималось $l = 2,1 \text{ м}$, т.е. значительно меньше. Приведенное сопоставление показывает, что выбранное в производственных опытах расстояние между скважинами не превышало допустимое для данных условий и, наоборот, могло быть увеличено. Применение торпедирования позволило сохранить подготовительную выработку (54-й вентиляционный штрек) на тех участках, где оно применялось. При отсутствии торпедирования полное обрушение происходило участками по 20–25 м.

Пласт польсаевский-1

Все характеристики угля и пород кровли близки к соответствующим характеристикам пласта Красноорловский. В связи с этим для ориентировочной оценки примем необходимое расстояние между скважинами $l = 6,7R_{\text{тр}}$. Изменение в абсолютном размере l бу-

дет связано только с некоторой локализацией зоны трещинообразования из-за более глубокого залегания пласта (152 м). По номограмме определим значение $\bar{R}_{тр}$ при $\gamma H = 40$ кгс/см²: $\bar{R}_{тр} = 26$, $R_{тр} = 47$ см.

Тогда допустимое расстояние между скважинами составит

$$l = 6,7 R_{тр} = 3,15 \text{ м.}$$

Выполненные расчеты расстояний между скважинами для нескольких конкретных условий показали, что эти расстояния составляют по данным исследования 6,7–7,3 $R_{тр}$. Указанные расстояния несколько расходятся с рекомендованными [3]: 8–10 $R_{тр}$.

Следует отметить, что, во-первых, это расхождение невелико, во-вторых, наши рекомендации по выбору расстояний между скважинами, по-видимому, заниженные. Это связано с тем, что в принятом нами подходе образованные взрывом зоны радиальных трещин рассматриваются только как фактор, ослабляющий определенное сечение кровли. Роль зон трещинообразования как концентраторов напряжений в принципе не учитывается приведенной методикой определения расстояний между скважинами.

Тем не менее в естественных условиях действуют оба указанных фактора. Неучет последнего связан с трудностями его количественного описания и приводит к занижению результатов определения расстояний между торпедируемыми скважинами. В связи с этим вычисленное по формуле расстояние между скважинами может рассматриваться как нижний предел этой величины. При проведении торпедирования кровли с целью охраны выработки значение l , полученное по формуле, может приниматься как начальное при экспериментальной отработке параметров буровзрывных работ и постепенно увеличиваться до значений, рекомендованных в [3].

Однако не имея существенных расхождений в относительных величинах l , выраженных в радиусах зоны трещинообразования $R_{тр}$, мы существенно расходимся с [3] в размере самой зоны радиальных трещин. А это расхождение приводит к несогласованности в определении расстояний между скважинами, когда последние берутся в абсолютных единицах.

Отметим, что данные о размерах $\bar{R}_{тр}$ в условиях ненапряженного состояния породы, полученные в настоящей работе, хорошо согласуются с результатами большинства исследователей (см. табл. 4). Кроме того, эти данные получены наиболее точным методом и контролированы прочностным подходом к определению размеров зон радиальных трещин.

Вопрос о прочности — основной при рассмотрении зоны радиальных трещин. Рекомендованное нами введение коэффициента динамичности при определении прочности породы на взрыв ликвидирует расхождение в размерах зон радиальных трещин при его учете в методике расчета $R_{тр}$, предложенной в [3].

При выборе допустимого расстояния между скважинами при торпедировании кровли с целью охраны выработки необходимо:

- 1) определить по номограмме (рис. 15) радиус зоны трещинообразования для конкретной породы с учетом горного давления;
- 2) ввести поправку к полученному значению на различие изменяемого и заложенного в номограмму типов ВВ;
- 3) определить по предложенной формуле ориентировочное значение расстояния между скважинами в радиусах зон трещинообразования;
- 4) подставить значение радиуса зоны трещинообразования и определить значение расстояния между скважинами в абсолютных единицах.

5. ВЫБОР РАССТОЯНИЯ МЕЖДУ СКВАЖИНАМИ ПРИ ТОРПЕДИРОВАНИИ ДЛЯ ПЕРЕДОВОГО РАЗУПРОЧНЕНИЯ ТРУДНООБРУШАЕМОЙ КРОВЛИ

Метод торпедирования с целью разупрочнения кровли опробован в настоящее время достаточно широко. Так, по данным [3], в 52 лавах трех угольных бассейнов страны было проведено передовое торпедирование пород кровли в различных вариантах. В связи с этим целесообразно принять рекомендации по выбору расстояния между параллельными скважинами или концами скважин в веере, приведенные в работе [3], обобщившей имеющийся опыт. Расстояния между смежными скважинами при первичной и вторичной посадках кровли принимаются в зависимости от предела прочности пород при одноосном сжатии (см. ниже).

При первичной посадке кровли:

$\sigma_{сж}$, кгс/см ²	Более 1500	800–1500	Менее 800	Предельное
l , м	$(14 \div 16) R_{тр}$	$(16 \div 18) R_{тр}$	$(18 \div 20) R_{тр}$	$30 R_{тр}$

При вторичных посадках:

$\sigma_{сж}$, кгс/см ²	Более 1500	800–1500	Менее 800	Предельное
l , м	$(10 \div 12) R_{тр}$	$(12 \div 14) R_{тр}$	$(14 \div 16) R_{тр}$	$20 R_{тр}$

6. ФАКТОРЫ, ВЛИЯЮЩИЕ НА РАДИАЛЬНЫЙ РАЗМЕР ЗОНЫ ТРЕЩИНООБРАЗОВАНИЯ

При выборе диаметра скважины следует помнить, что при взрыве зарядов различного диаметра сходные по напряжениям пространственные координаты изменяются в соответствии с законом подобия. В силу этого внешние границы зон трещинообразования при взрыве зарядов одного типа ВВ и одинаковой плотности с радиуса-

ми R_1 и R_2 относятся как

$$R_{\text{тр}1}/R_{\text{тр}2} = R_1/R_2,$$

или, иначе говоря, относительный радиус зоны трещинообразования при изменении масштаба взрыва останется прежним:

$$\bar{R}_1 = R_{\text{тр}1}/R_1 = R_{\text{тр}2}/R_2 = \bar{R}_2.$$

При изменении диаметра заряда меняются только абсолютные размеры зоны трещинообразования. Из этого и следует исходить при выборе диаметра скважины.

Так, при необходимости сплошной обработки участка массива, а также при разупрочнении кровли целесообразно увеличение диаметра скважин до 100–120 мм. В случаях, когда желательно уменьшение законтурных разрушений (образование щели или создание ослабления по линии скважин), целесообразно применение малых диаметров в 40–50 мм.

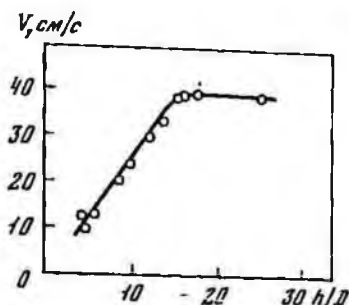
При постоянном диаметре заряда влияние его длины, а следовательно, и массы на размер зоны трещинообразования в радиальном направлении сказывается при увеличении длины до определенного предела. Это хорошо прослеживается по волновым параметрам, ответственным за разрушение. На рис. 19 приведена полученная в [13] зависимость массовой скорости, замеренной на фиксированном расстоянии от заряда, от отношения длины заряда к его диаметру.

Как видно, увеличение длины заряда h эффективно в смысле влияния на параметры волн и связанные с ними разрушения только в интервале $h/D < 15$, а при дальнейшем увеличении отношения h/D параметры волны стабилизируются на определенном уровне. Аналогичные результаты получены в [23], где предельное отношение длины заряда к диаметру, после которого не наблюдается рост напряжений, равно 10–12.

Таким образом, даже при сравнительно большом диаметре заряда 100 мм и предельном отношении $h/D = 15$, дальнейшее увеличение которого не изменяет характер распространения волны напряжений, h составит около 1 м. Поскольку разрушение связано с параметрами волны, все сказанное выше относится и к влиянию отношения длины заряда к его диаметру на радиальный размер зоны трещинообразования.

Экспериментальные данные по непосредственному измерению радиуса зоны трещинообразования, подтверждающие это положение, приведены в [15]. Удлиненные скважинные заряды при торпедировании всегда имеют форму, при которой $h/D \gg 15$, т.е. форму, обеспечивающую в радиальном к оси заряда направлении постоянную для данной породы закономерность изменения параметров волн напряжений и определенный размер зон трещинообразования. Увеличение длины и соответственно массы заряда не приведет к росту радиального размера зоны трещинообразования.

Рис. 19. Зависимость массовой скорости от отношения длины заряда к его диаметру на фиксированном расстоянии от заряда



Разумеется, увеличение длины заряда способствует возрастанию объема, пораженного радиальными трещинами, за счет большей его протяженности в осевом направлении. В связи с этим выбор длины скважин должен осуществляться исходя из требований конкретной задачи. Для различных задач торпедирования эти сведения даны в литературе [1-3].

7. РЕКОМЕНДАЦИИ ПО ВЫБОРУ БУРОВОГО ОБОРУДОВАНИЯ И ИНСТРУМЕНТА ДЛЯ БУРЕНИЯ СКВАЖИН ПРИ ПЕРЕДОВОМ ТОРПЕДИРОВАНИИ

Средства бурения, используемые при проведении работ по торпедированию, предложены в [3] и не вызывают возражений. Однако можно рекомендовать для этой цели и другие средства бурения.

Технические средства для бурения глубинных шпуров (до 10 м) по вмещающим породам ($f < 6$) диаметром 36-43 мм

Бурильные машины:

- а) сверло колонковое электрогидравлическое ЭБКП-1 (проходной шпундель);
- б) сверло колонковое с дифференциально-винтовой подачей СЭК-1 (переднее наращивание штанги);
- в) сверло колонковое электрогидравлическое ЭБГ (переднее наращивание штанги).

Все перечисленные колонковые сверла выпускаются серийно Конотопским электромеханическим заводом "Красный металлист".

Установочные приспособления:

- а) раздвижная колонка КЭВ-5;
- б) манипуляр МН-2.

Буровой инструмент:

- а) буровые штанги полые с промывочным каналом (круглые диаметром 32 мм или шестигранные диаметром 25 мм);
- б) буровые коронки для бурения с промывкой (ВИ-741В - изготовитель Кузнецкий машиностроительный завод, РВ-42-2 - изготовитель Краснолучский машиностроительный завод).

Средства ориентирования бурового инструмента:

- а) по углу наклона (подвесной полукруг — стандартный);
- б) по азимуту (буссоль с прицельной рамкой — стандартная).

Для бурения более глубоких скважин диаметром 70—100 мм можно использовать буровой станок ВИК-2, изготавливаемый Новогорловским машиностроительным заводом.

В комплект буровой установки входят буровые штанги диаметром 60 мм.

Средства ориентирования:

- а) по углу наклона (шланговый нивелир);
- б) по азимуту (теодолит на специальной платформе — разработка ЛГИ).

Средства для борьбы с искривлениями буровых скважин:

- а) симметричная буровая колонка (разработка ЛГИ);
- б) центрирующая штанга со спиральными центраторами (разработка ЛГИ).

Требования к направленности скважин в случае торпедирования с целью охраны выработки должны быть более жесткими, чем в случае торпедирования с целью разупрочнения труднообрушаемой кровли. В связи с этим нами предлагаются некоторые средства для борьбы с искривлениями скважин. Подобные сведения о них приведены в наших работах [24].

НЕКОТОРЫЕ СЛЕДСТВИЯ ТОРПЕДИРОВАНИЯ МАССИВА В УСЛОВИЯХ ПОВЫШЕННОГО ГОРНОГО ДАВЛЕНИЯ

Торпедирование пород во всех случаях сопровождается не только прямым воздействием на массив в зоне расположения зарядов. Волны напряжения, распространяющиеся по массиву, могут вызывать разрушение и на удаленных от заряда расстояниях, если для этого имеются условия. Кроме того, торпедирование вмещающих пород может иметь своим следствием перераспределение статических напряжений в массиве. Ниже рассматриваются некоторые следствия глубинного торпедирования.

1. ВОЗДЕЙСТВИЕ ВОЛН НАПРЯЖЕНИЙ НА МАССИВ В ПРИЗАБОЙНОЙ ОБЛАСТИ

Охране горных выработок от воздействия взрывов посвящены специальные исследования [15]. Поэтому ниже рассмотрен вопрос о разрушениях прилегающих к забоям выработок только с позиции использования оригинальных материалов о взаимодействии статического и динамического полей напряжений.

Как известно, наличие выработки изменяет напряженное состояние породы, которая получает возможность деформирования в сторону свободной поверхности. Результат этого — формирование зоны отжима [10], в пределах которой напряжения, направленные по нормали к забою, — растягивающие.

Для воспроизведения напряженного состояния в призабойной области использовалась установка высокого давления (см. главу 1), причем с целью исследования эксперименты проводились с различными диаметрами канала, имитирующего выработку. Из приведенных в главе 1 результатов тензометрических измерений видно, что в области $z/D = 0,45 \div 0,55$ напряжения, направленные в сторону забоя, — растягивающие. Порода в пределах этой области составляет так называемую зону неявного отжима [10].

При более высоких давлениях на породу был получен и видимый отжим, т.е. образование зоны разрушенной породы в форме шарового сегмента с основанием на поверхности забоя. Текстоизмерениями установлена и другая характерная особенность напряженного состояния призабойного массива — наличие пригрузки вертикальной составляющей напряжения в виде пика опорного давления. Таким обра-

зом, установка обеспечивала напряженное состояние породы, отвечающее по основным параметрам соответствующему состоянию массива в призабойной области.

Изученный характер распределения напряжений по оси модели позволил перейти к динамическим опытам с использованием зарядов ВВ. В соответствии с полученным распределением статических напряжений было решено располагать заряды в характерных зонах модели (рис. 20): зона отжима (I); зона переменных напряжений за максимумом опорного давления (II); зона установившихся напряжений (III) (зона всестороннего сжатия).

Взрывание зарядов, расположенных в зоне отжима I, приводило к образованию воронки глубиной δ , равной глубине заложения заряда, диаметром, равным диаметру выработки.

Для каждой фиксированной л.н.с. в пределах области отжима можно найти минимальный заряд, взрыв которого приводит к образованию воронки рыхления при определенном давлении на модель. В отсутствие нагружения этот заряд соответствующую воронку не образует. Разрушение при расположении заряда в области отжима облегчается исходным напряженным состоянием породы, характеризующимся наличием деформаций растяжения в сторону забоя выработки.

Отсюда легко перейти к выводу о возможности снижения удельного расхода в случае правильного размещения зарядов при взрывной проходке выработок на глубоких горизонтах. Такой вывод был получен в свое время авторами [25].

Взрыванию зарядов в зоне всестороннего сжатия III посвящено содержание глав 2 и 3. Взрыв в этой зоне полностью камуфлетный и никак не проявляется на поверхности ближайших выработок. Однако при торпедировании возможно расположение зарядов и на более близких расстояниях от прилегающих к зоне торпедирования выработок. Этому соответствует взрывание зарядов в зоне II (рис. 20): воронка рыхления не образуется и взрыв сохраняет камуфлетный характер в отношении размеров полости и зоны трещинообразования. С другой стороны, эти взрывы не полностью камуфлетные, так как вызывают разрушения у поверхности забоя по откольному механизму.

Многочисленные опыты показали, что откольные явления возникают только в условиях напряженного состояния призабойной зоны. В отсутствие последнего или при недостаточной его величине взрыв идентичных зарядов не приводил к появлению отколов.

При постоянной величине заряда глубина δ_d откольной зоны определяется величиной л.н.с., диаметром выработки и гидростатическим давлением на породу. При увеличении л.н.с. и снижении давления глубина откольной зоны уменьшается вплоть до исчезновения. Диаметр выработки влияет только на абсолютную величину глубины откольной зоны, а ее относительная величина δ_d/D остается постоянной при различных диаметрах выработок.

Результаты динамического откола в принципе аналогичны данным статического отжима: наблюдается увеличение зоны разрушения у

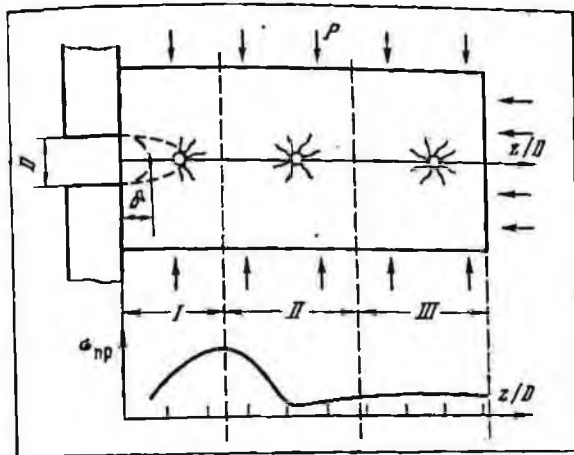


Рис. 20. Расположение зарядов в характерных областях и распределение напряжений с расстоянием от забоя

забоя с ростом давления, и абсолютная глубина разрушений при фиксированном давлении определяется диаметром выработки. Одинаковы также форма зоны разрушения и его характер: при динамическом воздействии зона отколов также представляет собой шаровой сегмент с основанием на поверхности забоя, заполненный сплошно раздробленной породой. Такое сходство неудивительно, ибо взрыв как бы проявляет тот неявный отжим, который не может реализоваться в естественных условиях.

Рассмотрим взаимодействие полей в призабойной области. Составляющая статического поля, направленная в сторону забоя, является, как показали тензоизмерения, растягивающей в пределах z/D от 0 до 0,4–0,55 в исследуемом диапазоне давлений на образец. В этих же пределах находится и глубина δ_d/D откольных зон при взрыве в условиях предварительного напряженного состояния. Разрушения обусловлены отраженной волной, вызывающей растяжение породы в осевом направлении.

Таким образом, осевые компоненты статического и динамического полей напряжений имеют в призабойной области одинаковое направление и их взаимодействие должно облегчать динамическое разрушение. Прежде чем анализировать результаты, полученные при взрыве в условиях объемного напряженного состояния, обратимся к более простому случаю, когда исходное напряженное состояние является одноосным растяжением. Такое состояние создавалось в стержнях прямоугольного сечения 20×20 мм длиной 200 мм [26].

Для реализации предварительного напряжения стержни захватывались оправками растягивающего устройства за приклеенные уголки. При этом оба торца стержня оставались свободными. На одном из них размещался накладной заряд ВВ, на другом создавались ус-

ловия для отражения падающей волны напряжений. Нагружение стержня создавалось грузом, обеспечивающим предварительное напряжение $\sigma_{пр}$ составляющее какую-то долю от статического предела прочности $[\sigma_p^{ст}]$.

При взрыве в этих условиях при определенных параметрах заряда достигался откол, причем размеры отколовшегося куска совпадали с размерами откола при взрыве в ненапряженном состоянии [9], что свидетельствовало о сохранении обычного откольного механизма при разрушении в условиях предварительного растяжения. Испытывались породы с известными пределами прочности на растяжение при статическом и динамическом нагружении.

Ставилась задача определения величины динамических растягивающих напряжений при различных предварительных статических нагрузках и установления функциональной связи между ними. Поставленная задача решалась следующим образом.

Задавалась определенная величина предварительного статического растягивающего напряжения $\sigma_{пр}$, для чего испытываемый стержень нагружался в растягивающем устройстве. Путем взрывания накладных зарядов различного веса на одном из торцов стержня добивались откола от противоположного его конца одного куска. Критическим для данного предварительного напряжения считался заряд минимального веса $G_{ВВ}$, еще способный вызвать откол. Опыты по этой схеме проводились при нескольких значениях $\sigma_{пр}$. В результате вычислялась первая промежуточная зависимость $G_{ВВ} = f(\sigma_{пр})$.

В стержнях из горючего сланца создавались предварительные растягивающие напряжения 2,6; 3,85; 4,7 кгс/см². Мраморные стержни растягивались напряжением 17 и 23 кгс/см², стержни из диабазы — 40 кгс/см². Здесь не дана функция $G_{ВВ} = f(\sigma_{пр})$. Скажем только, что по мере роста предварительного нагружения величина заряда, необходимого для разрушения стержня, снижается для всех пород.

После определения величин критических зарядов для каждой степени предварительного напряжения определялись параметры импульсов, генерируемых ими. Измерения проводились пьезоэлектрическим методом. При изменении веса заряда существенно менялась амплитуда импульса. Длительность же импульса, а также его форма, характеризуемая отношением $\tau_{ср}/\tau$, изменялись незначительно, что позволяет считать разрушение, вызываемое этими импульсами, зависящим только от их амплитуды. В результате пьезоэлектрических измерений находилась вторая промежуточная зависимость $\sigma_d = f(G_{ВВ})$.

Сопоставление полученных предварительных зависимостей позволяет получить искомую связь между величинами динамического и статического предварительного напряжения $\sigma_d = f(\sigma_{пр})$ для испытанных пород.

Рассмотрим, какие по величине разрушающие амплитуды импульсов при условии предварительного напряжения. Предварительное напряжение $\sigma_{пр}$ составляет какую-то долю статического предела прочности растяжению $[\sigma_p^{ст}]$. Разность $[\sigma_p^{ст}] - \sigma_{пр}$ и есть то напряжение,

Таблица 6:

Амплитуды разрушающих импульсов при наличии предварительного нагружения

$\sigma_{пр}$	$[\sigma_{ст}] - \sigma_{пр}$	σ_d	$K_d = \frac{\sigma_d}{[\sigma_{ст}]}$
кгс/см ²			
Горючий сланец, $[\sigma_{ст}] = 8,7$ кгс/см ²			
0	8,7	20,3	2,34
2,6	6,1	14	2,3
3,85	4,85	10,6	2,19
4,7	4	7,16	1,8
Мрамор, $[\sigma_{ст}] = 36$ кгс/см ²			
0	36	256	7,1
17	18,2	146	8
23	13	78,7	6,05
Диабаз $[\sigma_{ст}] = 130$ кгс/см ²			
0	130	586	4,5
40	90	370	4,1

которое необходимо для разрушения в статике. О величине динамической "добавки", полученной в настоящих опытах, и ее превышении над соответствующей статической удобно судить по данным табл. 6.

