



ГОРАН
ГОРАН

Российская Академия Наук

КОЛЬСКИЙ НАУЧНЫЙ ЦЕНТР

Горный институт

В.А.Фокин

ПРОЕКТИРОВАНИЕ И ПРОИЗВОДСТВО

**БУРОВЗРЫВНЫХ РАБОТ
ПРИ ПОСТАНОВКЕ УСТУПОВ
В КОНЕЧНОЕ ПОЛОЖЕНИЕ
НА ПРЕДЕЛЬНОМ КОНТУРЕ
ГЛУБОКИХ КАРЬЕРОВ**



Апатиты
2004

Российская Академия Наук

КОЛЬСКИЙ НАУЧНЫЙ ЦЕНТР
Горный институт

В.А.Фокин

**ПРОЕКТИРОВАНИЕ
И ПРОИЗВОДСТВО
БУРОВЗРЫВНЫХ РАБОТ
ПРИ ПОСТАНОВКЕ УСТУПОВ
В КОНЕЧНОЕ ПОЛОЖЕНИЕ
НА ПРЕДЕЛЬНОМ КОНТУРЕ
ГЛУБОКИХ КАРЬЕРОВ**

Апатиты
2004

Печатается по постановлению
Президиума Кольского научного центра Российской академии наук

УДК 622.235.62

Фокин В.А.

ПРОЕКТИРОВАНИЕ И ПРОИЗВОДСТВО БУРОВЗРЫВНЫХ РАБОТ ПРИ ПОСТАНОВКЕ УСТУПОВ В КОНЕЧНОЕ ПОЛОЖЕНИЕ НА ПРЕДЕЛЬНОМ КОНТУРЕ ГЛУБОКИХ КАРЬЕРОВ.

— Апатиты: Изд-во Кольского научного центра РАН. 2003. – 231 с

Изложены общие положения по расчету основных параметров действия взрыва в скальных породах, рассмотрены вопросы обеспечения безопасных условий буровзрывных работ, основные положения по их проектированию, производству и контролю, а также результаты опытно-промышленных работ.

Книга предназначена для работников научно-исследовательских и проектных организаций и специалистов горнорудных предприятий.

Ил. – 189, табл. – 9, библиогр. – 59 назв.

Ответственный редактор академик **Н.Н.Мельников**

Рецензенты: докт. техн. наук **А.А.Козырев**, докт. техн. наук **С.П.Решетняк**,
зам. главного инженера по техническому развитию филиала
управляющей организации ЗАО "МХК "ЕвроХим""
Г.Е.Тарасов,
главный горняк филиала управляющей организации
ЗАО "МХК "ЕвроХим"" **М.Б.Тогунов**,
главный инженер рудника "Железный" **А.А.Данилкин**,
зам. главного инженера рудника "Железный" по БВР
Ю.А.Шитов

© В.А.Фокин, 2004

© Горный институт КНЦ РАН, 2004

© Кольский научный центр РАН, 2004

Russian Academy of Sciences

KOLA SCIENCE CENTRE

Mining Institute

V.A.Fokin

**DESIGNING
AND IMPLEMENTATION
OF DRILLING AND BLASTING
OPERATIONS DURING FINAL
SLOPING OF BENCHES
IN DEEP PITS**

Apatity

2004

Published by decision
of the Presidium of the Kola Science Centre Russian Academy of Sciences

UDK 622.235.62

Fokin V.A.

**DESIGNING AND IMPLEMENTATION OF DRILLING AND
BLASTING OPERATIONS DURING FINAL SLOPING OF BENCHES
IN DEEP PITS**

— Apatity, Kola Science Centre RAS. - 2003. — 231 p.

General aspects concerning the calculation of main parameters of explosive action in hard rocks, issues of securing of the drilling and blasting operations safe conditions, basic regulations concerning their planning, implementation and control as well as some results of pilot industrial works have been presented.

The book has been designed especially for professional use of research and planning organizations and the staff of mining companies.

Il. - 189, tabl. - 9, ref. - 59.

Editor-in-chief Acad. **N.N.Melnikov**

Reviewers: on behalf of the Mining institute of the KSC of RAS:

Dr.(eng.) **A.A.Kozyrev**, Dr.(eng.) **S.P.Reshetnyak**,

on behalf of "Kovdor GOK (mining-concentrating integrated works)" joint-stock company:

Deputy chief engineer for technology development of the branch of managing organization "MHK"EuroKhim" joint-stock company **G.E.Tarassov**,

Chief mining expert of the branch of managing organization "MHK"EuroKhim" joint-stock company **M.B.Togunov**,

Chief engineer of "Zhelezny" mine **A.A.Danilkin**,

Deputy chief engineer of "Zhelezny" mine for blasting operations safety **Yu.A.Sheetov**

© Fokin V.A., 2004

© Mining Institute KSC RAS, 2004

© Kola Science Centre RAS, 2004

ПРЕДИСЛОВИЕ

Материальные потребности общества в настоящее время на 75-80% удовлетворяются за счет продукции минерально-сырьевых отраслей народного хозяйства. На обозримую перспективу также не видится сколько-нибудь обнадеживающих радикальных изменений этого соотношения и наиболее вероятно, что эта доля будет только возрастать. Аппаратное обеспечение самых совершенных информационных технологий обеспечивается исключительно продуктами переработки полезных ископаемых. Наиболее развитые государства мира продолжают создавать режим максимального благоприятствования развитию собственной горной промышленности, которая как локомотив тянет за собой объемы общего промышленного производства и способствует росту благосостояния страны.