Как видно из табл. 6, во всех случаях амплитуда разрушающего импульса σ_d существенно превышает разность между статическим пределом и величиной предварительного напряжения, причем степень превышения соответствует коэффициенту динамичности $K_d = [\sigma_{ст}] /$

$[\sigma_{пр}]$, приведенному в табл. 6 (первые строчки таблицы для каждой породы). Отклонение значений K_d , полученных в опытах по предварительному напряжению, от значения K_d при отсутствии последнего объясняется только невозможностью более точного подбора критического заряда для каждой степени предварительного нагружения.

Результаты опытов (табл. 6) позволяют определить пределы прочности растяжению в условиях предварительного нагружения. Последнее легко сделать на основе графиков зависимости амплитуды разрушающего импульса σ_d от величины предварительного напряжения $\sigma_{пр}$, который для всех испытанных пород имел вид, показанный на рис. 21. Как видно из рис. 21, амплитуда разрушающего импульса линейно связана с величиной предварительного напряжения.

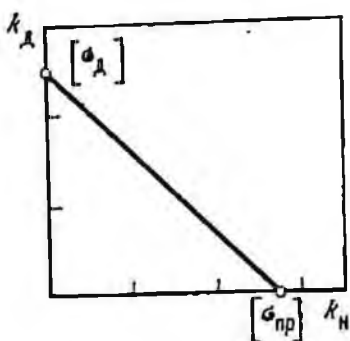


Рис. 21. Зависимость амплитуды разрушающего импульса от предварительного растягивающего напряжения

При отсутствии предварительного нагружения ($\sigma_{\text{пр}} = 0$) амплитуда разрушающего импульса равна динамическому пределу прочности при взрывном нагружении: $\sigma_d = [\sigma_d]$. С ростом величины предварительного нагружения амплитуда импульса, необходимая для разрушения, линейно снижается, обращаясь в нуль при достижении предварительным напряжением величины, равной статическому пределу прочности $[\sigma_r^{\text{ст}}]$. Угол наклона прямой дается отношением $[\sigma_r^{\text{ст}}/\sigma_r^{\text{ст}}]$ и соответствует коэффициенту динамичности K_d для каждой породы. Таким образом, имеем

$$\sigma_d = [\sigma_d] - K_d \sigma_{\text{пр}},$$

или, так как $[\sigma_d] = K_d [\sigma_{\text{ст}}]$,

$$\sigma_d = K_d ([\sigma_{\text{ст}}] - \sigma_{\text{пр}}).$$

Эти выражения позволяют по известным величинам предварительного напряжения и коэффициента динамичности нагружения определить амплитуду σ_d разрушающего импульса напряжений, т.е. динамический предел прочности породы на растяжение с учетом предварительного напряжения.

Полученные выражения для σ_d можно представить в безразмерном виде

$$k_d = K_d (1 - \sigma_{\text{пр}}/[\sigma_{\text{ст}}]).$$

Введем обозначения: коэффициент предварительного напряжения породы $k_{\text{п}} = \sigma_{\text{пр}}/[\sigma_{\text{ст}}]$; коэффициент динамичности с учетом предварительного напряжения $k_d = \sigma_d/[\sigma_{\text{ст}}]$. Тогда получим

$$k_d = K_d (1 - k_{\text{п}}).$$

Как видно из полученных соотношений, для определения σ_d при наличии $\sigma_{\text{пр}}$ необходимо знать $[\sigma_{\text{ст}}]$ и $[\sigma_d]$ отрыву ненапряженной породы или K_d . Данные о коэффициенте динамичности позволяют построить зависимость k_d от $k_{\text{п}}$ с учетом предварительного напря-

жения. Зависимости $k_d = f(k_n)$ позволяют для каждой степени предварительного нагружения $\sigma_{пр}/[\sigma_{ст}]$ определить k_d , а затем амплитуду разрушающего импульса σ_d (динамический предел прочности в условиях предварительного напряжения):

$$\sigma_d = k_d [\sigma_{ст}].$$

Возвращаясь к разрушению предварительно-напряженных образцов (напряжение объемное), примем, что приведенное выражение для амплитуды разрушающего импульса σ_d справедливо и для случая объемного напряженного состояния. Для рассмотрения выберем результаты опытов, в которых наблюдался однократный откол в виде шарового сегмента при различных степенях предварительного напряжения и различных амплитудах импульсов, вызывающих откол.

В этих опытах давление на образец составляло 150 и 270 кгс/см², что создавало осевые деформации в рассматриваемых точках $\epsilon_1 = 30 \cdot 10^{-4}$ и $\epsilon_2 = 55 \cdot 10^{-4}$; эти точки были вершинами шаровых сегментов отколов, вызванных впоследствии взрывом. Соответствующие предварительные напряжения составляли $\sigma_{пр1} = 105$ кгс/см² и $\sigma_{пр2} = 192$ кгс/см². Заряды в этих опытах располагались на различных расстояниях от свободной поверхности: 70 и 130 мм соответственно. Это приводило к тому, что амплитуды разрушающих импульсов, замеренные у свободной поверхности, были различными: $\sigma_{д1} = 196$ кгс/см²; $\sigma_{д2} = 38$ кгс/см². Составив систему уравнений

$$\sigma_{д1} = [\sigma_d] - K_d \sigma_{пр1},$$

$$\sigma_{д2} = [\sigma_d] - K_d \sigma_{пр2},$$

решим ее относительно K_d :

$$K_d = (\sigma_{д1} - \sigma_{д2}) / (\sigma_{пр2} - \sigma_{пр1}).$$

Для приведенных параметров динамического и статического полей напряжений коэффициент динамичности $K_d = 1,83$, что весьма близко к значению, полученному нами ранее на одномерных моделях из горючего сланца. Можно считать, что коэффициент динамичности сохраняет постоянным свое значение независимо от вида напряженного состояния.

Это положение обусловлено, по-видимому, самой сущностью этого коэффициента, учитывающего лишь динамичность приложения нагрузки. В этом случае действительно коэффициент динамичности должен оставаться постоянным для данной породы как при простом напряженном состоянии (одноосное растяжение стержня), так и в более сложном (зона неявного отжима в объемных моделях).

Напряженное состояние должно при этом оказывать влияние не на величину такого относительного показателя, как коэффициент динамичности $K_d = [\sigma_d] / [\sigma_{ст}]$, а на абсолютные значения динамического и

статического пределов прочности. Эти прочностные показатели должны зависеть от вида напряженного состояния. Действительно, решая приведенное уравнение для σ_d относительно $[\sigma_d]$, а затем и $[\sigma_{ст}] = [\sigma_d]/K_d$, легко видеть, что значения $[\sigma_d]$ и $[\sigma_{ст}]$ более чем на порядок превышают соответствующие значения, полученные для одноосного растяжения.

Представляет практический интерес определение расстояний от заряда до ближайших поверхностей обнажения, при которых волна напряжений может вызывать разрушения по откольному механизму, воздействуя на породу, находящуюся в предварительно-растянутом состоянии. Запишем закономерность изменения радиальной составляющей с расстоянием от заряда в виде

$$\sigma_r = A \bar{R}^{-B}.$$

Условие откола при падении волны на свободную поверхность:

$$\sigma_r = \sigma_d = [\sigma_d^*] - K_d \sigma_{пр}.$$

Обозначение динамической прочности снабжено звездочкой, чтобы подчеркнуть отличие ее абсолютной величины от соответствующего значения, полученного на стержнях [9].

Решая приведенные уравнения относительно $\bar{R}$, получим

$$\bar{R} = \left\{ \frac{A}{[\sigma_d^*] - K_d \sigma_{пр}} \right\}^{\frac{1}{B}}.$$

Преобразуем полученное выражение

$$\bar{R} = \left\{ \frac{A/[\sigma_{ст}^*]}{[\sigma_d^*]/[\sigma_{ст}^*] - K_d(\sigma_{пр}/[\sigma_{ст}^*])} \right\}^{\frac{1}{B}},$$

где $[\sigma_{ст}^*]$ — статический предел прочности на растяжение в условиях объемного напряженного состояния.

Имея в виду, что коэффициент динамичности, согласно выполненному исследованию, сохраняет свое значение при переходе от одноосного к объемному напряженному состоянию, запишем последнее выражение в виде

$$\bar{R} = \left\{ \frac{A/[\sigma_{ст}^*]}{K_d(1-k_n)} \right\}^{\frac{1}{B}},$$

где $k_n = \sigma_{пр}/[\sigma_{ст}^*]$.

Точное определение опасных по отколам расстояний затрудняется из-за отсутствия данных о $[\sigma_{ст}^*]$. Из опытов по отколу с объемными образцами следует, что этот прочностной показатель более чем на

порядок превышает значение предела прочности при одноосном растяжении. Таким образом, приближенно можно считать, что $[\sigma_{ст}^*] = 10[\sigma_{ст}]$.

Значения коэффициента динамичности изменяются в пределах от 1,15–1,6 для мягких пород до 4–6 для пород с высокой акустической жесткостью. Диапазон значений коэффициента предварительного напряжения пород $k_n = 0,4$. Воспользовавшись коэффициентами A и B из работы [8], можно оценить диапазон опасных по отколу расстояний, который в зависимости от акустической жесткости породы и величины горного давления составляет 20–200 радиусов заряда.

Следует помнить, что коэффициент B в степенном законе $\sigma_r = A R^{-B}$, использованный для оценки расстояний в работе [8], получен для взрыва одиночного удлиненного заряда. При реальном торпедировании массива одновременно взрывается группа зарядов, что существенно изменяет показатель затухания напряжений с расстоянием по сравнению со взрывом одиночного заряда.

При взрыве группы зарядов на определенном расстоянии от них формируется их общий волновой фронт, близкий к плоскому, что обуславливает меньшее затухание напряжений с расстоянием от зарядов.

При практическом использовании формулы для вычисления опасных по отколам расстояний необходимо пользоваться показателем затухания волн от взрыва группы зарядов.

При отсутствии возможности определения закономерности изменения напряжений в функции расстояния от зарядов можно воспользоваться степенным законом с показателем B из работы [8], если учесть взрывание группы зарядов путем нахождения радиуса эквивалентного заряда $R_{эв}$ и соответственно абсолютных расстояний как $R = R_{эв}$.

2. О ВОЗМОЖНОСТИ УПРАВЛЕНИЯ НАПРЯЖЕННЫМ СОСТОЯНИЕМ ПЛАСТА ПРИ ТОРПЕДИРОВАНИИ ВМЕЩАЮЩИХ ПОРОД

Некоторые исследователи указывают на то, что торпедирование вмещающих пород сопровождается побочным явлением – изменением напряженного состояния угольного пласта. Так, например, в работе [6] изложены результаты исследования способа взрывогидродинамического разупрочнения труднообрушаемой кровли.

Схема заложения скважин впереди очистного забоя показана на рис. 22. Диаметр скважин 42 мм, расстояние между скважинами 4–5 м. После взрывания в скважины нагнетают воду. Создание зон трещинообразования и увлажнение приводят к разупрочнению кровли.

Для нас в этом примере важно только то, что в результате торпедирования в кровле образовалась разрыхленная зона достаточно

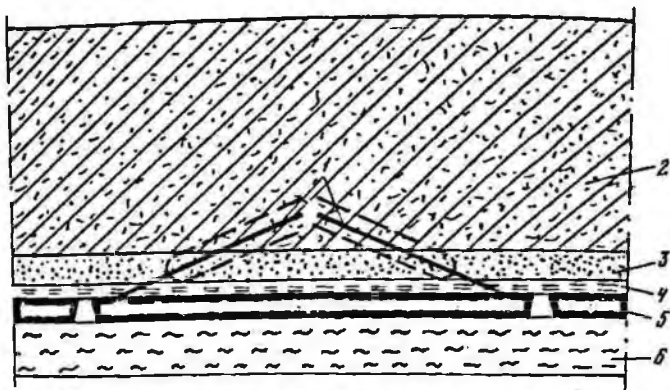


Рис. 22. Схема расположения скважин при торпедировании труднообрушаемой кровли

1 — скважина; 2 и 3 — основная кровля; 4 — непосредственная кровля; 5 — пласт; 6 — почва пласта

большой площади; при этом зоны влияния взрыва и увлажнения были полностью локализованы в пределах основной кровли и не выходили в пласт. Такое условие накладывает и "Временная инструкция по выбору способа и параметров разупрочнения труднообрушаемой кровли на выемочных участках" [3], согласно которой расстояние от пласта до нижнего конца заряда в скважине должно быть не менее $(3+4) R_{\text{тр}}$.

Несмотря на то что торпедирование в рассматриваемом примере не оказывало непосредственного воздействия на пласт, в работе [6] отмечается, что после взрывания происходит "частичная дегазация массива и снижается влияние динамических проявлений горного давления". Эффект разгрузки после взрывания зарядов в толще вмещающих пород отмечается и в других работах.

Для проверки возможности частичной разгрузки пласта в результате торпедирования вмещающих пород была поставлена специальная серия экспериментов.

Напряженное состояние массива воспроизводилось в установке высокого давления (см. главу 1).

Для опытов изготавливались специальные модели (рис. 23) с чередованием пласта и пород. Пласт был представлен углем или горючим сланцем, порода — песчаником или известняком. Контроль за напряженным состоянием пласта осуществлялся при помощи тензодатчиков, которые размещались в пласте в его осевом и нормальном сечениях.

Подготовка образцов к тензоизмерениям проводилась так же, как при статических замерах (см. главу 1).

Первоначально было снято распределение напряжений в пласте при различных давлениях на модель. Указанное распределение по характеру не отличалось от полученного ранее на сплошных моделях (см. рис. 2, 6).

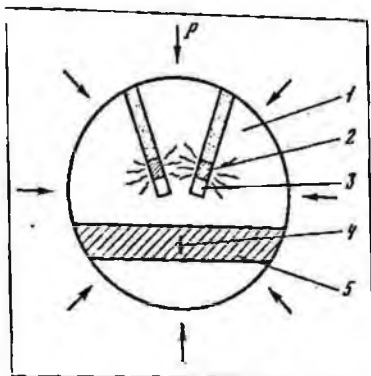
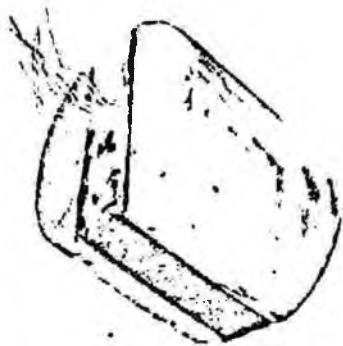


Рис. 23. Внешний вид слоеной модели

Рис. 24. Устройство модели для торпедирования сосредоточенными зарядами

1 — порода; 2 — заряд ВВ; 3 — воздушная полость; 4 — тензодатчик; 5 — пласт

Как показали первые опыты, более удобным для проведения опытов был горючий сланец. Результаты опытов, выполненных на моделях с пластинами из сланца; хорошо воспроизводились; модели имели высокую механическую прочность и хорошо выдерживали как статические, так и динамические испытания.

Для наклейки тензодатчиков горючий сланец — более подходящий материал, чем уголь. Поэтому основная часть опытов выполнялась на моделях со сланцевыми пластинами, а модели с угольными пластинами использовались для контроля полученных результатов.

Контрольные опыты с угольными моделями приводили к тем же результатам, что и со сланцевыми. Разница заключалась в трудоемкости получения результатов на моделях с угольными пластинами: на каждый удачный опыт приходилось несколько неудачных, в которых происходило разрушение моделей при статическом нагружении, разрушение при взрыве, отклейка тензодатчиков и т.п.

Для поставленной задачи материал, имитирующий пласт, должен быть резко отличным по свойствам от вмещающих пород, и горючий сланец вполне удовлетворял этому требованию.

На первом этапе использовались сосредоточенные заряды, расположенные, как показано на рис.24. Воздушные полости 3 были предусмотрены для демпфирования взрыва в направлении трещин. целью предотвращения проникновения в него радиальных трещин. Как было выяснено после взрывания путем анализа срезов, следящих по плоскости зарядов, воздушные полости свою задачу выполнили и картина трещин соответствовала приведенной на рис. 24.

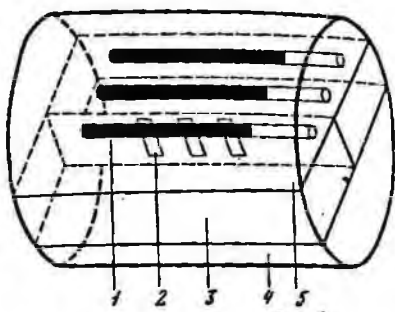
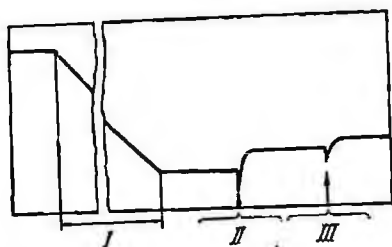


Рис. 25. Осциллограмма разгрузки в пласте после взрыва зарядов во вмещающей породе

1 — период нагружения модели; моменты взрыва зарядов: первого (II), второго (III)

Рис. 26. Устройство модели для торпедирования удлиненными зарядами

1 — заряд ВВ; 2 — тензодатчик; 3 — пласт; 4 и 5 — вмещающие породы

В опытах модели нагружались в установке высокого давления до уровня $200\text{--}300 \text{ кгс/см}^2$, после чего производилось поочередное или одновременное взрывание зарядов. В ходе нагружения и взрывания велась непрерывная запись показаний тензодатчика. Характерная осциллограмма дана на рис. 25.

На ней отчетливо видны рост напряжения при нагружении модели до определенного уровня, скачки напряжений, соответствующие прохождению волны напряжений через пласт, и снижение уровня напряжений в результате взрыва. Хотя разгрузка пласта была невысокой, не более 10% от первоначального уровня напряжений, однако принципиально была показана возможность ее достижения и получена основа для дальнейшего исследования вопроса.

Во второй серии экспериментов использовались удлиненные заряды и была изменена их ориентация относительно пласта (рис. 26). Расстояние между зарядами выбиралось из условия создания взаимно перекрывающихся зон трещинообразования. В некоторых моделях заряды располагались в два ряда. Модели нагружались до определенного давления (в большинстве опытов до 270 кгс/см^2). Показания восьми тензодатчиков, размещенных по длине модели, давали исходное распределение деформаций и напряжений при заданном давлении.

После этого производился взрыв одного из зарядов в породе или в параллельном пласте. Обычно первым взрывался заряд, расположенный в одной осевой плоскости с тензодатчиками. Изменение напряженного состояния там, где оно имело место, фиксировалось тензодатчиками. Показания всех датчиков после взрыва давали новое распределение напряжений в пласте. Затем взрывался следующий за-

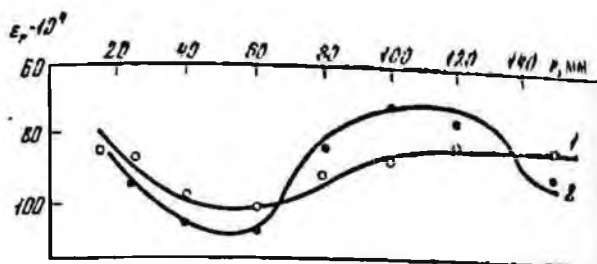


Рис. 27. Распределение деформаций в пласте по оси модели до (1) и после (2) взрыва зарядов во вмещающей породе

Давление на модель равно 270 кгс/см^2

ряд, и так вся серия. Благодаря непрерывной временной развертке в течение всего опыта распределение напряжений по длине пласта можно было определить для любого момента времени.

Осциллограммы, записанные датчиками, расположенными под зарядами, аналогичны осциллограмме, приведенной на рис. 25, и показывают, что взрыв зарядов, размещенных вне пласта, приводит к изменению напряженного состояния в самом пласте. При этом внешнее давление на модель остается неизменным и перераспределение напряжений в пласте — следствие только тех процессов, которые протекают внутри модели.

Однако разгрузка регистрируется не по всей длине модели. Сравнение напряженных состояний до и после торпедирования показано на рис. 27. Как видно из рисунка, в области, расположенной под зарядом, после его взрыва происходит разгрузка. Величина разгрузки составляет 15% от уровня нагружения, соответствующего заданному давлению на модель. Следует подчеркнуть, что эта разгрузка достигается взрывом только одного заряда, расположенного над датчиками в одном сечении с ними.

Взрыв периферийных зарядов слабее влияет на пласт в том сечении, где расположены датчики. Разгрузка от взрыва каждого из двух периферийных зарядов приблизительно вдвое меньше. Суммарная разгрузка от взрыва трех зарядов довольно значительная (30% от исходного уровня напряжений). На границах области разгрузки по понятным причинам образуются зоны пригрузки, где напряжения превышают уровень, имевший место до взрыва.

Механизм разгружающего действия взрыва в породе пока неясен и требует специальных исследований. Возможно, имеет место упругое восстановление пласта в области, примыкающей к обработанной взрывом зоне породы, потерявшей в результате рыхления свою прочность. Специально выполненный анализ испытанных во второй серии опытов моделей также показал отсутствие проникновения в пласт трещин от взрыва зарядов.

Сейчас можно только поставить необходимые задачи дальнейшего исследования возможности управления напряженным состоянием

пласта путем торпедирования вмещающих пород. Необходимо получить полную картину перераспределения напряжений, располагая тензодатчики не по одной оси, как это было сделано в настоящей работе, а по всей площади пласта. Это даст возможность установить размеры зоны разгрузки по двум координатным осям.

Следует установить влияние размеров торпедированной зоны на площадь "защищенной" зоны пласта, выявить оптимальные расстояния между пластом и зоной торпедирования и другие вопросы и разработать на этой основе параметры торпедирования вмещающих пород с целью разгрузки пласта. Это направление весьма привлекательно, так как в случае успеха может быть разработан метод снижения выбросоопасности, при реализации которого не будет затрагиваться сам выбросоопасный пласт.

В связи с этим и приведен материал данного параграфа, который был получен как одно из следствий основного исследования эффективности торпедирования в условиях повышенного горного давления.

ПРЕДВАРИТЕЛЬНОЕ ТОРПЕДИРОВАНИЕ ПОРОД КРОВЛИ ДЛЯ РАЗГРУЗКИ ПОВТОРНО ИСПОЛЪЗУЕМЫХ ВЬЕМОЧНЫХ ВЫРАБОТОК ОТ ПОВЫШЕННОГО ГОРНОГО ДАВЛЕНИЯ

На шахтах Кузнецкого и Карагандинского бассейнов осуществляется внедрение прогрессивной системы разработки длинными столбами с повторным использованием выемочных выработок (рис. 28). В этом случае обеспечивается прямооточное проветривание выемочного участка, снижаются эксплуатационные потери угля на 5-6% за счет ликвидации охранных целиков угля около выемочных выработок, а также объем проходимых выемочных выработок в 2 раза.

Однако выемочная выработка, находящаяся за лавой, на границе массива - выработанное пространство, требует особых способов охраны и поддержания, особенно на пластах с труднообрушаемыми породами кровли. Для обеспечения устойчивости выемочной выработки необходимо обеспечить за лавой полное обрушение пород кровли с целью разгрузки крепи выработки от повышенного горного давления при зависании пород кровли над выработанным пространством.

Как показал опыт шахты "Кузнецкая" производственного объединения Кузбассуголь, при достаточной мощности легко обрушаемых пород непосредственной кровли (4-6 мощностей пласта) выемочную выработку достаточно крепить металлической трапезиевидной крепью, усиленной переносными металлическими стойками. Металлические стойки устанавливаются впереди лавы на расстоянии 6-10 м и за лавой на расстоянии 50-70 м.

По мере подвигания очистного забоя металлические стойки переносятся. Окно лавы защищается крепью сопряжения типа ОКС. При легкообрушаемых породах кровли нагрузка на раму крепи в выемочной выработке за лавой после удаления усиливающей крепи не превышала 20-25 тс.

В случае труднообрушаемых пород кровли (класс II б, III по ВНИИ) нагрузка на одну раму крепи за лавой достигает 100 тс и выработку необходимо крепить заново. С целью ослабления пород кровли для облегчения их обрушения за лавой на шахте "Кузнецкая" в 1974-1977 гг. было осуществлено предварительное торпедирование пород кровли при очистной выемке пласта Красноорловского в выемочных выработках суммарной длиной 3200 м.

Пласт Красноорловский имеет простое строение, уголь средней крепости - 150 кгс/см². Глубина горных работ 70 м. Породы непосредственной кровли имеют мощность 2,5-3 м и представлены аргиллитом алевролитом с пределом прочности на сжатие 500-550 кгс/см².

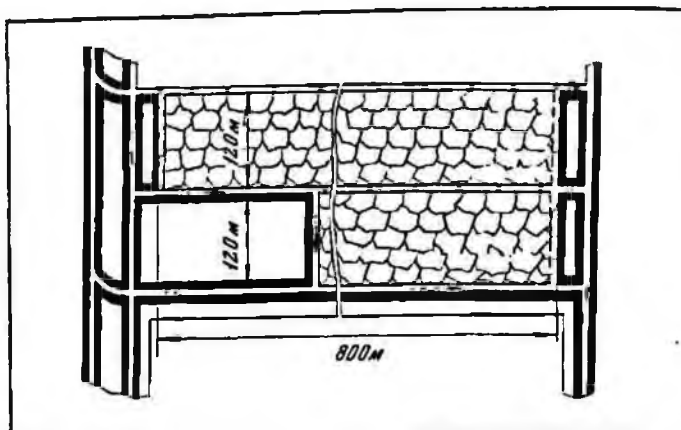


Рис. 28. Система разработки длинными столбами по простиранию с повторным использованием выемочных выработок

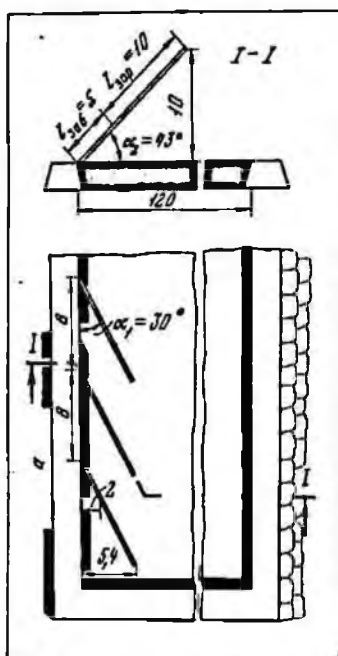


Рис. 29. Расположение скважин для предварительного торпедирования пород основной кровли пласта Красноорловского а – конвейерный штрех 43

Основная кровля имеет мощность 25–30 м и представлена трещиноватым песчаником с пределом прочности на сжатие 800–850 кгс/см², модулем упругости $4 \cdot 10^5$ кгс/см² и коэффициентом Пуассона 0,2. Породы почвы – аргиллит средней прочности; сопротивление на вдавливание 95 кгс/см²; породы склонны к размоканию.

Выемочные выработки сечением в свету 7,5 м² по пластам проводятся при помощи проходческих комбайнов типа ПК-Зр, ГПК. Основная крепь – металлическая из двутаврового профиля № 18, ее податливость в пределах 250–300 мм со стороны выработанного

пространства обеспечивается за счет смятия клиньев, затяжек и вдавливания ножек крепи в породы почвы.

Предварительное торпедирование пород кровли производится до начала очистных работ. Скважины диаметром 43 мм бурятся при помощи станка ПП-100; расстояние между скважинами по оси штрека (рис. 29) 8 м, по нормали между скважинами 4 м.

Расстояние конца скважины от пласта 10 м или 4 мощности пласта, что позволило при разрушении пород кровли на эту высоту подбутьте вышележащие породы, а над выработкой образовать защитную породную консоль. В качестве ВВ применяется патронированный аммонит АП-5ЖВ, в качестве средства взрывания - предохранительные электродетонаторы ЭД-8-ПМ.

Для взрывания применялся взрывной прибор КВП-1/100. В каждую скважину заряжалось 10 кг ВВ; плотность заряда около 1 кг/м. Длина забойки из глины 5 м. Пыжи из глины подавались в скважину деревянной свинчивающейся трамбовкой. Заряды одновременно взрывались в 3-5 скважинах; взрывник находился на расстоянии 200 м от места взрыва.

Затраты на ведение взрывных работ не превышали 8-10 руб/м выработки, затраты на охрану и поддержание выемочной выработки при повторном ее использовании 15-20 руб/м при затратах на проведение 1 м выемочной выработки 120 руб/м. Следовательно, экономический эффект составлял не менее 90 руб. на 1 м выемочной выработки.

Исследования проявлений горного давления в выемочной выработке производились за смещением и расслоением пород кровли при помощи глубинных реперов на 12 замерных станциях.

Реперы устанавливались на глубину 14 м через 2 м; одна группа реперов устанавливалась в кровле выработки со стороны массива, вторая группа - со стороны выработанного пространства. Расстояние между группами реперов по ширине штрека 1,8 м.

Из замеров видно, что расслоение пород кровли начинается на расстоянии 6 м от кровли пласта (сплошные линии относятся к реперам со стороны выработанного пространства). Реперы со стороны массива сместились незначительно, что свидетельствует об образовании породной консоли над выработкой. Максимальные смещения пород кровли составили 230 мм, почвы 10 мм, блоков выработки 110 мм, что обеспечило безремонтное поддержание выработки.

В Карагандинском бассейне один из способов снижения горного давления на выработки, находящиеся в непосредственной близости от очистных работ, - это ослабление пород кровли при помощи скважинных зарядов и снижение концентрации напряжений в массиве на границе с обрушенными породами кровли при выемке угля, особенно при труднообрушаемых кровлях, составляющих значительную часть при разработке углей в бассейне.

Труднообрушаемые кровли создают прогиб толщи пород над выработанным пространством. При значительном прогибе способ сох-

ранения выработок, находящихся на границе с выработанным пространством, при помощи ограждений, играющих роль обрезной крепи, зачастую оказывается неэффективным.

По данным КНИУИ, на шахте "Кировская" в 1977 г. при отработке выемочного столба по пласту А7 было произведено ослабление основной кровли при помощи взрывания скважинных зарядов. Непосредственная кровля пласта на восточном крыле шахтного поля представлена алевролитом мощностью 0,3-3 м. Основная кровля сложена светло-серыми песчаниками мощностью 22-29 м.

Общая мощность пласта А7 колеблется в пределах 2,75-3 м. Пласт имеет сложное строение и в его сложении участвуют 6-8 пачек угля мощностью 0,18-0,38 м, разделенных породными прослоями преимущественно аргиллитового состава мощностью 0,02-0,09 м, которые сосредоточены в средней части пласта.

Залегание пласта волнистое, угол падения колеблется в пределах 6-13°. Уголь пласта мало склонен к самовозгоранию и относится к 3-й группе по пожароопасности. Пласт опасен по внезапным выбросам угля и газа и не опасен по горным ударам. Почва пласта представлена алевролитами мощностью 0,3-1,3 м, ниже которых залегает 4-метровая толща песчаника.

Крепость пород основной кровли и почвы колеблется в пределах $f = 5 \div 8$ по шкале профессора М.М.Протоdjяконова. Выемочный столб оконтурен бремсбергами № 25 и № 26 длиной соответственно 354 и 368 м, которые пройдены по углю сечением в свету 6,2 м². В проходке бремсберги крепились анкерной крепью (два анкера под распил через 1 м).

При отработке соседнего столба бремсберг № 25 сохранялся. За лавой бремсберг подкреплялся деревянными рамами с плотностью три рамы на пог. м и металлической арочной 2-сегментной крепью из спецпрофиля СПВ-17 с выкладкой клетей 1,6 × 1,6 м и брусчатой перемычки. Клетки забучивались породой.

На состояние бремсбергов оказывала влияние выемка угля 2-й восточной лавой длиной 70 м с вынимаемой мощностью 1,9 м. Бурение скважин производилось в бремсберге № 25 электробуром ЭБП-1 с применением составных штанг. Скважины длиной 18 м диаметром 50 мм пробуривались через 10 м по протяженности выработки под углом 60° к горизонту в сторону массива.

Для наблюдений было выделено два участка: контрольный и экспериментальный общей длиной 140 м. На экспериментальном участке согласно проекту пробурено и взорвано ВВ в шести скважинах. В комплекс шахтных замеров входило проведение измерений интенсивности смещения кровли - почвы (конвергенция) и боков бремсберга на различных расстояниях от линии очистного забоя, а также визуальные наблюдения за состоянием крепи и бремсберга.

Изменение смещения кровли производили при помощи измерительной индикаторной стойки СУИ-2 и конусной рулетки ВНИМИ. Всего было установлено 15 замерных станций. Измерения интенсивности сдвигания по всем замерным станциям были одновременными. Всего проведено 42 измерения.

Влияние очистных работ на контрольном участке ощущается на расстоянии 10-12 м от лавы, а при отработке участка с взрывным методом — на расстоянии 7-10 м. Интенсивность сближения кровли с почвой в 10 м от линии очистного забоя соответственно составила 44 и 15 мм/сут. Интенсивность сближения почвы с кровлей на сопряжении с лавой составила 71 мм/сут на контрольном участке и 30 мм/сут на экспериментальном участке.

На основании проведенных шахтных исследований можно сделать вывод о том, что интенсивность смещений вмещающих пород кровли и почвы при применении разгрузки путем взрывания отсекающих скважин снижается более чем в 2 раза, что позволяет не только увеличить устойчивость оконтуривающих вынимаемый столб выработка в зоне активного горного давления, но и снизить трудоемкость на концевых операциях в лаве.

МЕТОДЫ БУРЕНИЯ НАПРАВЛЕННЫХ СКВАЖИН ДЛЯ ТОРПЕДИРОВАНИЯ УГОЛЬНЫХ ПЛАСТОВ И ПОРОД КРОВЛИ

При выполнении работ по передовому торпедированию труднообрушаемой кровли, а также при предварительной отработке угольного массива взрывом с целью его рыхления весьма существенным становится вопрос качества буримых глубоких взрывных скважин. Для производства торпедирования или камуфлетно-сотрясательного взрывания пригодны скважины, пробуренные без искривлений и обеспечивающие беспрепятственное их заряжение специальными рядами взрывчатых веществ. Одно из главных требований, предъявляемых к взрывным скважинам, — это точность и надежность бурения, гарантирующие заданные пределы отклонений по азимуту и углу наклона.

1. ОСОБЕННОСТИ БУРЕНИЯ СКВАЖИН ДЛЯ ТОРПЕДИРОВАНИЯ УГОЛЬНЫХ ПЛАСТОВ И ПОРОД КРОВЛИ

Величина допустимого пространственного отклонения оси скважины от проектной трассы определяется теми задачами, которые выполняет данная скважина, и регламентируется конкретными техническими условиями на бурение. Так, например, для геологоразведочных скважин принято считать допустимым отклонение до 5 м на 100 м проходки [27, 28]. Фактические отклонения взрывных скважин, применяемых на открытых и подземных работах, даже при небольших глубинах бурения (15 ÷ 30 м) могут быть весьма значительными и часто достигают 3–7 м, что существенно снижает эффективность взрывных работ [2, 9, 30].

Существующие методы торпедирования и сотрясательно-камуфлетного взрывания пород кровли, а также самих угольных пластов предусматривают предварительное бурение тупиковых скважин малых диаметров (до 120 мм) глубиной до 100 м. Основные технические требования, предъявляемые к таким скважинам, приведены в табл. 7. Из табл. 7 можно видеть, что для реализации указанных технологических схем необходимо проведение глубоких скважин в заданном направлении с весьма незначительными отклонениями как в горизонтальной плоскости, так и по вертикали.

В графической части технических проектов на работы по торпедированию пород кровли и угольного массива оси запроектирован-

Таблица 7

Основные требования, предъявляемые к взрытым скважинам

Технологический процесс	Схема и вид процесса	Параметры скважин				
		Глубина, м	Диаметр, мм	Расстояние между скважинами, м	Допустимое отклонение, м	
					по горизон-тали	по вер-тикали
Профилактическая обработка угольных пластов	Торпедирование угольного массива с целью борьбы с выбросами	30-100	70-120	5-8	$\pm 1,5$	$\pm 0,5$
Разупрочнение труднообрушаемой кровли угольных пластов	Передовое торпедирование пород кровли угольных пластов	30-100	70-120	10-20	± 3	$\pm 1,5$
Примечание. Требования составлены на основании [31, 32].						

ных скважин изображают в виде прямой линии, что вполне естественно, так как ожидаемые пространственные отклонения скважин учесть заранее невозможно. Тем не менее практика показывает, что фактические положения скважин в массиве существенно отличаются от проектных и при глубине скважин 60-100 м их отклонения могут достигать десятков метров [33].

В то же время существующие методы инструментального определения реального пространственного положения подземных взрывных скважин либо грубо приближены (гидростатический метод), либо сложны, трудоемки и требуют высокой квалификации операторов [32]. По этим причинам в производственных условиях искривления скважин, как правило, не измеряются и пригодными для использования считаются практически все скважины, пробуренные до полной проектной глубины.

Из указанного выше следует, что необходимый эффект при реализации задач предварительного торпедирования угольных пластов и пород труднообрушаемой кровли может быть достигнут только, если имеется гарантия, что фактические отклонения скважин от проектного положения незначительны и не превышают строго заданных пределов (табл. 7).

Создание технических средств и разработка технологии направленного бурения глубоких скважин диаметром до 120 мм по угольным пластам и породам кровли весьма сложные по ряду причин. В частности, невозможно использовать методы и технические средства по снижению интенсивности искривлений скважин, широко применяющиеся в нефтяном и геологоразведочном бурении: утяже-

ленные бурильные трубы и утяжеленные снаряды, клиновые снаряды и обсадные колонны, а так же сложные невращающиеся центрирующие или опорные элементы буровых снарядов.

Был проведен анализ производственных и экспериментальных данных, полученных при бурении глубоких взрывных скважин по угольным пластам, пластам горючих сланцев, а также вмещающим породам в подземных условиях ряда бассейнов страны (Кузнецком, Донецком, Печерском угольных бассейнах и Прибалтийском сланцевом бассейне).

Для разработки эффективных методов бурения глубоких направленных скважин, предназначенных для предварительного торпедирования угольных пластов и пород кровли, представлялось целесообразным решить следующий круг задач:

1. Определить основные принципы конструирования бурового инструмента для проведения глубоких направленных взрывных скважин путем исследования отклоняющих сил, оказывающих преимущественное воздействие на головную часть бурового снаряда.

2. Разработать и исследовать специальные технические средства и технологию направленного бурения взрывных скважин глубиной до 100 м.

3. Разработать методику и специальные средства ориентирования бурового инструмента в заданном направлении при забуливании, обеспечивающие высокую точность первоначального заложения взрывных скважин.

Ниже рассмотрены результаты исследований, посвященных указанным вопросам и включающих теоретический анализ, лабораторные эксперименты, а также данные промышленных исследований, выполненных на ряде горнодобывающих предприятий страны.

2. ИССЛЕДОВАНИЕ СИЛ, ДЕЙСТВУЮЩИХ НА ЭЛЕМЕНТЫ КОНСТРУКЦИИ БУРОВОГО СНАРЯДА, С ЦЕЛЮ ВЫБОРА ЕГО ОПТИМАЛЬНЫХ КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ

Траектория оси скважины в процессе бурения формируется буровым инструментом — активной головной частью бурового снаряда. Если конструктивное решение позволяет избавиться от перегиба головной части снаряда и сохранить ее прямолинейность в процессе бурения, то можно уменьшить или полностью избежать нежелательных искривлений буровых скважин.

Устойчивость прямолинейного стержня — головной части снаряда — зависит, как известно, от условий закрепления нижнего его конца, в нашем случае — от геометрии режущей части породоразрушающего инструмента.

Шарнирно-опертый прямолинейный стержень теряет свою устойчивость под действием осевой сжимающей силы $P_{кр}$ согласно формуле Эйлера

$$P_{кр} = \pi^2 E \cdot I / (\mu l)^2,$$

где $P_{кр}$ — критическая эйлерова сила, при превышении которой центрально-сжатый прямой стержень теряет свою устойчивость и приобретает криволинейную форму, кгс; E — модуль продольной упругости, кгс/см²; I — осевой момент инерции, см⁴; μl — приведенная длина стержня, зависящая от условий заделки концов стержня, см.

При "идеальной" форме закрепления эйлерова стержня, когда осевая нагрузка направлена строго по оси стержня и отсутствуют перерезывающие силы, коэффициент $\mu = 1$.

Наиболее реально отражает условия закрепления концов и изгиба головной части бурового снаряда схема, предложенная Г. Вудсом и А. Лубинским [34]. По этой схеме бурильная колонна представляет собой шарнирно-опертый стержень, на который действуют горизонтальная и вертикальная составляющие реакции забоя скважины (рис. 30). В отличие от стержня Эйлера условия закрепления конца бурильной колонны неблагоприятны, так как имеет место перерезывающая сила F_2 , поэтому $\mu > 1$.

Нашей задачей являлось отыскание таких условий закрепления нижнего конца стержня (геометрии режущей части бурового инструмента), которые позволяют производить бурение скважин при высоких значениях осевых нагрузок $P_{кр}$ без потери устойчивости головной части бурового снаряда.

Механизм возникновения реакций и моментов на режущих кромках твердосплавных пластин бурового инструмента был рассмотрен на примере двухперых породных (симметричных) и угольных (асимметричных) резов, а также кольцевых коронок геологоразведочного стандарта (рабочие кромки твердосплавных пластин установлены под 90° к оси коронки). Анализ показал, что наименьшая отклоняющая сила и опрокидывающий момент, действующие на головную часть бурового снаряда, имеют место, когда режущие элементы на породоразрушающем инструменте установлены симметрично, а рабочие кромки твердосплавных пластин ориентированы перпендикулярно к продольной оси бурового снаряда.

Кроме того, выявлено, что отклоняющие силы уменьшаются пропорционально количеству устанавливаемых на буровом инструменте режущих элементов. То есть математический анализ позволяет определить оптимальные условия закрепления нижнего конца бурового снаряда (форма и расположение режущих элементов бурового инструмента), когда $\mu \rightarrow 1$. Следовательно, была найдена геометрия бурового инструмента, обеспечивающая устойчивость бурового снаряда при максимальной (расчетной) критической нагрузке.

Сравнительная оценка расчетных углов отклонения осей породоразрушающих инструментов от оси скважины при бурении в равных условиях приведена в табл. 8.

Полученные выводы были проверены на специальном тензометрическом стенде, выполненном с соблюдением условий геометрическо-



Рис. 30

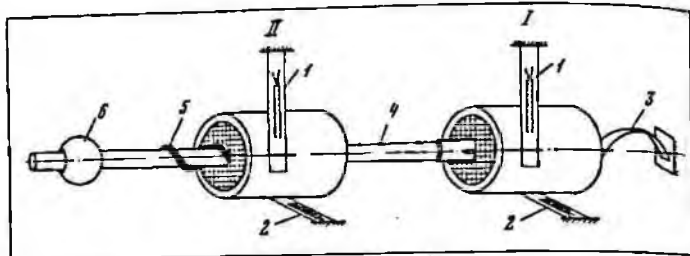


Рис. 31

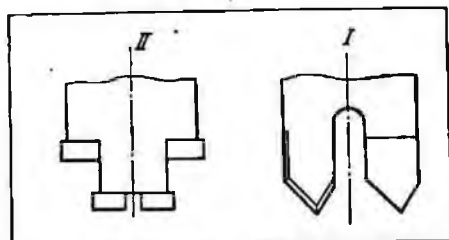


Рис. 32

Рис. 30. Схема изгиба низа буровой колонны, по Г.Вудсу, А.Лубинскому [34]

Рис. 31. Схема измерительной системы бурового стенда

Датчики перемещений бурового снаряда: горизонтальных (1), вертикальных (2); 3 – датчик осевого усилия; 4 – модель бурового снаряда; 5 – спиральный центратор; 6 – шарнир

Рис. 32. Геометрия режущей части породоразрушающего инструмента

Модели коронки: асимметричной (I), специальной симметричной (II)

го и силового подобия (рис. 31). Забой скважины (цилиндр I) разбуривался моделями асимметричной и симметричной коронок, на последней режущие кромки твердосплавных пластин были ориентированы перпендикулярно к оси коронки (рис. 32).