Более трех четвертей общего объема продукции минерально-сырьевого комплекса производится за счет открытого способа разработки, являющегося на данном уровне развития общества предпочтительным как с позиции экономической эффективности, так и с точки зрения экологической приемлемости. Последнее утверждение становится очевидным, если объемы вредного воздействия на окружающую среду отнести к единице погашаемых геологических запасов полезных ископаемых. При наличии потребности отрасли в определенном объеме продукции горно-промышленного комплекса, если отказаться, например, по экологическим причинам от строительства карьера на конкретном месторождении и ввести в эксплуатацию подземный рудник, то за счет большего уровня потерь и разубоживания полезного ископаемого рудник всегда даст меньший уровень производительности по сравнению с карьером. Следовательно, для покрытия потребности необходимо будет строить дополнительный подземный рудник, а он опять же будет оказывать далеко не благоприятное воздействие на окружающую среду.

Экономическая эффективность открытых горных работ в первую очередь определяется границами карьера, зависящими при отработке наклонных и крутопадающих месторождений от выбранной его глубины и углов наклона предельных бортов. Проблема увеличения углов наклона постоянных бортов всегда актуальна для открытых горных работ, так как неразрывно связана с возможностью радикального сокращения затрат на эксплуатацию месторождения в целом за счет снижения объемов вскрышных работ либо роста доли отработки запасов месторождения открытым способом при экономически приемлемом коэффициенте вскрыши. Ожидаемый результат проводимых с этой целью исследований заключается в создании комплексной наукоемкой технологии формирования предельных бортов карьера с обоснованием их параметров и конструкции, максимально крутых, но устойчивых до конца эксплуатации месторождения.

Увеличению углов наклона бортов придается большое значение, так как каждый градус роста приводит к снижению объема вскрышных пород, извлекаемых из карьера, на 3-4% их общего объема. Поскольку повышение крутизны бортов работающих карьеров может достигать примерно 10° , экономический эффект от реализации этой разработки составит несколько сотен миллионов рублей на каждом карьере. Уменьшение объемов пустых пород, которые необходимо было бы вывезти и разместить в отвалах при существующих углах наклона бортов, для карьера глубиной порядка 500 м составляет около 80 млн м³. При доказанной эффективности

выемки запасов руды под дном карьера глубина открытых горных работ может быть увеличена на несколько десятков и даже сотен метров за счет перехода на более крутые борта.

Среди приоритетных и даже прорывных направлений развития технологий горного дела возможность увеличения крутизны постоянных бортов карьеров является одной из важнейших. Многие мощные российские карьеры имеют углы наклона бортов преимущественно 35-45°, которые в свое время обосновывались плоскостными моделями на основе рекомендаций теории устойчивости сыпучих сред. При этом углы часто ограничивались не их предельной устойчивостью с физической точки зрения, а конструктивными параметрами борта. Лучшие зарубежные публикации в данной области свидетельствуют о своевременности проведения подобных исследований в России.

Реализация идеи повышения крутизны бортов возможна в результате осуществления целого ряда дополнительных мероприятий: приобретение дополнительного специального оборудования, организация новых служб в составе предприятия, перманентный мониторинг состояния уступов и борта в целом, ужесточение технологической дисциплины ведения горных работ в карьере и многие другие (на наш взгляд, например, давно назрел вопрос о внесении в "Единые правила безопасности при разработке месторождений открытым способом" пункта об обязательности применения дистанционного управления буровыми станками, экскавационной техникой и другими машинами, работающими в опасных зонах, т.е. вблизи откосов уступов, формируемых на проектном контуре; кроме того, необходимо создание скейлера с соответствующим рабочим оборудованием для оборки откосов уступов, он также должен иметь дистанционное управление, создание которого для любой из перечисленных машин проблемы не представляет). Однако принципиально неверным было бы считать реализацию предлагаемых мероприятий только дополнительными затратами. По сути, это инвестиции, т.е. вложение денег в проект, внутренняя ставка доходности по которому превышает привлекательность большинства любых других мероприятий по увеличению экономической эффективности работы карьера в целом.

Реализация решений по увеличению угла наклона постоянных бортов карьера возможна лишь при переходе на специальные "щадящие" технологические схемы ведения буровзрывных работ. Их особенностью в том числе является применение в приконтурных зонах взрывных скважин уменьшенного диаметра. Одной из основных задач по сохранению долговременной устойчивости элементов бортов (откосов уступов и бERM) является снижение интенсивности технологических воздействий (взрывных работ) на законтурный массив горных пород.