Разбуриванию подвергали образцы монолитного известняка с коэффициентом крепости по шкале профессора Простодьяконова $f = 6$, образцы горючего сланца при $f = 3 \div 5$ и угля антрацита при $f = 1,5$. Значения и направления реакции забоя скважины регистрировались по прогибу измерительных пружин.

Стендовый эксперимент позволил установить, что величина бокового отклоняющего усилия, действующего на инструмент, зависит от осевой нагрузки и разности углов заточки при вершинах у режущих кромок коронки. При отсутствии осевой симметрии режущих кромок породоразрушающий инструмент приходит к положению динамического равновесия, при котором появляется эксцентриситет гео-

метрической оси инструмента относительно оси вращения и боковая кромка реза снимает со стенки скважины стружку, равную этому эксцентриситету.

Из графика рис. 33 видно, что суммарные боковые отклоняющие усилия, создаваемые специальной симметричной коронкой II (см. рис. 32), в 3-4 раза ниже, чем у асимметричной I. Кроме того, было установлено, что при работе асимметричной коронки разработка скважины по диаметру значительна, а сечение ствола скважины существенно отличается от окружности. Следовательно, применение при бурении асимметричного породоразрушающего инструмента делает процесс искривления скважин неуправляемым, интенсивность и направление искривлений практически невозможно предвидеть и предупредить.

При вращательном бурении горных пород симметричным породоразрушающим инструментом сечение ствола скважины имеет форму окружности; искривления могут возникнуть только за счет перекоса головной штанги в скважине. В данном случае для предупреждения искривлений скважин целесообразно использование жестких головных штанг с центраторами.

В результате проведенных исследований были выработаны следующие основные требования к конструкциям буровых коронок, обеспечивающих равномерное разрушение забоя скважины (рис. 34):

1. Соблюдение осевой симметрии при расстановке режущих элементов по рабочим торцам коронки.
2. Ориентирование рабочих кромок режущих элементов перпендикулярно к продольной оси коронки.
3. Вооружение коронки большим количеством режущих элементов (на каждой рабочей ступени коронки не менее трех резов).

Таблица 8

Наклон оси породоразрушающих инструментов различных конструкций

Тип породоразрушающего инструмента	Число режущих элементов	Углы заточки при вершине у режущих кромок, град		Угол наклона оси инструмента, град
		α	β	
Угольный резец РУ-13Ц	2	45 ± 2	60 ± 2	1
Породный резец РП-7Ц	2	70 ± 2	70 ± 2	0,25
Твердосплавная кольцевая коронка М1	8	90 ± 2	90 ± 2	0,02

Рис. 33. Возрастание равнодействующей силы R , отклоняющей ось коронки от оси скважины в зависимости от осевого усилия на буровой инструмент C_0

1 — асимметричная коронка I ; 2 — специальная симметричная коронка II

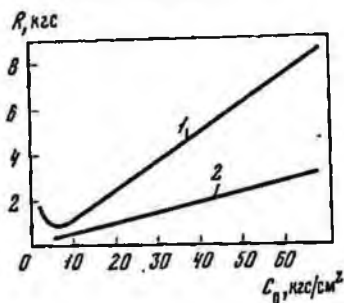


Рис. 33

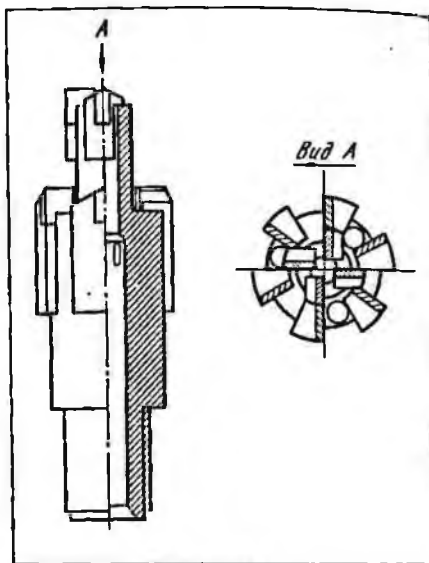


Рис. 34

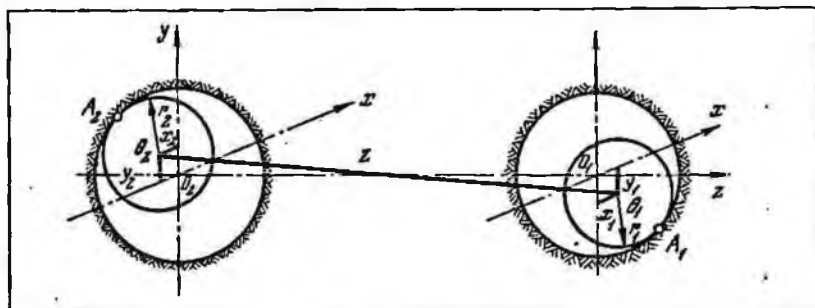


Рис. 35

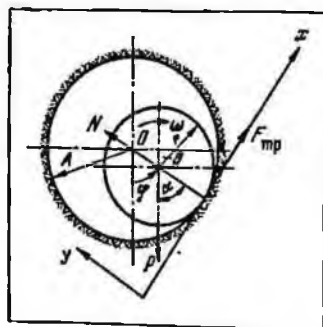


Рис. 36

Рис. 34. Принципиальная конструкция симметричной коронки, вооруженной прямоугольными твердосплавными резцами

Рис. 35. Положение головной части снаряда в скважине при бурении

Рис. 36. Схема действия сил при вращении головной части снаряда в скважине

4. Установка резцов с минимальным выходом периферических кромок на сторону в зависимости от физико-механических свойств разбуриваемых пород.

Учитывая, что головная часть бурового снаряда, вооруженная специальной симметричной коронкой, обладает достаточной устойчивостью, рассмотрим закономерности движения головной штанги в скважине.

Буровой снаряд и скважина — это трущаяся кинематическая пара при сухом или полужидкостном трении. При анализе работы головной части бурового снаряда справедливы допущения, принимаемые для задач динамики несвободной системы материальных точек [35].

Жесткая недеформируемая головная часть снаряда (коронка с первой направляющей штангой) длиной L в процессе бурения осуществляет вращательное движение в буровой скважине (рис. 35). Буровая коронка с центром Θ_1 вращается на забое скважины с центром O_1 ; при этом диаметр скважины вблизи забоя больше диаметра коронки, так как происходит разработка скважины периферическими кромками резцов. Конец направляющей штанги Θ_2 вращается в скважине с центром O_2 , и в какой-то точке A_2 соприкасается со стенкой скважины.

Рассмотрим действие сил на конце жесткого бурового снаряда, соприкасающегося со стенкой скважины (рис. 36).

Буровой снаряд (головная часть), представляющий собой вал радиусом r и имеющий вес P , вращается в скважине радиуса R . Половина радиального зазора между стенкой скважины и снарядом $\delta = R - r$. Если буровому снаряду сообщить угловую скорость ω , то при перекачивании по стенкам скважины центр снаряда Θ начнет двигаться по окружности радиуса δ . Такие гармонические колебания называются регулярной "обратной" прецессией вала [36]. При обегании головной частью снаряда стенок скважины без скольжения угловая скорость ϕ вращения центра вала Θ около оси скважины O определится по формуле Виллиса

$$\phi = -\omega \frac{r}{R-r} = -\omega \frac{r}{\delta}.$$

Кроме того, на головную часть бурового снаряда действуют нормальная реакция стенки скважины N и реакция трения снаряда о стенку скважины $F_{тр}$.

Рассмотрим действие сил на головную часть снаряда в некотором произвольном положении, когда снаряд и стенка скважины находятся в соприкосновении в точке A ; при этом сила P с координатной осью y образует угол α . Радиус инерции вала относительно оси, проходящей через его центр тяжести перпендикулярно к плоскости движения, равен ρ .

Запишем дифференциальные уравнения плоского движения твердого тела

$$M\ddot{x}_{\Theta} = \sum_{k=1}^n F_{kx}; \quad M\ddot{y}_{\Theta} = \sum_{k=1}^n F_{ky}; \quad I_{\Theta}\ddot{\phi} = m_{\Theta}(F_k).$$

которые для рассматриваемой задачи имеют вид

$$\left. \begin{aligned} \frac{P}{g} \ddot{x} &= P \sin \alpha + F_{\text{тр}}, \\ \frac{P}{g} \ddot{y} &= -P \cos \alpha + N, \\ \frac{P}{g} \rho \ddot{\phi} &= -F_{\text{тр}} r. \end{aligned} \right\}$$

Используем условие обкатывания стенок скважины валом без скольжения $\dot{x} = r\dot{\phi}$. Вычислив производную по времени $\ddot{x}$, получим

$$\ddot{x} = r\ddot{\phi} = -\ddot{\omega} \frac{r^2}{\delta}.$$

Подставим это выражение в первое уравнение системы и разделим последнее на третье уравнение системы.

В результате имеем

$$r/\rho^2 = (P \sin \alpha - F_{\text{тр}})/(F_{\text{тр}} r),$$

откуда

$$F_{\text{тр}} = P \sin \alpha \frac{\rho^2}{r^2 + \rho^2}.$$

Отсюда следует, что обкатывание скважины головной частью снаряда (обратная прецессия) возможно при условии

$$N f_{\text{тр}} > P \sin \alpha \frac{\rho^2}{r^2 - \rho^2}.$$

Напишем второе уравнение системы в следующей форме:

$$P \frac{\omega^2 r^2}{g \delta} = -P \cos \alpha + N.$$

В целях упрощения анализа введем обозначения, использованные в работе [37].

Введем обозначение: $k = \omega^2 r^2 / (g \delta)$, тогда выражение нормального давления снаряда на стенку скважины примет вид

$$N = P(k + \cos \alpha).$$

Введем также обозначение $c = \rho^2 / (r^2 + \rho^2)$, тогда необходимая для чистого качения сила F_0 определится как

$$F_0 = Pc \sin \alpha.$$

Введем обозначение $\psi = Nf_{\text{тр}}/F_0$ и назовем величину ψ коэффициентом запаса трения:

$$\psi = f_{\text{тр}}(k + \cos \alpha) / (c \sin \alpha).$$

Минимум функции $\psi_{\min}$ получим при $\psi_{\min} = \sqrt{k^2 - 1} f_{\text{тр}} / c$.

Для условия чистого обкатывания скважины головной частью бурового снаряда достаточно, чтобы $\psi \geq 1$; следовательно, имеем

$$f_{\text{тр}}^{\min} = c / \sqrt{k^2 - 1}.$$

Наименьшее значение угловой скорости, при которой начнется обкатывание (прецессирование):

$$\omega^2 \geq \frac{g\delta}{r^2} \left(\frac{c^2}{f_{\text{тр}}^2} + 1 \right) = \frac{g\delta}{r^2} k.$$

Условия скольжения бурового снаряда по стенкам скважины (реальные условия работы снаряда) наступят в том случае, если

$$Nf_{\text{тр}}/F_0 = \sqrt{k^2 - 1} f_{\text{тр}} / c = 1,$$

т.е. соотношение между скоростью вращения и динамическими параметрами при переходе от качения к скольжению таково, что

$$k^2 = 1 + c^2 / f_{\text{тр}}^2.$$

Соотношение между силами $F_{\text{тр}}$ и F_0 можно выразить следующей зависимостью:

$$F_{\text{тр}} - F_0 = P[f_{\text{тр}}(k + \cos \alpha) - c \sin \alpha].$$

Графически это соотношение отображено на рис. 37. Запас силы трения ψ (дается на графике штриховкой) показан для условия $\psi > 1$. Из рис. 37 видно, что с приближением α к $\pi/2$ запас силы трения уменьшается. Если $\psi < 1$, то при приближении α к $\pi/2$ $F_{\text{тр}} < F_0$ и буровой снаряд будет только "взбегать" на стенку скважины.

Принимая во внимание, что породоразрушающий инструмент и задний конец жесткой направляющей штанги (см. рис. 36) работают не в равных условиях (центр масс смещен от середины го-

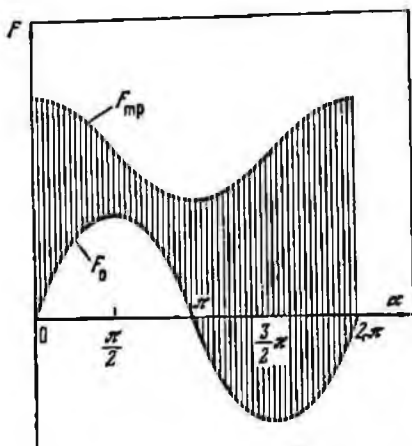


Рис. 37. Изменение запаса сил трения для условий $\psi > 1$

повной штанги, различны коэффициенты трения $f_{тр}$, не равны зазоры δ и др.), то соответственно не будет синхронным обкатывание стенок скважины коронкой и задним концом направляющей штанги.

Наиболее устойчивым будет режим, когда буровая коронка совершает полный оборот или "взбегает" на большую высоту, чем

задний конец направляющей штанги, так как на последний значительное влияние оказывает вес бурового става. Подобное явление наблюдалось, например, при исследованиях на полноразмерном буровом стенде в ДонУТИ [38]. Вращающийся буровой став накатывался на стенку скважины до определенного положения, после чего возвращался вниз.

Следовательно, при использовании жесткого недеформируемого бурового снаряда с симметричной коронкой, вооруженной прямоугольными резцами, искривления скважин возникнут в результате эффекта прецессирования — "обегания" и "взбегания" бурового снаряда в скважине.

Максимальный угол отклонения оси головной части бурового снаряда от оси скважины будет равен

$$\nu_{\max} = \arcsin \frac{2R - (r_1 + r_2)}{L} = \arcsin \frac{\delta_1 + \delta_2}{L},$$

где ν — угол перекоса головной части снарядов в скважине, град; r_1 — радиус породоразрушающего инструмента, мм; R — радиус скважины, мм; r_2 — радиус бурового снаряда, мм; δ_1 — половина радиального зазора между стенкой скважины и коронкой, мм; δ_2 — половина радиального зазора между стенкой скважины и буровым снарядом, мм; L — длина жесткого бурового снаряда, мм.

Для уменьшения пространственного искривления скважины в результате отклонения продольной оси головной части бурового снаряда от оси скважины необходимо максимально снизить разбуриваемость стенок скважины (уменьшить зазор δ_1), уменьшив на коронке выпуск на сторону твердосплавных резцов; максимально увеличить наружный диаметр бурового снаряда (уменьшить зазор δ_2) путем установки стабилизаторов или центраторов — расширителей.

Анализ показывает, что теоретически осуществим выбор таких режимов бурения, когда прецессирование всех точек жесткой голов-

ной части бурового снаряда будет синхронным, т.е. траектория движения центра забоя скважины — прямая линия. Для проверки результатов анализа в стендовых условиях была изготовлена модель спиральной штанги; при этом диаметр режущих спиралей штанги превышал диаметр специальной симметричной коронки на 0,1–0,2 мм.

Опыты, выполненные на моделях, показали, что в зависимости от скорости вращения, осевой нагрузки, коэффициента трения, величины зазора и т.д. буровой снаряд может работать в следующих режимах.

I. Буровой снаряд обкатывает стенки скважины, и его центр масс движется по окружности, диаметр которой равен разности диаметров скважины и направляющей штанги, — регулярная обратная прецессия. Имеют место два вида движения:

а) ось бурового снаряда движется по образующей цилиндра (конуса);

б) ось бурового снаряда вращается по образующей двух конусов, имеющих общую вершину.

Осциллограмма записи движения оси снаряда по образующей двух конусов в качестве примера приведена на рис. 38, а. При таких режимах вектор скорости поступательного движения центра масс снаряда (бурения) направлен либо параллельно оси скважины, либо строго по оси — траектория оси скважины прямолинейна.

II. В режиме скольжения отмечено явление "взбегания" снаряда на стенку скважины. При этом:

а) пики кривых горизонтальных и вертикальных перемещений коронки точно совпадают по оси времени и находятся в противофазе; в то же время пики горизонтальных перемещений штанги сдвинуты по оси времени на 90° , т.е. буровая коронка "взбегает" за правую стенку скважины и возвращается к нижней центральной образующей (срыв обегания); мы наблюдаем правое отклонение скважины;

б) коронка обегает скважину по окружности (пики горизонтальных и вертикальных перемещений коронки сдвинуты на 90°); в то же время буровая штанга "взбегает" на правую стенку скважины и возвращается вниз (пики горизонтального и вертикального перемещений совпадают) — левое отклонение скважины. На рис. 38, б в качестве примера приведена типичная осциллограмма движения оси снаряда при левом отклонении скважины.

Следовательно, в режиме "взбегания" вектор скорости бурения постоянно направлен под углом к оси скважины, траектория оси скважины приобретает криволинейную форму.

Для уменьшения угла перекоса снаряда в скважине необходимо ликвидировать зазор между головной штангой и стенкой скважины. Идеальным следует считать вариант, когда идущая за коронкой направляющая штанга строго центрирована в скважине, т.е. играет роль центратора — расширителя.

Таким образом, проведенные исследования показали, что при использовании новой конструкции головной части бурового снаряда

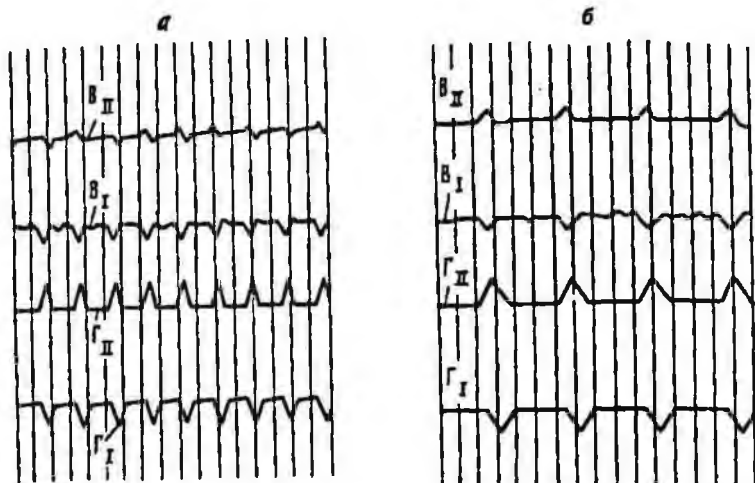


Рис. 38. Осциллограммы записи процесса движения головной части снаряда в скважине

Γ_I, Γ_{II} — горизонтальные перемещения снаряда на забое и в стволе скважины; B_I, B_{II} — вертикальные перемещения снаряда на забое и в стволе скважины; *а* — движение "в противофазе" (прямая скважина); *б* — срыв обегания штанги (левое отклонение скважины)

(жесткая направляющая штанга с режущими центраторами, оснащенная специальной симметричной коронкой) появляется реальная возможность целенаправленно управлять процессом искривления буровых скважин, изменяя параметры режимов бурения.

3. РАЗРАБОТКА ТЕХНИЧЕСКИХ СРЕДСТВ И ТЕХНОЛОГИИ БУРЕНИЯ НАПРАВЛЕННЫХ СКВАЖИН

В соответствии с разработанными рекомендациями (см. рис. 35) была изготовлена партия специальных ступенчатых симметричных коронок диаметром 48 см с опережающим лезвием. Длина центрирующей головной штанги диаметром 42 мм составляла 1,2 м и была определена путем расчета устойчивости штанги (с двойным запасом устойчивости) от совместного действия осевой нагрузки (1000 кгс) и центробежных сил инерции при скорости вращения 600 об/мин. Головные штанги оснащались спиральными режущими центраторами, усиленными релитом. Диаметр режущих спиралей превышал диаметр коронки на 0,5–1 мм (рис. 39).

Испытания проводились при бурении горизонтальных скважин по промышленной пачке горючих сланцев на шахте № 3 производственного объединения "Ленинградсланец". Промышленная пачка имеет



Рис. 39. Эскиз конструкции головной режущей штанги

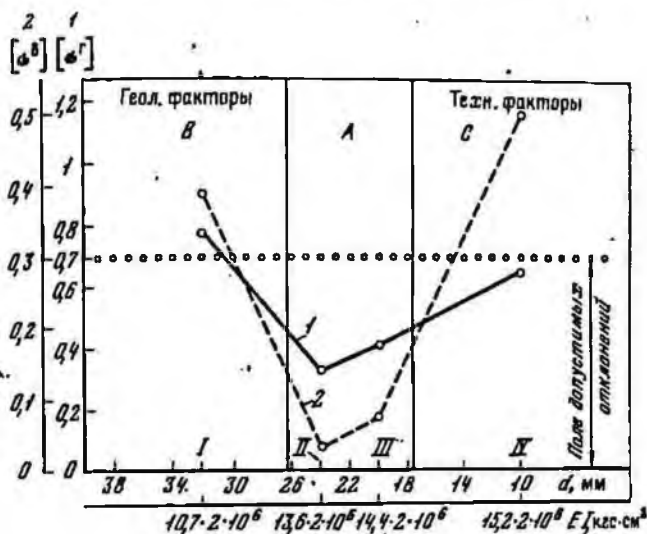


Рис. 40. График для определения рациональных конструктивных параметров головной штанги

d — внутренний диаметр штанги, мм; EI — продольная жесткость штанги, кгс/см². Относительные отклонения скважин, см/м: 1 — горизонтальные $[\sigma_{\Gamma}]$; 2 — вертикальные $[\sigma_B]$. Геол. факторы — зона преобладающего влияния геологических факторов; техн. факторы — зона преобладающего влияния технических факторов

сложное строение и представлена тремя слоями горючих сланцев мощностью 0,48; 0,27 и 0,22 м (крепость 3–5 по шкале профессора М.М.Протодаьяконова), разделенных двумя слоями монолитного известняка, мощность которых 0,37 и 0,15 м (крепость 6). При проведении работ использовались станки БСК-2М-100 и БСК-2В-100 с буровыми штангами шпильного соединения длиной 2,3 м и диаметром 42 мм.

Первая группа скважин была пробурена по сравнительно однородным слоям промышленной пачки сланца. Бурение производилось при следующих режимных параметрах:

скорость вращения бурового инструмента 300 и 600 об/мин;
осевая нагрузка на буровой инструмент 700–800 кгс;
расход промывочной жидкости 20–25 л/мин.

При бурении специальной симметричной коронкой механическая скорость бурения достигала по сланцу 2,5–3 см/с; по известняку 1,5–2 см/с. Отклонения забоев сквозных скважин не выходили из пределов допустимых интервалов.

Для проверки результатов стендовых экспериментов в аналогичных условиях были пробурены скважины с использованием жесткой центрирующей штанги, снабженной коронкой с асимметричной заточкой режущих кромок (тип РХ). Производственный эксперимент показал, что отклонения скважин значительно превышали допустимые и достигали 4–6 м на 100-метровую скважину.

Испытания бурового снаряда с симметричной коронкой при бурении по верхней части промышленной пачки сланца, насыщенной конкрециями известняка до 50% по объему, показали, что жесткость головной части снаряда для данных условий недостаточна. В результате дискретного воздействия твердых породных включений (геологические факторы) на режущие кромки резцов коронки головная часть бурового снаряда теряла устойчивость и изгибалась: скважины глубиной 30–50 м отклонялись по горизонтали на 0,7–0,8 м и по вертикали на 0,4 м.

В данном случае определение расчетным путем оптимальных конструктивных параметров бурового снаряда, обладающего необходимой устойчивостью в скважине, – задача весьма затруднительная. Выбор конструкции жесткого снаряда производился экспериментально.

Дополнительно были разработаны три типа снарядов повышенной жесткости, также снабженные центрирующими режущими спиралями. Повышение жесткости достигалось за счет уменьшения внутреннего диаметра направляющей штанги. Результаты испытаний четырех типов снарядов (I–IV) при бурении скважины по верхней части промышленной пачки сланца приведены на рис. 40.

Из графика следует, что при толщине стенки снаряда менее 8 мм (зона В) жесткость системы не может компенсировать реакций, которые возникают при встрече коронкой твердых включений в сланцевом слое (преимущественное влияние геологических факторов); снаряд теряет устойчивость и отклонения скважин превышают допустимые. При толщине стенки снаряда более 12 мм (зона С) решающее влияние оказывает линейный вес центрирующей штанги (технические факторы), вызывающий интенсивное разбуривание нижней части забоя и одной из боковых стенок скважины. Несмотря на достаточную жесткость системы, интенсивности искривлений превышали допустимые.

Зона А включает буровые снаряды с толщиной стенки центрирующей штанги 8–12 мм. Этот конструктивный размер был рациональным для всех пород промышленной пачки сланца. Собственная жесткость центрирующей штанги обеспечивала устойчивость системы при встрече коронкой твердых породных включений, в то же время линейный вес штанги не превышал критического и не оказывал решающего влияния на искривление скважины. Буровыми снарядами указанного типа

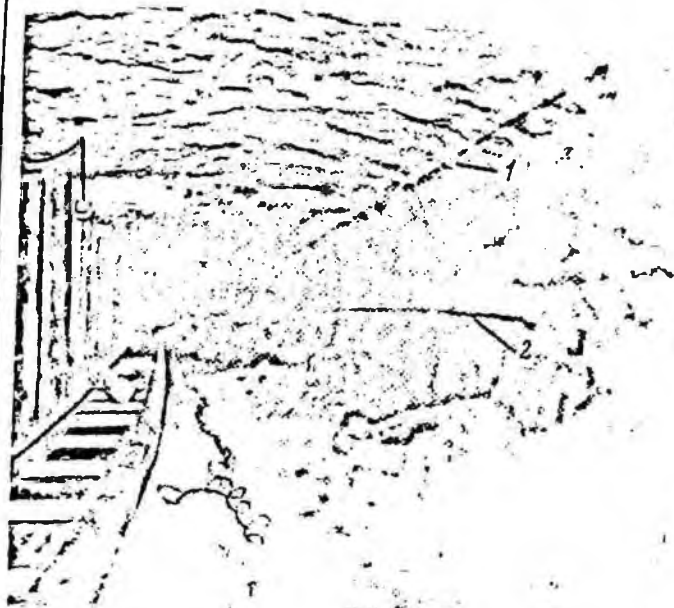


Рис. 41. Вид забоя опытной лавы после взрывания скважинных зарядов

Трасса скважин: верхней (1) , средней (2)

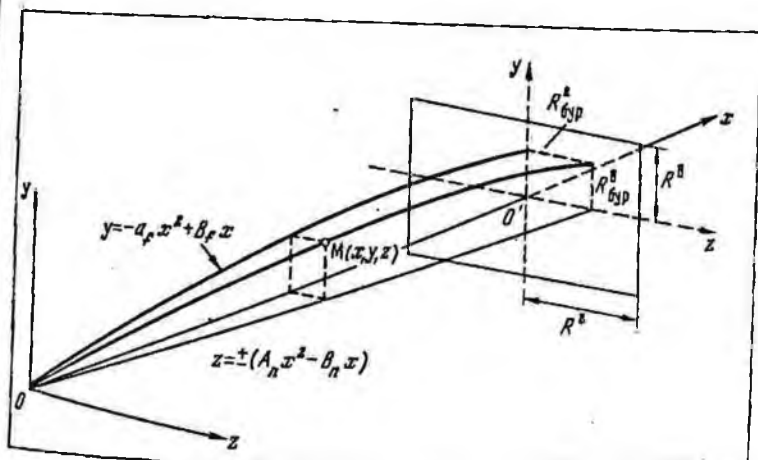


Рис. 42. Пространственное положение оси буровой скважины
 $R^Г, R^В$ — допустимое суммарное отклонение скважины в горизонтальной и вертикальной плоскости соответственно; $R^Г_{бур}, R^В_{бур}$ — отклонение скважины в процессе бурения, горизонтальное и вертикальное соответственно

был выполнен основной объем экспериментального бурения на сланцевых шахтах (более 2000 пог. м).

Опыты по использованию пробуренных скважин для взрывных работ позволили проследить формирование элементов пространственной траектории скважины на всех этапах как функции режимных параметров бурения. В результате непосредственной инструментальной съемки траекторий скважин (следов взорванных скважин на плоскости забоя) было установлено следующее (рис. 41): направление искривлений скважин и их интенсивность (в плане) зависят от скорости вращения бурового снаряда; крутизна траектории скважин (в разрезе) зависит от крепости горных пород (категория по шкале буримости).

Для получения горизонтальных (графических планов скважин) и вертикальных проекций (графических профилей скважин) инструментальная съемка точек осей скважин осуществлялась через равные интервалы (2 м). В результате статистической обработки результатов этих замеров были получены эмпирические выражения, проекций осей скважин на горизонтальную и вертикальную плоскости.

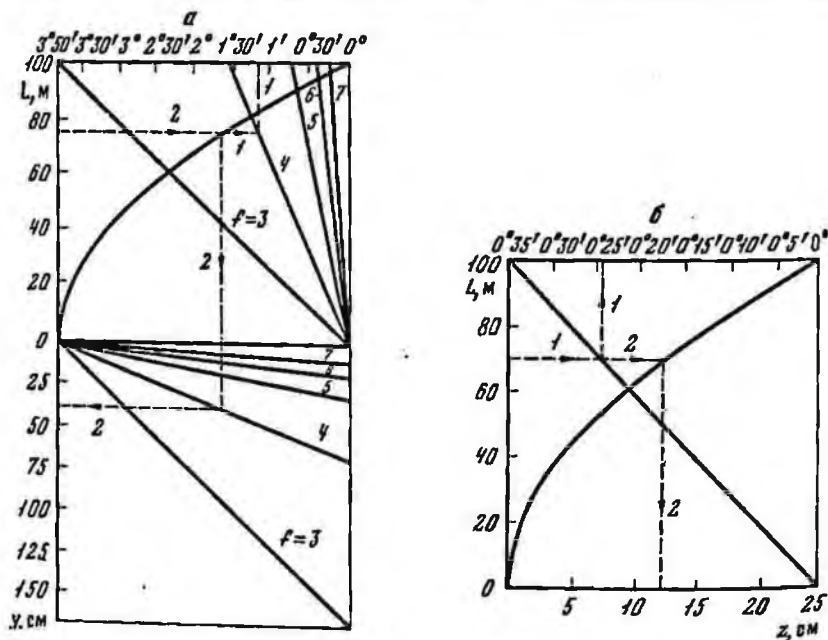


Рис. 43. Номограммы для определения поправок углов забуривания и линейных отклонений осей скважин

а — поправки вертикального угла забуривания $\eta(1)$ и линейного отклонения оси скважины по вертикали $y(2)$, $\eta = \arctg(22 \cdot 10^{-5} L/2)^{3,16}$, $y = 22 \cdot 10^{-5} (L/2)^2 / f^{3,16}$, L — глубина скважины; б — поправки горизонтального угла забуривания $\nu(1)$ и отклонения скважины по горизонтали $z(2)$ при скорости вращения снаряда 300 об/мин, $\nu = \arctg(10^{-6} L/2)$, $z = 10^{-6} (L/2)^2$

Таким образом, пространственное положение осей буровых скважин (рис. 42) полностью описывается следующими параметрическими уравнениями:

$$y = -22 \cdot 10^{-5} \frac{1}{\sqrt{3,16}} x^2 + kx,$$

$$z = \pm (A_n x^2 - B_n x),$$

где x, y, z — координаты точек оси скважины; f — категория горных пород по буримости; k, A_n, B_n — коэффициенты, определяемые на основании специальных таблиц.

Для практического применения полученных зависимостей целесообразно в производственных условиях пользоваться построенными номограммами, которые дают возможность (рис. 43): закладывать я проводить скважины с выходом забоев в заданную точку пространства с высокой точностью; определять без применения приборов пространственное положение любой точки оси скважины.

Статистический анализ результатов бурения на сланцевых шахтах показал, что разработан специальный буровой инструмент, позволяющий осуществлять проходку скважин глубиной до 100 м без существенных отклонений от первоначально заданного направления. Интервалы отклонений для 99% статистической вероятности попадания имеют пределы: по горизонтали $\pm 0,5$ м; по вертикали $\pm 0,15$ м.

Разработанный комплекс технических средств был также опробован при бурении глубоких скважин по угольным пластам Кузбасса. Промышленные испытания проводились на шахте "Ноградская" комбината Прокопьевскуголь при бурении по пласту VI Внутреннему. Марка угля К-1, коэффициент крепости по шкале профессора М.М. Протоdjаконова $f = 0,8 \div 1$. Скважины бурились сквозными с целью последующего контроля величины отклонения от заданного направления.

Была доказана возможность надежного и точного бурения по крутозалегающим пластам Кузбасса буровым снарядом новой конструкции.

Величины пространственного отклонения пробуренных сквозных скважин глубиной 43 м не выходили за пределы интервалов с параметрами: $\pm 0,3$ м по горизонтали и $\pm 0,3$ м по вертикали.

4. СРЕДСТВА ОРИЕНТИРОВАНИЯ БУРОВОГО ИНСТРУМЕНТА В ЗАДАННОМ НАПРАВЛЕНИИ ПРИ ЗАБУРИВАНИИ

Одна из наиболее ответственных операций при бурении направленных скважин из подземных горных выработок — ориентирование оси бурового инструмента в заданном направлении перед началом забуривания скважины.

По общепринятой методике ориентирование инструмента осуществляется путем построения двух пространственных углов в такой последовательности:

1. Азимутальное направление оси запроектированной скважины задается путем откладывания в натуре известного горизонтального угла γ от исходного направления (например, от оси штрека, заданной отвесами).

2. Вертикальный угол строится в проекции на вертикальную плоскость. Исходным направлением, от которого производится построение угла λ , может быть горизонтальная линия, заданная пузырьковым уровнем, либо вертикальная линия, заданная отвесом.

Для условий бурения взрывных скважин допустимые линейные отклонения скважин, возникающие в результате ошибок установки бурового инструмента, определялись по формулам

$$M^G = |R^G| - |R_{\text{бур}}^G|,$$

$$M^B = |R^B| - |R_{\text{бур}}^B|,$$

где R^G, R^B — предельно допустимые линейные отклонения скважин по горизонтали и вертикали соответственно, см (см. табл. 7); $R_{\text{бур}}^G, R_{\text{бур}}^B$ — доверительные интервалы отклонений скважин в процессе бурения по горизонтали и вертикали с 99% статистической вероятностью, см.

Тогда для 100-метровой скважины величины допустимых линейной M_L^G и угловой M_y^G ошибок ориентирования в горизонтальной плоскости составят: $M_L^G = \pm 1$ м; $M_y^G = \pm 34'$.

Соответственно допустимые линейные (M_L^B) и угловые M_y^B ошибки ориентирования в вертикальной плоскости равны:

$$M_L^B = \pm 0,2 \text{ м}; \quad M_y^B = \pm 7'.$$

Для построения горизонтальных и вертикальных углов в производственных условиях используют различные устройства, у которых точность отсчета угла составляет 50–60° [38–40].

После определения ряда способов ориентирования сделан вывод, что наиболее надежные и точные для подземных условий следующие:

1. Ориентирование шпиделя по углу наклона целесообразно производить при помощи шлангового нивелира с базой 1000–2000 мм (рис. 44, а). Угол наклона $\gamma = \arctg[(h_2 - h_1)/l]$. Для простоты пользования шланговым нивелиром с базами 1; 1,5 и 2 м составлялись таблицы, где разности $h_2 - h_1$, взятой с шагом 0,5 мм, соответствовал определенный угол γ .

2. Для ориентирования по направлению использовать теодолит, устанавливаемый на специальной площадке, закрепленной на буровой штанге (рис. 44, б). По оси штрека на расстоянии 50 и 70 м от станка вывешиваются два светящихся отвеса. Ось визирной трубы

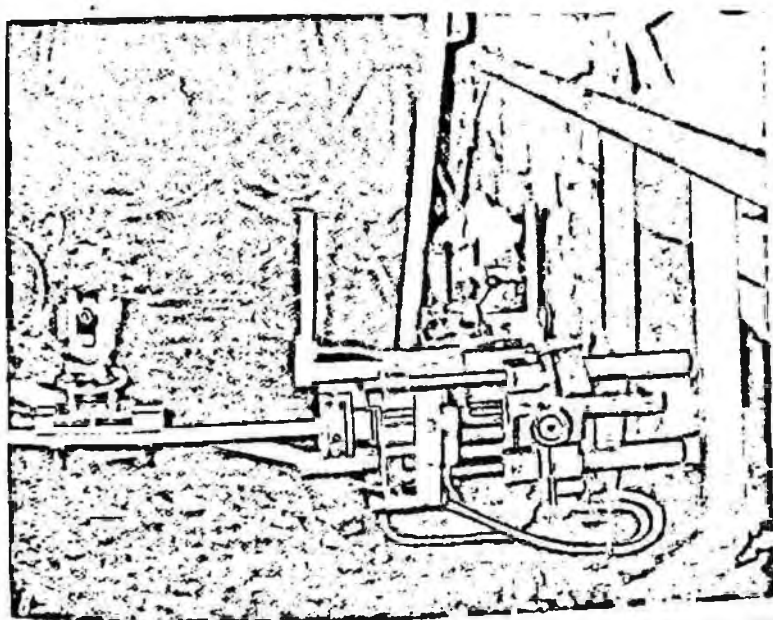
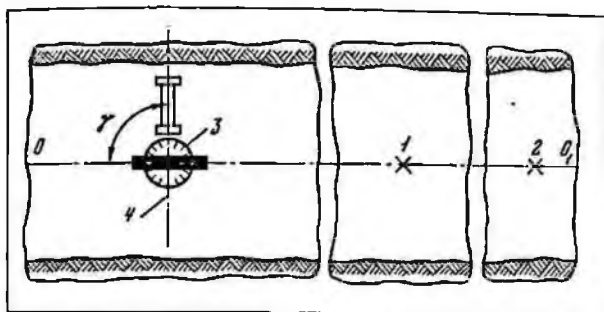
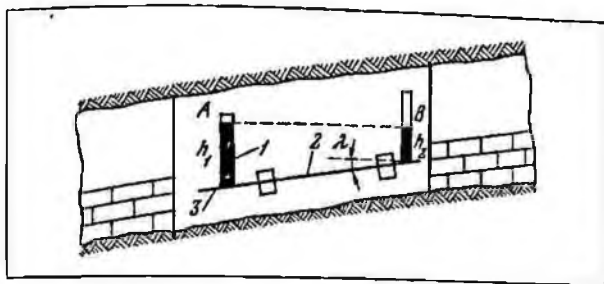


Рис. 44. Схема установки бурового инструмента при помощи шлангового нивелира (а), теодолита (б), а также общий вид установки приборов ориентирования на буровом станке (в)

а: 1 - шланговый нивелир, 2 - шпindel, 3 - буровая штанга;

б: 1, 2 - светящиеся отвесы, 3 - лимб теодолита, 4 - буровая штанга

Таблица 9

Точность ориентирования по азимуту и углу наклона

Способ ориентирования	Угловые ошибки, мин		
	предельно допустимые	ожидаемые	фактические
По азимуту	± 34	+1,2	+1,9
Теодолитом на буровой штанге	-	-1,2	-3,4
По углу наклона	-	+1,7	+1,7
Шланговым нивелиром	± 7	-1,7	-4,4

теодолита устанавливалась под заданным углом (90°) к оси буровой штанги. Поворачивая буровой станок и одновременно перемещая перпендикулярно к оси штанги по направляющим теодолит, добивались совмещения светящихся отвесов с перекрестием визирной трубы. Буровой инструмент устанавливался в горизонтальной плоскости.

Общий вид расположения приборов ориентирования при работе в подземных условиях приведен на рис. 44, а.

В табл. 9 дается сравнение ожидаемых расчетных и фактических (определенных в производственных условиях) ошибок, возникающих при использовании предлагаемых методов ориентирования.

Интервалы фактических отклонений скважин от проектных положений определяли как сумму отклонений, возникающих при ориентировании и в процессе бурения скважин глубиной 100 м с 99%-ной вероятностью; они составляли: по горизонтали +106 см, - 110 см; по вертикали +24 см, -33 см.

Результаты сравнения предложенных средств и методов ориентирования бурового инструмента с известными позволяют рекомендовать их для практического применения. Применявшиеся принципы ориентирования целесообразно использовать при конструировании специального прибора для установки параметров забуривания буровых агрегатов в подземных условиях.

На основании изложенного выше можно сделать вывод, что предложенные в данной работе технические средства и методы бурения, а также средства ориентирования бурового инструмента в заданном направлении полностью обеспечивают выполнение технических условий на проведение скважин с целью торпедирования пород кровли и угольных пластов.

ВЛИЯНИЕ НАПРАВЛЕНИЯ ИНИЦИИРОВАНИЯ УДЛИНЕННОГО ЗАРЯДА ВЗРЫВАТЫХ ВЕЩЕСТВ НА РАСПРЕДЕЛЕНИЕ НАПРЯЖЕНИЙ В ГОРНОМ МАССИВЕ

При производстве взрывных работ по торпедированию кровли, открытой и подземной разработке полезных ископаемых весьма важен вопрос о распределении напряжений, возникающих в результате взрывчатого разложения заряда ВВ. Перераспределение напряжений при различных режимах взаимодействия зарядов с целью концентрации большей части энергии взрыва в зоне, подлежащей разрушению, является на сегодняшний день одной из наиболее значительных задач для исследований. Под взаимодействием зарядов мы понимаем образование при сложении волн напряжений двух соседних или взаимодействующих зарядов суммарных напряжений, превышающих разрушающие усилия среды в месте взаимодействия.

1. ВЗАИМОДЕЙСТВИЕ ВОЛН НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ РАЗЛИЧНОМ НАПРАВЛЕНИИ ИНИЦИИРОВАНИЯ ЗАРЯДОВ ВЗРЫВАТЫХ ВЕЩЕСТВ

При детонации одиночного удлиненного заряда ВВ давление в различных точках фронта волны напряжений неодинаково. На боковой поверхности это давление гораздо больше, чем на концах. Качественно это объясняется тем, что каждый элемент заряда вносит свой вклад в развитие ударного фронта независимо от всех других элементов. Причем давление на дальнем от места инициирования конце заряда приблизительно в 1,5 раза превышает давление у ближнего конца заряда. Опубликованы [41] результаты измерений при детонации под водой заряда тринитротолуола длиной 7,6 м и массой 22,6 кг. Ударные давления, развивающиеся по концам и сбоку заряда, показаны на рис. 45.

Учитывая это, проведем анализ развития и взаимодействия волн напряжений при трех способах инициирования.

При прямом инициировании распространение волн напряжений происходит следующим образом (рис. 46).

С момента начала детонации зарядов распространяющийся фронт волн напряжений имеет вид усеченных конусов, обращенных вершинами в глубь массива. Угол между образующей конуса и осью симметрии постоянен и определяется отношением скорости детонации ВВ (D) к скорости звука в среде c .

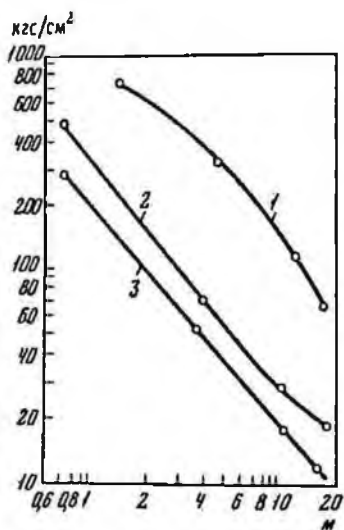


Рис. 45. График зависимости максимального давления во фронте волны напряжений от расстояния

1 - сбоку заряда; 2 - в дальнем конце заряда; 3 - в ближайшем конце заряда

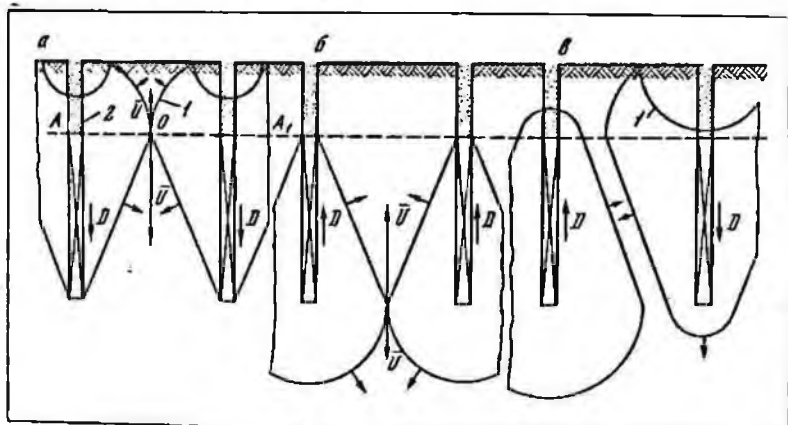


Рис. 46. Схема распространения волн напряжений для различных способов инициирования

Иницирование: а - прямое, б - обратное, в - встречное; 1 - отраженная волна; 2 - забойка

Интерференция волн происходит следующим образом. Лобовое столкновение волн при мгновенном взрывании происходит посредине условной линии AA_1 , проходящей на уровне верхних частей зарядов ВВ. Смещение в месте встречи точки О нулевое. Далее волны сталкиваются под углом и происходит векторное сложение потоков последних, причем в основном волны встречаются ниже линии AA_1 и результирующая их направлена в глубь массива.

На обнаженную поверхность направлена результирующая волна напряжений только от верхних частей зарядов ВВ, поскольку после

встречи волн напряжений в точке (0) по линии AA_1 создается напряженное состояние среды, которое экранирует распространение волн от нижних детонирующих частей зарядов ВВ.

Потоки от нижних частей зарядов подходят к потокам, движущимся параллельно свободной поверхности по линии AA_1 , и происходит векторное сложение последних, причем результирующая их всегда будет направлена в массив. Таким образом, при прямом инициировании основная часть энергии зарядов ВВ распределяется в глубь массива, где растрчивается вхолостую на упругие деформации среды.

Кроме того, из теории упругости известно, что деформации и скорости смещения прямо пропорциональны. В данном случае мы имеем, что к свободной поверхности волна напряжений движется со скоростью, определяемой выражением $U = c^2 / \sqrt{c^2 - a^2/l^2}$, в глубь массива — со скоростью детонации [42]. Здесь: a — расстояние между зарядами, l — время распространения волны напряжений. Очевидно, что в первом случае скорость смещения, а следовательно и деформации меньше.

Рассмотрим схему с так называемым встречным инициированием зарядов ВВ в ряду (рис. 46). Здесь один заряд инициируется сверху, другой — с забоя скважины. Встреча волн напряжений происходит по диагонали между скважинами. В этом случае по концам скважин взаимодействует упругая волна с ударной волной. В зоне, расположенной в средней части скважин, взаимодействуют две упругие волны.

Упругая волна, взаимодействуя с ударной, образует волну растяжения, направленную в сторону ударной волны, и волну сжатия — в сторону упругой волны. Таким образом, мы имеем отражение волн напряжений не только у свободных поверхностей, но и в глубине массива, что, безусловно, способствует более равномерному дроблению среды.

Мы рассмотрели взаимодействие волн напряжения и потоков массовой скорости для трех способов инициирования. Учитывая важность величины результирующего потока массовой скорости в процессе разрушения, найдем аналитические выражения, определяющие результирующий поток массовой скорости при взаимодействии зарядов, инициируемых прямым, обратным и встречным способами.

Для этой цели исследуем волновое взаимодействие при различных способах инициирования зарядов ВВ при помощи следующей одномерной математической модели.

Как было установлено выше, при детонации зарядов со скоростью детонации больше скорости звука в среде среда напряжена только в области, ограниченной конусами, причем поверхность этих конусов является фронтами волн напряжений, интенсивность которых обратно пропорциональна первой степени расстояния.

В результате волнового взаимодействия двух волн с амплитудами σ_1 и σ_2 реакция горной породы R может быть представлена в виде

$$R = \sum \left[\sigma_1 \delta_1 \left(t - \frac{r}{c} \right) + \sigma_2 \delta_2 \left(t - \frac{r}{c} \right) \right] = \sum \sigma_i \delta_i \left(t - \frac{r}{c} \right),$$

где σ_i — амплитуда взаимодействующих волн; $\delta_i(t)$ — функция Хевисайда

$$\delta(t) = \begin{cases} 1 & t = t_{\text{встр}}; \\ 0 & t < t_{\text{встр}}; \end{cases}$$

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho}}.$$

Считая, что результирующее поле напряжений, а следовательно, и потоков частиц, движущихся за фронтом волн напряжений, симметрично по отношению к оси симметрии, построим уравнение движения для точки, удаленной на расстояние r_i , скорость которой обозначим через v_i , напряжение — σ_i и реакцию — R_i :

$$\frac{\partial v_i}{\partial t} + v_i \frac{\partial v_i}{\partial r} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \sigma_i}{\partial r} + R_i.$$

Здесь используется связь между скоростью звука в горной породе $c = \sqrt{E/\rho}$, где E — модуль упругости горной породы, в которой распространяется волна с амплитудой σ , и производной напряжения по плотности:

$$E = \frac{d\sigma}{\frac{-1}{V'} dV'}; \quad -\frac{dV'}{V'} = \frac{d\rho}{\rho} \quad (V' - \text{удельный объем});$$

$$\frac{E}{\rho} = \frac{d\sigma}{d\rho} = c^2.$$

Из геометрических соображений

$$U \sin \alpha = c = \sqrt{\frac{d\sigma}{d\rho}},$$

где U — результирующая массовая скорость частиц среды, движущихся за фронтом волн; α — угол полураствора конуса.

Из последнего следует, что

$$d\sigma = U^2 \sin^2 \alpha d\rho.$$

В рассмотренной постановке мы имеем три дифференциальных уравнения для определения неизвестных v_i , U , R_i , где v_i — скорость i -частицы; U — суммарная скорость потоков; R_i — реакция горной породы на взаимодействие. Иными словами, задача состоит в нахождении поля скоростей в любой точке массива и в любой момент времени в результате интерференции волн. При известных физико-механических свойствах горной породы, используя метод Эйлера (метод возмущений) при различных граничных условиях (точках инициирования), получим аналитические решения этих уравнений.

Эффект взаимодействия волн напряжений заключается в сообщении за весьма малый промежуток времени Δt скоростей частицам, находящимся на расстоянии r . Считая поле скоростей симметричным по отношению к нормали, проходящей через центр скважины, и взяв полную производную по t от уравнения неразрывности, имеем

$$r^2 v_i = F(t).$$

В силу неустановившегося процесса произвольная функция F должна зависеть только от времени:

$$F'(t) = 2rv_i \frac{dr}{dt} + r^2 \frac{dv_i}{dt};$$

$$F'(t) = 2rv_i^2 + r^2 \frac{dv_i}{dr} \frac{dr}{dt};$$

$$F'(t) = 2rv_i^2 + r^2 v_i \frac{dv_i}{dr}.$$

Подставляем последнее выражение в уравнение, выражающее закон сохранения количества движения. Получаем

$$-2v_i^2 - rv_i \frac{dv_i}{dr} + \frac{1}{2} v_i^2 = \frac{\sigma_i}{\rho}.$$

Разделяя переменные согласно методу возмущений, имеем

$$\frac{d(v_i^2)}{3v_i^2 + 2\sigma_i/\rho} = - \frac{dr}{r}.$$

Далее проведем интегрирование от r до некоторого линейного размера, являющегося кубичным корнем из взрывающегося объема:

$$\int_r^{\sqrt[3]{V}} \frac{d(v_i^2)}{3v_i^2 + 2\sigma/\rho} = \int_r^{\sqrt[3]{V}} \frac{dr}{r},$$

или

$$\ln \left(\frac{3v_i^2 + 2\sigma_i/\rho}{2\sigma_i/\rho} \right) = 3 \ln \frac{\sqrt[3]{V}}{r},$$

откуда

$$3v_i^2 + \frac{2\sigma}{\rho} = \frac{V}{r^3} \frac{2\sigma}{\rho}$$

и, следовательно,

$$v_i = \frac{dr}{dt} = \sqrt{\frac{2}{3} \frac{\sigma_i}{\rho} \left(\frac{V}{r^3} - 1 \right)}.$$

Произведя суммирование скоростей смещения точек v_i , получим формулу, определяющую величину результирующей массовой скорости:

$$U = \sum v_i \sin \alpha = \sum \sqrt{\frac{2}{3} \frac{\sigma_i}{\rho} \left(\frac{V}{r^3} - 1 \right)} \sin \alpha.$$

Анализируя последнюю формулу, можно заметить, что результирующая массовая скорость U тем больше, чем больше сумма амплитуд волн напряжений (пропорционально $\sigma_i^{1/2}$), и уменьшается с ростом прочности горных пород.

Учитывая связь σ с давлением в детонационной волне, имеем

$$\sigma_i / P_{\text{дет}} = 2 / (1 + j); \quad j = \rho_{\text{ВВ}} D_{\text{ВВ}} / (\rho_{\text{п}} c_{\text{п}});$$

$$P_{\text{дет}} = \rho D^2 / 8,$$

где $\rho_{\text{п}}$ — плотность породы; $c_{\text{п}}$ — скорость звука в породе. И так как в указанной постановке D есть величина векторная, то наибольшая величина U получается при обратном иншировании, так как величину v_i необходимо умножить на коэффициент, близкий к 2 (за счет сильных отраженных волн).

Наименьшая величина U при прямом иншировании и средняя — при встречном способе.

Итак, для прямого инширования

$$U = \sum_{i=1}^n \sqrt{\frac{2}{3} \frac{\sigma_i}{\rho} \left(\frac{V}{r^3} - 1 \right)} \sin \alpha,$$

где i — число волн; V — объем горной массы;

$$\sigma_i = P_{\text{дет}} \frac{2}{1 + \gamma};$$

$$P_{\text{дет}} = \rho D^2 / 8.$$

Для обратного инширования

$$U = \sum_{i=1}^n \sqrt{\frac{8}{3} \frac{\sigma_i}{\rho} \left(\frac{V}{r^3} - 1 \right)} \sin \alpha;$$

$$\sigma_i = P_{\text{дет}} \frac{2}{1 + \gamma}; \quad \sum \sigma_i = 2(2\sigma_1 + 2\sigma_2) = 8\sigma_1;$$

$$P_{\text{дет}} = \rho D^2 / 8.$$

Для встречного инициирования

$$C = \sum_{i=1}^n \sqrt{2 \frac{\sigma_i}{\rho} \left(\frac{V}{r^3} - 1 \right)} \sin \alpha;$$

$$\sigma_i = P_{\text{дет}} \cdot \frac{2}{1+\gamma}; \quad \sum \sigma_i = 2(\sigma_1 + 2\sigma_2);$$

$$P_{\text{дет}} = \rho D^2/8.$$

Полученные значения максимальной результирующей величины скорости смещений в зависимости от амплитуды напряжений, расстояния, характеристик среды и ВВ и угла встречи волн напряжений дают возможность теоретически предопределить поле напряжений. Так как величина скорости смещения максимальна при обратном инициировании, минимальная при прямом и средняя при встречном способе инициирования, то соответственно должен меняться объем взорванной массы. Учитывая определяющую роль волн напряжений при разрушении крепких горных пород с большой акустической жесткостью, можно предположить, что обратное инициирование позволит получить в породах этого класса наилучшее дробление.

Отметим, что на степень дробления влияет и длительность приложения нагрузки. В случае прямого и обратного инициирования длительность импульса волны напряжений от взрыва нескольких скважин при подходе к свободной поверхности будет равна длительности импульса волны при взрыве одиночной скважины. При встречном инициировании длительность волны напряжения будет увеличиваться на время, соответствующее времени прихода волны из нижней точки заряда. Вследствие этого дробление при встречном инициировании должно увеличиваться, особенно в вязких породах средней крепости.

Для проверки изложенных выше положений о распределении и взаимодействии волн напряжений при различных порядках инициирования зарядов ВВ были проведены лабораторные эксперименты на плоских моделях из оргстекла.

В модели на расстоянии 2 см от краев просверлены два отверстия для размещения зарядов ВВ. В качестве ВВ использовали тэн. Для того чтобы образовавшиеся при взрыве газы не заслоняли модель при съемке, заряды ВВ размещали в медных трубках и ставили специальные экраны. Иницирование осуществляли одним безынерционным электродетонатором ТЭД-2, который детонировал две ветви детонирующего шнура, идущего к зарядам ВВ.

На рис. 47 представлен процесс разрушения модели при прямом инициировании зарядов ВВ. Как видно из кадров фоторегистрации, за 14,4 мкс заряды ВВ полностью сдетонировали. Детонация при прямом, обратном и встречном инициировании имеет одну и ту же продолжительность и сопровождается излучением ударной волны в среду.

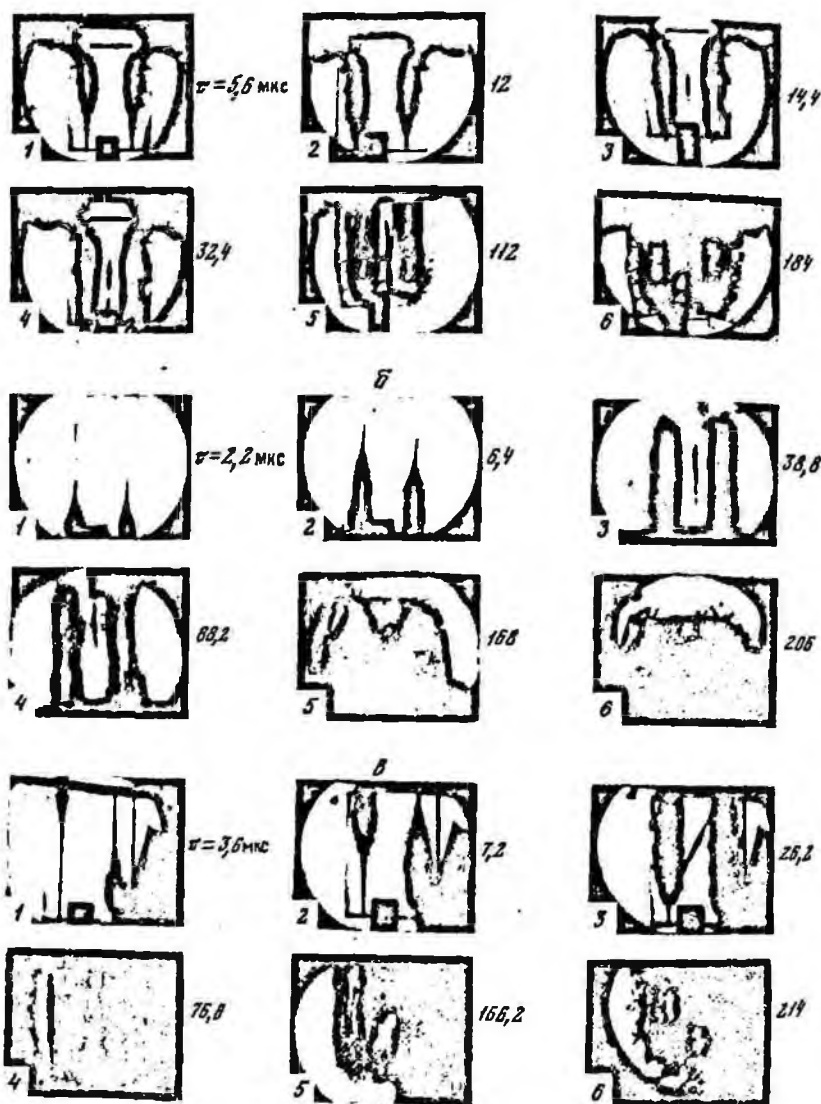


Рис. 47. Фотограмма процесса разрушения модели при прямом (а), обратном (б), встречном (в) инициировании

Распространяющиеся ударные волны при прямом и обратном инициировании сталкиваются по линии между зарядами ВВ, отражаются одна от другой, что вызывает резкое повышение давления в этой области. Среда начинает разрушаться в области взаимодействия ударных волн. Как при прямом, так и при обратном инициировании

с началом детонации зарядов ВВ в зоне между зарядами возникает область разрушения, которая распространяется в среде со скоростью, равной скорости детонации ВВ.

В случае прямого инициирования эта область развивается в глубину массива, а при обратном — в сторону свободной поверхности. При этом следует отметить характерную особенность возникновения этой области. Разрушение начинается не на линиях концов зарядов, где мы имеем лобовое столкновение ударных волн, а там, где волны встречаются под углом приблизительно 45° . При прямом инициировании эта область начинается с середины зарядов и распространяется в глубину массива, а при обратном — на глубине $5/6$ глубины скважины и, развиваясь, достигает свободной поверхности, где вызывает многочисленные откольные явления.

Совсем иную картину мы имеем при встречном инициировании. Ударные волны в этом случае встречаются по диагонали между верхним концом одного заряда и нижним концом другого. Вследствие этого зона разрушения располагается подобным образом. Возникновение зоны разрушения в месте встречи волн запаздывает по сравнению с прямым и обратным инициированием, причем эта зона не выходит на свободную поверхность; поверхность этой зоны бо́льшая, чем при других способах инициирования. Процесс разрушения происходит значительно медленнее, и объем разрушения в этот период несколько меньше, чем при других способах инициирования.

Приблизительно через 110–120 мкс после начала детонации начинается процесс движения разрушенных частей массива. Характер разлета частей модели различен и зависит от порядка инициирования. При прямом инициировании разлет модели начинается в верхней части, при обратном — первой начинает разрушаться нижняя часть модели. При встречном инициировании движение, а следовательно и разрушение, начинается в средней части модели.

Таким образом, фоторегистрация процесса разрушения модели при различных направлениях инициирования позволила установить, что при применении обратного и встречного способов инициирования мы имеем увеличение длительности воздействия продуктов детонации на среду. Это, естественно, предполагает более полное использование энергии взрыва в процессе разрушения среды.

Итак, проведенная фоторегистрация процесса подтвердила наши теоретические рассуждения предыдущего параграфа о механизме действия волн напряжений в среде при различных порядках инициирования зарядов ВВ.

В предыдущем параграфе показано, что разрушение в среде в значительной мере определяется величиной результирующего потока массовой скорости. При скоростной киносъемке процесса трещинообразования при различных порядках инициирования мы установили, что разрушение среды начинается не в месте лобовой встречи ударных волн, а следовательно, и потоков массовой скорости, а там, где они встречаются под определенным углом. Так как взаимодей-

ствие ударных волн определяется наложением и отражением потоков массовой скорости друг от друга и от свободных поверхностей, угол, под которым встречаются потоки, играет определенную роль при разрушении среды. Поэтому был исследован вопрос о влиянии угла отражения потока массовой скорости на величину последней.

2. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВЕЛИЧИНЫ ПОТОКОВ МАССОВОЙ СКОРОСТИ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ УГЛА ОТРАЖЕНИЯ

Рассмотрим взаимодействие двух волн одинаковой амплитуды.

Обозначим ударный фронт, обращенный в сторону положительной оси x , символом $\S$, а в обратную $\S$. Это взаимодействие может быть описано как отражение упругой волны от жесткой стенки [43]. При встречном ударе двух падающих волн зона покоящихся частиц среды между волнами сокращается до нуля; потом возникают две отраженные волны напряжения, которые, в свою очередь, оставляют растущую зону покоящейся среды между своими фронтами.

Эффект столкновения двух волн одинаковой амплитуды давления удобно записать символической формулой.

$$\begin{array}{ccc} \S\S & \longrightarrow & \S\S \\ \leftarrow\leftarrow & & \rightarrow\rightarrow \end{array}$$

Однако надо учитывать, что все указанное выше справедливо для прямоугольного импульса волн с плоскостной симметрией.

Потоки, движущиеся за фронтом волн напряжения, встречаются под разными углами, и их взаимодействие можно свести к векторному сложению.

Все эти известные теоретические предпосылки основаны на ряде допущений, и, следовательно, практическое их использование даст результат сугубо приближенный. Экспериментальные исследования взаимодействия двух волн напряжений весьма затруднены ввиду того, что трудно подобрать инициаторы с абсолютно одинаковым сопротивлением мостиков накаливания, одновременно подать на них равные импульсы тока, получить одинаковую плотность ВВ в зарядах и т.д.

Поэтому с учетом упомянутого положения теории о том, что столкновение двух волн одинаковой амплитуды можно заменить столкновением одной волны с жесткой стенкой, нами была предложена следующая модель. Пластина оргстекла размером $150 \times 150 \times 10$ мм одной стороной прижималась к металлической накладке толщиной 60 мм. Торцы пластины и накладки шлифовались друг к другу и смазывались вакуумной смазкой, что обеспечивало надежное прилегание и отсутствие воздушного зазора на границе раздела сред. Исследования велись при помощи скоростного фоторегистра СФР, работающего в режиме развертки и оборудованного дополнительным

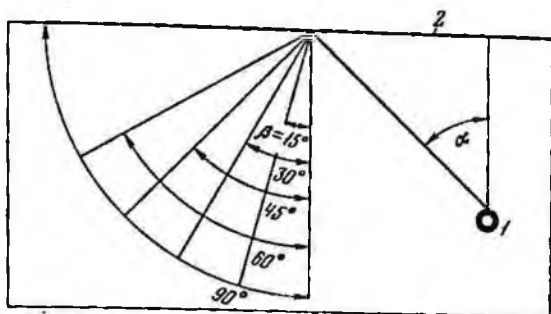


Рис. 48. Направления определения массовых скоростей в фиксированных точках

1 — заряд; 2 — граница раздела сред

объективом с десятикратным увеличением, который позволил в довольно крупном масштабе зафиксировать распространение потоков массовых скоростей при взрыве зарядов тэна в оргстекле.

Необходимо учитывать, что акустическая жесткость второй среды (металлической накладки) значительно больше акустической жесткости оргстекла. Амплитуда импульса напряжения при отражении имеет тот же знак, как и в падающей волне.

В нашем случае определялась скорость точки, нанесенной на поверхность модели у торца, прижатого к металлической накладке после отражения волны от преграды; это имитировало скорость отраженных потоков при различных углах встречи фронтов в точках, равноудаленных от центров зарядов.

На моделях рассматривалось несколько точек, лежащих на лучах, исходящих из центра заряда под различными углами: 0, 15, 30, 45, 55, 60° к нормали, проведенной от центра заряда к границе раздела сред. Для каждой точки фиксировались скорости отраженных потоков в различных направлениях по отношению к нормали центр заряда — граница раздела под углами: 0, 15, 30, 45, 60 и 90° (рис. 48).

Определение скорости массовых потоков при обработке фотопленок производилось по известной формуле [44].

$$U_{\text{пр}} = \frac{1}{M} v_p \operatorname{tg} \alpha,$$

где $U_{\text{пр}}$ — скорость фиксируемого процесса; M — масштаб изображения; v_p — скорость развертки СФР; α — угол наклона изображения процесса на пленке.

Всего было проведено более 100 экспериментов, результаты которых обработаны методом наименьших квадратов с выравниванием результатов по параболе второго порядка.

Результаты обработки опытных данных приведены в табл. 10.

Таблица 10

Величина: массовой скорости потока в зависимости от угла отражения

Угол наблюдения, град	Формула выравнивания	Показатель тесноты связи
0	$U = 12,03 + \frac{6,2}{\pi} x - \frac{43}{\pi^2} x^2$	0,78
15	$U = 13,01 + \frac{20,1}{\pi} x + \frac{6,43}{\pi^2} x^2$	0,66
30	$U = 9,58 + \frac{28,7}{\pi} x + \frac{58,8}{\pi^2} x^2$	0,654
45	$U = 11,35 + \frac{17,3}{\pi} x + \frac{109,1}{\pi^2} x^2$	0,7
55	$U = 7,05 + \frac{16,1}{\pi} x + \frac{94}{\pi^2} x^2$	0,644
60	$U = 9,22 - \frac{2,5}{\pi} x + \frac{83,9}{\pi^2} x^2$	0,684

Примечание. U — определяемая массовая скорость в фиксируемой точке; x — угол съемки, выраженный в единицах π .

По формулам, приведенным в таблице, были построены графики (рис. 49, 50), выражающие зависимость величины массовой скорости отраженного от жесткой стенки потока от угла отражения. Анализируя кривые, можно заметить, что наибольшие массовые скорости зафиксированы в точках, лежащих на луче, проведенном под углом 45° к границе раздела сред оргстекло-металл.

На основании проведенных экспериментов установлено:

величина массовой скорости изменяется в зависимости от угла отражения;

максимальная отраженная массовая скорость достигается при угле отражения 45° ;

модель с достаточно толстой присоединенной массой, имеющей акустическую жесткость значительно большую, чем изучаемая среда, приемлема для исследования взаимодействия волны напряжений.

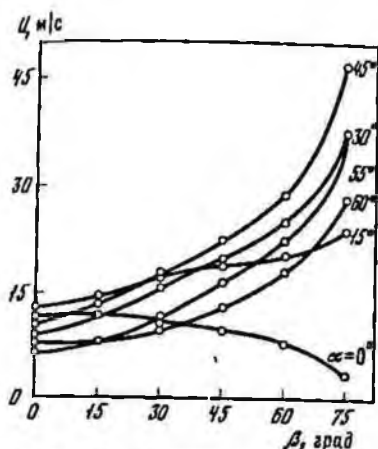


Рис. 49. Зависимость массовой скорости отраженного потока от угла отражения

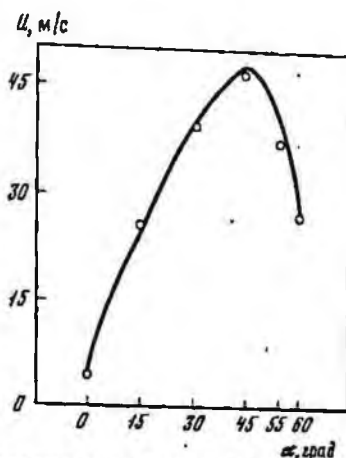


Рис. 50. Зависимость распределения массовых скоростей потоков, движущихся вдоль границы раздела сред, от угла падения

Отсюда становится понятным факт, установленный при скоростной киносъемке процесса разрушения. Разрушение среды при взаимодействии зарядов начинается не в месте лобовой встречи потоков массовой скорости, а там, где они встречаются под углом 45° , в связи с тем, что в этом случае мы имеем максимальные величины отраженных массовых потоков.

3. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ХАРАКТЕРА ДРОБЛЕНИЯ СРЕДЫ ПРИ РАЗЛИЧНЫХ ПОРЯДКАХ ИНИЦИИРОВАНИЯ ЗАРЯДОВ ВЗРЫВЧАТЫХ ВЕЩЕСТВ

Исследования, проводившиеся до настоящего времени, ограничивались определением эффективности прямого, обратного или встречного инициирования при взрывании зарядов ВВ в серии. Методикой этих исследований предусматривалось сравнение эффективности перечисленных методов по интегральному показателю взрыва — дроблению в производственных и лабораторных условиях.

Работы [45, 46] дают представление о механизме распространения и взаимодействия волн напряжений при взрыве двух зарядов в плоскости, параллельной оси зарядов ВВ. Однако рассмотрение только в одном сечении взаимодействующих потоков не может дать полного представления о равномерности дробления среды.

В самом деле, эффективность взрывных работ в значительной мере зависит от равномерности дробления породы. Интегральная оценка дробимости взорванной горной массы по гранулометричес-

кому составу дает общую характеристику взрыва и удобна для сравнения отдельных взрывов. Однако по этому методу не представляется возможным оценить дробление отдельных участков взрывае-
мого уступа.

Для более полного изучения механизма разрушения весьма важно исследовать процесс разрушения в плоскостях, перпендикулярных к осям зарядов ВВ, т.е. дифференцировать степень разрушения массива по частям.

Рядом исследователей делались попытки оценить степень разрушения отдельных частей массива путем внесения слоя краски на поверхность исследуемого участка или применялся метод меченых атомов. Однако при помощи перечисленных методик не удавалось зафиксировать послойное дробление пород в глубине уступа. В то же время при исследовании влияния направления детонации зарядов ВВ на характер разрушения среды важно установить, как меняется в количественном отношении дробимость верхней части массива, а также средней и нижней.

Иначе говоря, мы должны рассмотреть дробление или трещинообразование в нескольких характерных сечениях по длине заряда. С целью количественной оценки дробления отдельных частей массива по трещинообразованию введем понятие плотности трещинообразования δ , определяемой отношением суммарной длины образ-
ванных трещин L в исследуемом сечении к площади этого сечения:

$$\delta = L/S.$$

Определим количество сечений, при котором ошибка в определении степени разрушения любой части модели будет минимальна.

Для сопоставимости натуральных взрывов с модельными при моделировании было соблюдено геометрическое и динамическое подобия. Предположив, что плотность трещинообразования δ остается постоянной в некоторых слоях, перпендикулярных к оси заряда, найдем количество таких слоев, на которые мы можем разбить область разрушения как для модели, так и для природы. По основной теореме подобия любой безразмерный критерий должен быть функцией от безразмерных параметров независимых величин. Исходя из выбранного нами параметра δ , характеризующего процесс трещинообразования, введем критерий подобия в виде

$$I = \frac{L}{S} D,$$

где D — размер слоя.

В этом случае условие подобия для природы и модели по критерию L требует выполнения следующих условий:

$$\frac{L_{1M}}{S_{1M}} D_{1M} = \frac{L_{1H}}{S_{1H}} D_{1H}; \quad \frac{L_{2M}}{S_{2M}} D_{2M} = \frac{L_{2H}}{S_{2H}} D_{2H}; \dots;$$

$$\frac{L_{nM}}{S_{nM}} D_{nM} = \frac{L_{nH}}{S_{nH}} D_{nH},$$

где $L_{1M}, S_{1M}, D_{1M}, \dots, L_{nM}, S_{nM}, D_{nM}$ — соответственно обшая длина трещин, площадь и размер 1-, 2-, ..., n -го слоя модели; $L_{1H}, S_{1H}, D_{1H}, \dots, L_{nH}, S_{nH}, D_{nH}$ — те же параметры натур.

Введя обозначение для n -го слоя

$$f = \frac{L_n}{S_n} D_n,$$

будем иметь для относительной ошибки критерия выражение

$$\frac{dE}{E} = d \ln f_n,$$

где dE/E — относительная ошибка критерия.

Предположив, что отношение L/S в критерии подобия обратно пропорционально кубу объема модели, не входящего в зону n , будем иметь

$$\frac{dE}{E} = d \ln \frac{D_n}{V^3}.$$

Так как объем V пропорционален кубу линейного размера модели, то

$$\frac{dE}{E} = d \ln \frac{D_n}{(Z - D_n)^9},$$

где Z — размер всей модели.

Из последнего выражения имеем

$$\frac{dE}{E} = \left[\frac{1}{D} + \frac{9}{(Z - D)} \right] dD.$$

Для минимума ошибки необходимо, чтобы выражение, стоящее перед dD в уравнении, было минимально.

Введя обозначение

$$Z = \frac{1}{D} + \frac{9}{(Z - D)},$$

найдем величину D , при которой имеем минимум

$$\left(\frac{dZ}{dD}\right)_{\min} = -\frac{1}{D^2} + \frac{9}{(Z-D)^2} = 0.$$

Откуда

$$D = Z/4.$$

Таким образом, вся модель может быть разбита на четыре зоны, процесс разрушения в которых существенно различен по выбранному критерию. Для исследования влияния направления инициирования зарядов естественно выделить зону забойки и зону подожвы модели. Зона размещения заряда должна быть также разбита на две зоны, так как отражение волн напряжений от верхней поверхности сказывается сильнее в верхней части заряда, чем в нижней, а отражение от боковой свободной поверхности одинаково.

Здесь необходимо учитывать соотношение длины волны λ и размер слоя D :

$$D_{\text{слоя}} \geq \lambda.$$

При производстве взрывных работ возможны два случая, когда скорость детонации ВВ меньше или приближается к скорости звука в среде. Следовательно, при выборе материала модели должен учитываться и этот фактор. Для исследований были выбраны две существенно отличные среды: плексиглас со скоростью звука 2800 м/с и мрамор со скоростью звука порядка 6000 м/с. Подсчеты длины волны для этих сред показали, что условие $D \geq \lambda$ для мрамора выполняется, а для органического стекла количество характерных сечений должно быть увеличено до шести.

Определим параметры зарядов ВВ на объемных моделях. В настоящее время при производстве взрывных работ применяются в основном следующие параметры скважин: глубина от 8 до 20 м с длиной заряда от 6 до 16 м и диаметром от 0,11 до 0,28 м. Наиболее часто применяются скважины глубиной 10–15 м при диаметре заряда 200–250 мм. В частности, при взрывании кварцито-песчаников Петрозаводска применяются следующие параметры БВР: диаметр скважин $d = 0,25$ см, длина скважин $L_c = 10$ м, длина заряда $L_z = 7,5$ м, расстояние между скважинами $a = 6$ м, л.н.с. $W = 6$ м.

Представим указанные параметры скважин и зарядов в безразмерном виде. Для этого все перечисленные параметры отнесем к диаметру скважины. Получим $L_c = 40 d$, $a = 24 d$, $L_z = 30 d$, $W = 24 d$.

Сохраняя для модельных условий геометрическое подобие модели и натуры, получим следующие абсолютные параметры взрывных работ в модели. Минимально возможным диаметром заряда d в мо-

дельных условиях, исходя из критического диаметра применяемого ВВ — тэна и условия размещения инициатора в заряде, является величина порядка 2–2,5 мм. Задавая $d = 2,5$ мм, получим $L_3 = 7,5$ см, $L_c = 10$ см, $a = 6$ см, $W = 6$ см.

Таким образом, для исследований выбраны две следующие модели. Первая модель представляет собой пять пластин оргстекла размером 400×400×15 мм, собранных в пачку, имитирующую часть массива, где расположены заряды ВВ. Сверху располагается лист 400×400×25 мм, отображающий верхнюю часть массива. В нижней части модели — лист 400×400×60 мм, имитирующий подошву уступа.

Для полного прилегания составных частей модели сама модель с четырех сторон обрезается нихромовой нитью накаливания. При этом происходит частичная склейка частей модели. После взрыва модель может быть разобрана на составные части. Задавая различное направление детонации зарядам ВВ и разбирая после взрыва модель по характерным сечениям, определяем для каждого варианта количественный характер трещинообразования каждой части модели (характерного сечения).

Для производства эксперимента в реальной горной среде — мраморе — была принята следующая модель исследований.

В выпиленных блоках мрамора 150×150×150 мм бурили два шпура для зарядов тэна, которым задается различное направление детонации. После взрыва заливали взорванные образцы жидкой эпоксидной смолой с добавкой специального растворителя, не позволяющего смоле схватываться в течение 18–20 ч. За этот период смола заполняет все трещины, образованные в результате взрыва. Затем разрезали модель по характерным сечениям на камнерезных станках алмазными дисками. Замерив курвиметром длину трещин и определив плотность трещинообразования, получаем количественный анализ результата разрушения реальной горной среды в зависимости от направления инициирования.

Иницирование осуществлялось мостиками накаливания с навесками азида свинца. Мостики подбирались по сопротивлению. Импульс на взрыв подавался от батареи конденсаторов напряжением 3500 В.

Здесь следует учитывать тот факт, что в большинстве случаев заряды взаимодействуют при двух свободных поверхностях, а в остальных направлениях заряды действуют в условиях неограниченного пространства. Применение моделей ограниченных размеров приводит к тому, что волны напряжений, образованные при взрыве зарядов, отражаются от свободных поверхностей и накладывают возмущения на процесс разрушения модели, что ведет к разбросу и разлету частей модели.

Для имитации неограниченного пространства был разработан так называемый метод присоединения масс [47], суть которого заключается в следующем: к взрываемому образцу со всех сторон плотно приставляются идентичные блоки. После взрыва зарядов

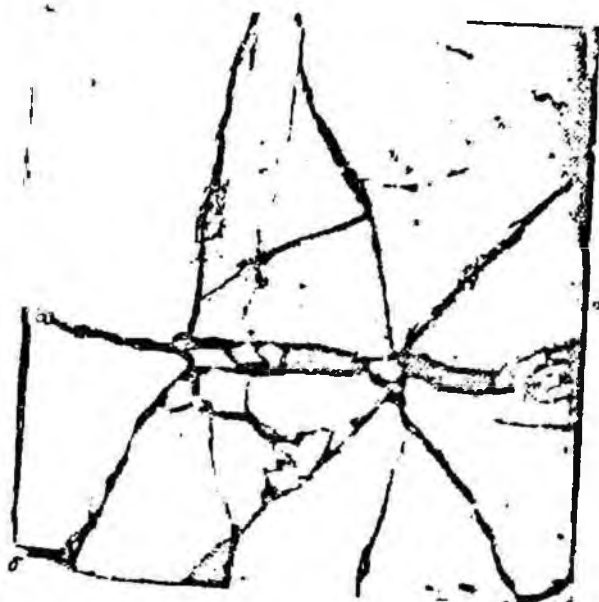
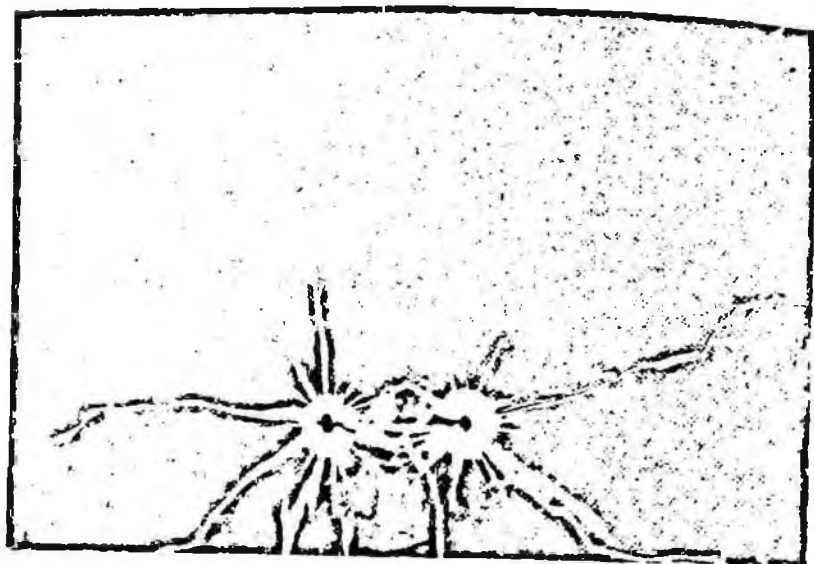


Рис. 51. Типичные фотографии характерных сечений моделей из оргстекла (а) и мрамора (б)

Таблица 11

Значения плотности трещинообразования при различных способах инициирования на различных расстояниях от свободной поверхности

Расстояние от сечения до свободной поверхности L , м	Относительное расстояние L/d	Плотность трещинообразования δ
1	2	3

Органическое стекло

Прямое инициирование

0,025	11	6,56
0,04	18	5,81
0,055	25	5,44
0,07	32	4,25
0,085	39	4,26
0,1	46	2,62

Обратное инициирование

0,025	11	5,25
0,04	18	5,09
0,055	25	5,69
0,07	32	6,37
0,085	39	6,37
0,1	46	6

Встречное инициирование

0,025	11	6,68
0,04	18	6,56
0,055	25	5,87
0,07	32	5,44
0,085	39	4,75
0,1	46	4,12

Мрамор

Прямое инициирование

0	0	44,13
0,025	12,5	38,6
0,0625	31,75	41,3
0,1	50	38,4

Обратное инициирование

0	0	42,2
0,025	12,5	46,2

Таблица 11 (окончание)

1	2	3
0,0625	31,75	51,1
0,1	50	58,2
Встречное инициирование		
0	0	43,5
0,025	12,5	40,8
0,0625	31,75	45,3
0,1	50	40

волны напряжений свободно проходят в присоединенные блоки и, отразившись при обратном ходе от границ блоков, отбрасывают эти присоединенные блоки от взрывающегося образца.

Таким образом, можно моделировать неограниченное пространство при любом числе свободных поверхностей. Идентичность свойств моделей проверяли по скорости звука установкой ИПА-59. По каждому способу инициирования проводили по четыре взрыва отдельно для мрамора и оргстекла на основании рекомендаций.

На рис. 51,а представлены некоторые типичные фотографии характерных сечений по длине заряда моделей из оргстекла после взрыва для прямого, обратного и встречного инициирования зарядов. На рис. 51,б показаны также некоторые характерные сечения во взорванных моделях из мрамора для этих трех способов инициирования. Для каждого отдельного варианта инициирования курвиметром измерялась длина трещин и определялась плотность трещинообразования δ . Полученные средние значения плотности трещин δ приведены в табл. 11. В этой таблице расстояния от характерного сечения до свободной поверхности выражены отношением L/d , где L — расстояние от сечения до свободной поверхности; d — диаметр заряда. Результаты экспериментов обработаны методом наименьших квадратов.

Результаты обработки опытных данных приведены в табл. 12.

Для каждого случая инициирования при взрывании моделей из оргстекла и мрамора по формулам табл. 12 были построены графики, выражающие зависимость плотности трещинообразования в характерных сечениях моделей от направления инициирования (рис. 52, а, б). Полученные значения плотности трещинообразования на различных расстояниях от свободной поверхности позволяют нам судить о степени дробления отдельных участков разрушаемого массива и о равномерности дробления среды при различных направлениях инициирования.

Таблица 12

Обработка опытных данных

Формула выравнивания	Показатель тесноты связи
<u>Органическое стекло</u>	
Прямое инициирование	
$y = 7,4 - 42,4 x$	0,92
Обратное инициирование	
$y = 4,825 + 13,88 x$	0,74
Встречное инициирование	
$y = 8 - 39 x$	0,94
<u>Мрамор</u>	
Прямое инициирование	
$y = 41,82 - 25,7 x$	0,72
Обратное инициирование	
$y = 42 + 154 x$	0,96
Встречное инициирование	
$y = 45 - 13,9 x$	0,96

По оси ординат на графиках отложены значения плотности трещинообразования, а на оси абсцисс — расстояние от исследуемого сечения до свободной поверхности, выраженное в относительных единицах отношением L/d , где L — расстояние от сечения до свободной поверхности; d — диаметр заряда.

Анализ полученных зависимостей показывает, что для вязких сред средней крепости (типа известняков, доломитов, песчаников) при глубине скважин до 26 диаметров наиболее рационально применять встречное инициирование, затем — прямое. Худшие показатели дробления при применении скважин такой глубины дает обратное инициирование. При глубине скважин более 26 d следует применять обратное инициирование, затем встречное и невыгодно использовать прямое инициирование.

Причем следует отметить, что при обратном инициировании с увеличением глубины скважин увеличивается степень дробления среды, а при прямом и встречном инициировании наоборот, уменьшаются. При дроблении крепких, хрупких сред при любой глубине скважин рациональнее всего применять обратное инициирование, затем

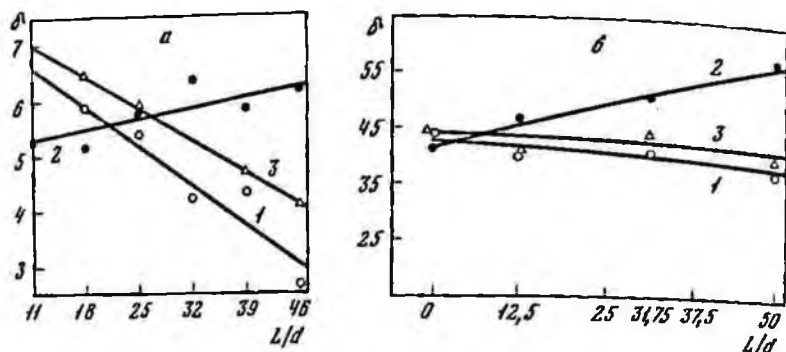


Рис. 52. Зависимость плотности трещинообразования от относительного расстояния до свободной поверхности при трех способах инициирования в моделях из оргстекла (а) и мрамора (б)

Иницирование: 1 – прямое, 2 – обратное, 3 – встречное

встречное; худшие результаты работ дает прямой способ инициирования. Характер степени дробления с увеличением глубины скважин такой же, как у вязких сред.

Анализ полученных графических зависимостей позволяет сделать вывод о равномерности дробления среды, определяемой наклоном прямой, характеризующей плотность трещинообразования по длине заряда.

Для этой цели введем понятие коэффициента равномерности дробления, определяемого как отношение разности показателей плотности трещинообразования на свободной поверхности $\delta_{св}$ и в плоскости забоя скважины δ_3 к среднему показателю плотности трещинообразования $\delta_{ср}$:

$$\xi = (\delta_{св} - \delta_3) / \delta_{ср}.$$

Для оргстекла значение ξ при прямом инициировании равно $-0,69$; обратном $+0,1$, встречном $-0,5$.

Для мрамора при прямом инициировании $\xi = -0,125$, обратном $+0,2$, встречном $-0,05$. Знак перед численным выражением значения коэффициента ξ показывает увеличение (+) или уменьшение (-) степени дробления среды с увеличением глубины заряда. Очевидно, что при ξ , равном нулю, мы будем иметь совершенно равномерное дробление среды. Для крепких пород наиболее равномерную степень дробления дает встречное инициирование, а для пород средней крепости – обратное инициирование.

Следовательно, на основании проведенных исследований можно рекомендовать в породах типа мрамора применять обратное инициирование для получения минимальной кусковатости. В тех случаях, где требуется равномерное дробление, рационально применять встречное инициирование зарядов ВВ.

В вязких средах, где скорость детонации ВВ значительно выше скорости звука, высокая дробимость может быть получена: при встречном инициировании для скважин глубиной до 26 диаметров, а при большей глубине — при обратном инициировании. Наиболее равномерное дробление в этом случае достигнуто при обратном инициировании.

4. ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ НАПРАВЛЕНИЯ ДЕТОНАЦИИ ЗАРЯДОВ ВВ НА ПАРАМЕТРЫ ВОЛН НАПРЯЖЕНИЙ

Определение параметров волн напряжений в разрушаемом взрывом массиве имеет большое значение для установления качественных и количественных закономерностей процесса дробления среды при различных направлениях детонации зарядов ВВ. В настоящее время в литературе приводится большое количество данных о параметрах волн напряжений при взрыве. Однако таких данных по интересующему нас вопросу, а именно сопоставлению напряжений вблизи свободных поверхностей от взрыва нескольких зарядов при прямом, обратном и встречном инициировании, явно недостаточно. Поэтому для выявления эффективности каждого способа инициирования были проведены замеры параметров волн напряжений в полигонных условиях.

Наиболее представительный параметр волны напряжений — максимальное радиальное напряжение. Для определения этого напряжения обычно бывает достаточно определить скорость смещения свободной поверхности при взрыве зарядов ВВ, ибо переход к σ легко осуществим при помощи известных соотношений.

Нами были проведены экспериментальные взрывы с фиксацией при помощи датчиков ВИБ-А и осциллографа Н-105 скорости смещения свободной поверхности под действием волны напряжений в условиях доломитов и известняков Афанасьевского карьера г. Воскресенска. Исследовалось влияние направления инициирования скважинных зарядов ВВ на результирующие напряжения у свободной поверхности. Для этой цели на уступе была забурена серия пар 110-миллиметровых скважин.

Параметры пар скважин следующие: расстояние между парами 8 м; глубина скважин 6 м; расстояние между скважинами в паре 3 м; ВВ — аммонит № 6.

Эксперимент осуществлялся следующим образом. Заряжалась и взрывалась одна пара скважин. Датчик ВИБ-А ставили посередине между скважинами и жестко скрепляли алебастром с зачищенной поверхностью уступа. Прямое, обратное и встречное инициирование осуществлялось безынерционными электродетонаторами ТЭД-200 путем размещения инициаторов в забое или устье скважины.

Электрический импульс на взрыв подавался от осциллографа Н-105 через несколько миллисекунд после включения съемки. В качестве отметчика времени использовался генератор ЗГ-10. Скорость

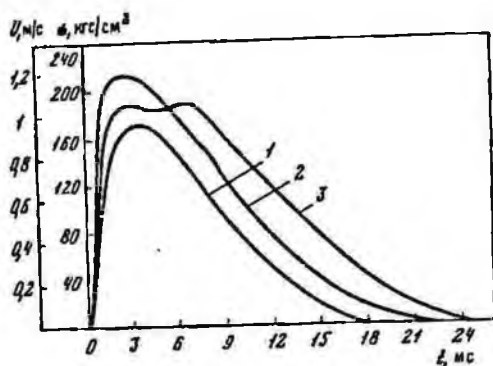


Рис. 53. Импульсы волн напряжений для трех способов инициирования

Иницирование: 1 — прямое, 2 — обратное, 3 — встречное

развертки принималась равной 1000 мм/с и 2000 мм/с — при замерах. Частота генератора ЗГ-10 задавалась 1000 Гц. Следовательно, временные метки располагались через 1 мс.

Ставилась задача определить, как меняются амплитуда импульса напряжений и время его действия при изменении способа инициирования. Всего было проведено 18 взрывов. По каждому способу инициирования было получено шесть осциллограмм скоростей смещения свободной поверхности. Для удобства сопоставления на рис. 53 представлены импульсы напряжений для трех способов инициирования. Здесь на оси абсцисс отложена длительность действия волны напряжения, а на оси ординат — полученные по осциллограммам значения скоростей смещения свободной поверхности и рассчитанные по приведенной выше формуле значения максимальных радиальных напряжений.

Анализируя амплитуду и длительность действия импульса напряжений для трех способов инициирования, можно сделать следующие выводы:

при прямом инициировании мы получаем импульс с наиболее низкой величиной радиальных напряжений $\sigma = 170$ кгс/см² и наименьшей длительностью действия $t = 18,5$ мс;

при обратном инициировании мы имеем максимальное напряжение $\sigma = 212$ кгс/см² и длительность действия $t = 21,5$ мс;

при встречном инициировании величина напряжений у свободной поверхности $\sigma = 192$ кгс/см² и максимальная длительность действия $t = 24,4$ мс.

Причем следует отметить характерную особенность импульса напряжений при встречном инициировании зарядов. Это наличие двух максимумов или пиков на вершине самого импульса. Наличие последних объясняется тем, что вначале датчик воспринимает волну напряжений от заряда с прямым инициированием, а затем от заряда с обратным инициированием.

Таким образом, мы получили, что максимальные напряжения вблизи свободной поверхности имеют место при обратном инициировании, минимальные — при прямом. В случае встречного иници-

рования мы имеем максимальную длительность самого импульса и его эффективной части (зона высоких напряжений).

Из рассмотрения рис. 53 следует, что длительность воздействия и форма волн напряжений при различных направлениях инициирования отличаются друг от друга. Вследствие этого величины самих импульсов будут также различны. Определим величину удельного импульса волны напряжения для трех способов инициирования.

Как известно, под удельным импульсом волны напряжений I ($\text{кгс} \cdot \text{с} / \text{м}^2$) принимают величину

$$I = \int_0^t \sigma(t) dt,$$

т.е. удельный импульс равен площади осциллограммы $\sigma(t)$. Из рисунка видно, что импульс при обратном и встречном инициировании будет больше, чем при прямом. Подсчитанные величины удельных импульсов [$(\text{кгс} \cdot \text{с} / \text{м}^2) \cdot 10^{-4}$] следующие: 1,62 (прямое инициирование), 2,01 (обратное инициирование), 2,64 (встречное инициирование).

Найдем относительное увеличение импульсов при обратном и встречном инициировании

$$\Delta I = \frac{I - I_{\text{пр}}}{I_{\text{пр}}} \cdot 100\%,$$

где I — величина исследуемого импульса; $I_{\text{пр}}$ — величина импульса при прямом инициировании.

Произведя расчеты, имеем: $\Delta I_{\text{обр}} = 24,3\%$ (обратное инициирование), $\Delta I_{\text{встр}} = 56,7\%$ (встречное инициирование).

Таким образом, здесь мы имеем значительное увеличение удельного импульса волны напряжений.

Установив теоретическими исследованиями и лабораторными экспериментами основные закономерности и характер разрушения горной среды в зависимости от способа инициирования, определив результирующие напряжения вблизи свободных поверхностей и величины удельных импульсов волн напряжений, необходимо провести проверку полученных зависимостей в производственных условиях.

ЛИТЕРАТУРА

1. Карагодин Л.Н., Розанцев Е.С. Взрывные работы на пластах, подверженных внезапным выбросам угля и газа. М.: Недра, 1970. 81 с.
2. Денисенко А.Н., Мейпаргани Г.Р., Яремчук М.А. Проведение глубинного торпедирования по выбросоопасным песчанникам. — В кн.: Механика и разрушение горных пород. Киев: Наукова думка, 1974, вып. 2, с. 209–214.
3. Временная инструкция по выбросу способа и параметров разупрочнения труднообрушаемой кровли на выемочных участках. Л.: Всесоюз. науч. исслед. мажвейдерский ин-т, 1976. 143 с.
4. Мартынов А.Ф., Коровченко Г.М., Сяньельников Л.М. Нетиповые взрывные работы в угольных шахтах. М.: Недра, 1969. 173 с.
5. Разрушение напряженных твердых сред взрывом. Киев: Наукова думка, 1975. 49 с.
6. Безкаравайный В.Г. Управление массивом горных пород в сложных горно-геологических условиях с помощью взрыва и увлажнения. — В кн.: Физические процессы горного производства. Л.: ЛПИ, 1975, вып. 2, с. 35–38.
7. Ханукаев А.Н., Беляцкий В.П. Исследование ближней зоны взрыва в горных породах. — Физ.-техн. проблемы разработки полезных ископ., 1974, № 2, с. 45–49.
8. Ионин А.А., Беляцкий В.П., Артемов В.А. Экспериментальное определение массовой скорости в ближней зоне при взрывании удлиненных зарядов в горных породах. — Физ.-техн. проблемы разработки полезных ископ., 1975, № 6, с. 56–59.
9. Ханукаев А.Н., Беляцкий В.П., Ионин А.А. Прочность горных пород на разрыв при взрывном нагружении. — Физ.-техн. проблемы разработки полезных ископ., 1976, № 3, с. 60–63.
10. Позин Е.З. Исследование влияния отжима на сопротивляемость угля резанию. — В кн.: Сопротивляемость горных пород разрушению при добычании. М.: Изд-во АН СССР, 1962, с. 53–68.
11. Ханукаев А.Н. Энергия воли напряжений при разрушении пород взрывом. М.: Гостехиздат, 1962. 200 с.
12. Физико-механические свойства горных пород и минералов при высоких давлениях и температурах / Под ред. М.П. Воларовича. М.: Наука, 1974. 223 с.
13. Ханукаев А.Н. О закономерностях распространения воли напряжений в твердых горных породах при взрывании одиночных и групповых удлиненных зарядов. — В кн.: Проблема разрушения горных пород взрывом. М.: Недра, 1967. с. 33–44.
14. Вовк А.А., Черный Г.И., Махалюк А.В. Действие крупномасштабных взрывов в массиве горных пород. Киев: Наукова думка, 1974, ч. 1. 296 с.

15. Юревич Г.Г., Беляков В.Д., Севастьянов Б.Н. Охрана горных выработок от воздействия взрыва. М.: Недра, 1972. 137 с.
16. Фадеев А.Б. Дробящее и сейсмическое действие взрывов в массиве горных пород. М.: Недра, 1972, 135 с.
17. Кутузов Б.Н., Глоба В.М., Авраменко В.И. Исследование изменения физико-механических свойств в ближней зоне взрыва в калийных рудах. — Изв. вузов, Горн. журн. 1974, № 10, с. 87-90.
18. Зельдович Я.Б., Райзер Ю.П. Физика ударных волн и высокотемпературных гидродинамических явлений. М.: Наука, 1966. 686 с.
19. Кольский Г., Рейдер Д. Волны напряжений и разрушение. — В кн.: Разрушение. М.: Мир, 1973, т. 1, с. 570-608.
20. Ретель В.Р., Слудкер А.И., Томашевский Э.Е. Кинетическая природа прочности твердых тел. М.: Наука, 1974. 560 с.
21. Ханукаев А.Н. Физические процессы при отбойке пород взрывом. М.: Недра, 1974. 224 с.
22. Адушкин В.В., Шекин Л.Н. О влиянии горного давления на характер разрушения пород взрывом. — В кн.: Проблема разрушения горных пород взрывом. М.: Недра, 1967, с. 28-32.
23. Григорян Н.Г. Прострелочные и взрывные работы в скважинах. М.: Гостоптехиздат, 1959. 354 с.
24. Ханукаев А.Н., Синай Ю.Б., Юрманов Ю.А. Способы и средства бурения скважин по пластам угля и горючего сланца. — Физ. техн. проблемы разработки полезн. ископ., 1974, № 6, с. 101-103.
25. Миндели Э.О. Взрывные работы на глубоких горизонтах шахт. Донецк: Донбасс, 1971. 96 с.
26. Ханукаев А.Н., Беляцкий В.П., Иовин А.А. Динамическая прочность на разрыв при взрыве в условиях предварительно-напряженного состояния породы. — Физ.-техн. проблемы разработки полезн. ископ., 1976, № 2, с. 48-53.
27. Сулакшин С.С. Закономерности искривления и направленное бурение геологоразведочных скважин. М.: Недра, 1966. 293 с.
28. Боярко Ю.Л. Борьба с искривлением скважин. Томск: Изд-во Томск. ун-та, 1968. 109 с.
29. Гребенюк В.А. Об учете искривления буровых скважин. — Горн. журн., 1973, № 8, с. 61-63.
30. Коваленко А.И. О точности разбуривания рудных массивов при системах разработки с отбойкой руды веерами скважинных зарядов. — Горн. журн., 1976, № 9, с. 64-66.
31. Алейников А.А. Исследование и разработка новых средств и способов бурения направленных скважин для совершенствования технологии выемки угольных пластов Донецкого бассейна: Автореф. докт. дис. Донецк, 1970. В надзат.: Ленинградск. горн. ин-т им. Г.В. Плеханова.
32. Временная инструкция по выбору способом параметров разупрочнения труднообрушаемой кровли на выемочных участках. Л.: Всесоюз. науч.-исслед. мажшедлерский ин-т, 1976. 143 с.
33. Гончаров В.А., Журавлев В.П., Петрухин Л.М. и др. Предварительное увлажнение угольных пластов. М.: Недра, 1974. 207 с.
34. Вудс Г., Лубинский А. Искривление скважин при бурении. М.: Гостоптехиздат, 1960. 161 с.
35. Лойцянский Л.Г., Лурье А.И. Теоретическая механика. М.: Физматгиз, 1955. 379 с.
36. Бать М.И., Джанелидзе Г.Ю., Кельзон А.С. Теоретическая механика. М.: Наука, 1972. 487 с.

37. Артоболовский И.И., Костицын В.Т., Раевский Н.П. Об одном состоянии вала, вращающегося в подшипнике без смазки с зазором. — Изв. АН СССР, 1949, № 2, с. 168–173.
38. Сафохин М.С., Катанов Б.А., Тарасенко В.Е., Алейников А.А. Машины и инструмент для бурения скважин в угольных шахтах. М.: Недра, 1972. 215 с.
39. Герман П.И., Буторин Ю.М. Бурение длинных скважин в пологом угольном пласте. — Уголь Украины, 1969, № 4, с. 40–41.
40. Гуро Т.А. Исследование подземной разработки пологих рудных залежей пластового типа тонких и средней мощности при скважинной отбойке: Автореф. канд. дис. Тбилиси, 1969. В надзат.: Груз. политехн. ин-т.
41. Коул Р. Подводные взрывы. М.: Изд-во иностр. лит-ры, 1950. 494 с.
42. Кусов Н.Ф., Пшеничный В.И. Исследование характера распространения фронтов упругих волн при одновременном взрывании зарядов. — В кн.: Науч. сообщ. Ин-та горн. дела им. А.А. Скочинского. М.: 1970, № 77, с. 51–56.
43. Курант Г., Фридрихс К. Сверхзвуковое течение и ударные волны. М.: Изд-во иностр. лит-ры, 1950. 457 с.
44. Баум Ф.М., Станюкович К.П., Шехтер Б.И. Физика взрыва. М.: Физматгиз, 1959. 693 с.
45. Друкованый М.Ф., Гейман В.М., Комир В.М. Новые методы и перспективы развития взрывных работ на карьерах. М.: Наука, 1966. 234 с.
46. Кучерявый Ф.И., Друкованый М.Ф., Гаек Ю.В. Короткозамедленное взрывание на карьерах. — М.: Госгортехиздат, 1962. 227 с.
47. Кусов Н.Ф., Архипов П.Г., Пшеничный В.И., Косачев Е.М. Некоторые особенности моделирования процессов, происходящих в пластических горных породах при образовании подземных емкостей взрывом. — В кн.: Совершенствование технологии буровзрывных работ. М.: Недра, 1968, с. 19–25.

ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ	3
--------------------	---

Глава 1

ИССЛЕДОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ВОЛНЫ НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ ВЗРЫВЕ В УСЛОВИЯХ ПРЕДВАРИТЕЛЬНО НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ

ПОРОДЫ	7
1. Обоснование выбора пород для проведения исследований	—
2. Методика проведения экспериментов	8
3. Результаты измерения параметров волны напряжений при взры- ве в условиях всестороннего сжатия	13
4. Обсуждение результатов	17

Глава 2

ЭФФЕКТИВНОСТЬ ТРЕЩИНООБРАЗОВАНИЯ ПРИ ВЗРЫВЕ В УСЛО- ВИЯХ ВСЕСТОРОННЕГО СЖАТИЯ

1. Определение размеров зоны трещинообразования по динамической прочности породы	23
2. Определение размеров зоны трещинообразования по данным непосредственных измерений	30
3. Номограмма для определения радиуса зоны трещинообразования при внешнем давлении до 500 кгс/см ²	33

Глава 3

ВЫБОР ОСНОВНЫХ ПАРАМЕТРОВ ТОРПЕДИРОВАНИЯ

1. Определение расстояния между смежными скважинами при создании перекрывающихся зон трещинообразования или предварительном щелеобразовании	—
2. Определение расстояния между скважинами при торпедировании с целью охраны выработки	38
3. Экспериментальная проверка метода расчета расстояний между скважинами	43
4. Экспериментальная проверка полученных зависимостей в производственных условиях	44
5. Выбор расстояния между скважинами при торпедировании для передового разупрочнения труднообрушаемой кровли	47
6. Факторы, влияющие на радиальный размер зоны трещинообразования	—
7. Рекомендации по выбору бурового оборудования и инструмента для бурения скважин при передовом торпедировании	49

Глава 4

НЕКОТОРЫЕ СЛЕДСТВИЯ ТОРПЕДИРОВАНИЯ МАССИВА В УСЛО- ВИЯХ ПОВЫШЕННОГО ГОРНОГО ДАВЛЕНИЯ

1. Воздействие волн напряжений на массив в призабойной области —	—
2. О возможности управления напряженным состоянием пласта при торпедировании вмещающих пород	59

Глава 5

ПРЕДВАРИТЕЛЬНОЕ ТОРПЕДИРОВАНИЕ ПОРОД КРОВЛИ ДЛЯ РАЗГРУЗКИ ПОВТОРНО ИСПОЛЪЗУЕМЫХ ВЫЕМОЧНЫХ ВЫРАБОТОК ОТ ПОВЫШЕННОГО ГОРНОГО ДАВЛЕНИЯ 65

Глава 6

МЕТОДЫ БУРЕНИЯ НАПРАВЛЕННЫХ СКВАЖИН ДЛЯ ТОРПЕДИРОВАНИЯ УГОЛЬНЫХ ПЛАСТОВ И ПОРОД КРОВЛИ	70
1. Особенности бурения скважин для торпедирования угольных пластов и пород кровли	-
2. Исследование сил, действующих на элементы конструкции бурового снаряда, с целью выбора его оптимальных конструктивных параметров	72
3. Разработка технических средств и технологии бурения направленных скважин	82
4. Средства ориентирования бурового инструмента в заданном направлении при забуривании	87

Глава 7

ВЛИЯНИЕ НАПРАВЛЕНИЯ ИНИЦИИРОВАНИЯ УДЛИНЕННОГО ЗАРЯДА ВЗРЫВЧАТЫХ ВЕЩЕСТВ НА РАСПРЕДЕЛЕНИЕ НАПРЯЖЕНИЙ В ГОРНОМ МАССИВЕ	91
1. Взаимодействие волн напряжений при различном направлении инициирования зарядов взрывчатых веществ	-
2. Определение величины потоков массовой скорости в зависимости от угла отражения	100
3. Определение характера дробления среды при различных порядках инициирования зарядов взрывчатых веществ	103
4. Исследование влияния направления детонации зарядов ВВ на параметры волн напряжений	113
ЛИТЕРАТУРА	116

СНИЖЕНИЕ НАПРЯЖЕННОСТИ ГОРНОГО МАССИВА С ПОМОЩЬЮ ВЗРЫВОВ

Утверждено к печати Институтом горного дела им. А.А. Скоринского

Редактор издательства Л.Ф. Данкова, Художник И.В. Таланова
Художественный редактор С.А. Литвак, Технический редактор Т.М. Нагишкина
ИБ № 16468

Подписано к печати 10.07.79, Т-13607. Формат 60 х 90 1/16. Бумага офсетная № 1
Усл. печ. л. 7,5. Уч.-изд. л. 7,6. Тираж 1250 экз. Тип. зак365 Цена 1 р. 10 к.

Книга издана офсетным способом

Издательство "Наука", 117864 ГСП-7, Москва В-485, Профсоюзная ул., д. 90;
Ордена Трудового Красного Знамени 1-я типография издательства "Наука",
199034, Ленинград, В-34, 9-я линия, 12

І р. 10 к.