Настоящая работа посвящена особенностям определения рациональных параметров буровзрывных работ при постановке уступов на проектный контур и обоснованию связанных с этим мероприятий по организации горных работ во время формирования постоянных бортов карьеров. Актуальность представляемой вашему вниманию монографии несомненна, и мы уверены, что она сослужит добрую службу тем читателям, на чье внимание она ориентирована.

Доктор техн. наук С.П.Решетняк



ФОКИН ВИКТОР АЛЕКСЕЕВИЧ

Горный институт КНЦ РАН
старший научный сотрудник
кандидат технических наук

Введение

Отличительной особенностью условий производства буровзрывных работ на предельном контуре карьера является невозможность исправления ошибок, допущенных по тем или иным причинам в процессе проектирования или производства взрывных работ. Если в рабочей зоне еще можно внести те или иные коррективы на каждый последующий взрыв по результатам предыдущего взрыва и при этом все "неудачные" участки могут быть погашены в процессе развития горных работ, то на предельном контуре оставленный после каждого очередного взрыва уступ должен простоять еще несколько лет (а то и десятилетий), не теряя устойчивости и не превращаясь в источник потенциальной опасности обрушения отдельных камней или крупных породных блоков. Отсюда становится очевидным, что в силу невозможности изменить фактические горно-геологические условия массива в сторону его существенного упрочнения основным инструментом в руках производственников остается управление технологией массовой отбойки.

Чтобы полнее представить всю сложность возникающих технологических задач, отметим некоторые из наиболее существенных факторов, определяющих степень устойчивости больших породных обнажений, какими являются отдельные уступы и борт карьера в целом. Во-первых, это структурные особенности массива, которые (в зависимости от ранга структурных ослаблений) определяют степень устойчивости как отдельного породного уступа (или его части), так и целого борта. В зависимости от интенсивности раскрытия естественных трещин, их протяженности и ориентации относительно выработанного пространства карьера, типа и свойств заполнителя вновь образованные породные обнажения могут находиться как в устойчивом (стабильном во времени), так и в неустойчивом, потенциально опасном состоянии, которое либо со временем, либо под влиянием внешних динамических воздействий может реализовываться в отдельный вывал или масштабное обрушение (рис.1).

Во-вторых, это гидрогеология массива. В условиях естественного залегания в массиве образуются устоявшиеся пути миграции воды, к которым массив "адаптировался". В процессе развития горных работ образуются новые выработанные пространства с огромными площадями обнажений ниже уровня дневной поверхности (и, возможно, ниже уровня водоносных горизонтов). Это приводит к изменению естественного поля гидростатического давления и (в силу блочного строения массива) к перераспределению водных потоков в сторону выработанного карьерного пространства (рис.2). С одной стороны, существенно усложняются условия работы в карьере, с другой, происходит

постепенное вымывание заполнителя естественных трещин, создаются дополнительные условия для подвижки отдельных блоков и разупрочнения значительных по размерам участков массива. Кроме того, блочное строение массива и наличие воды при сезонном изменении температуры (от $20-25^{\circ}$ летом до $-30 \dots -40^{\circ}$ зимой) имеют тенденцию к саморазвитию: вода, заполняющая трещины в приповерхностной зоне, при замерзании расширяет существующие трещины, приводит к подвижкам отдельных блоков, но при этом "склеивает" их между собой; при оттаивании такое сцепление исчезает, и потенциальная опасность вывалов и обрушений увеличивается (особенно при наличии существенных техногенных нарушений в пределах образованных породных обнажений).



*Рис. 1. Пример участка обрушения на высоту семи уступов (165 м)**

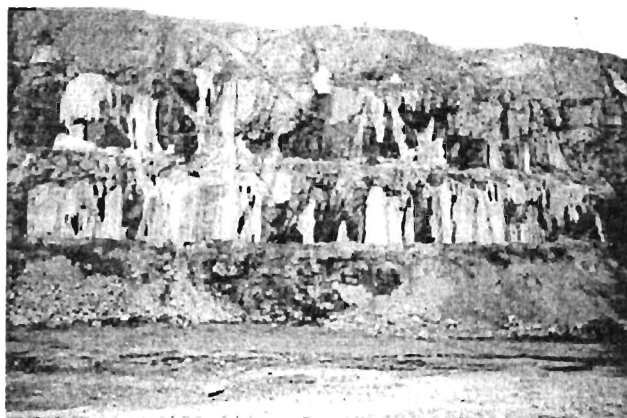


Рис. 2. Общий вид борта в весенний период (образовавшиеся наледи характеризуют места и интенсивность водопритоков)

В-третьих, это внешние динамические воздействия, неизбежно обусловленные производством буровзрывных работ. Отличительной особенностью массовых взрывов в карьерных условиях является их масштабность: как правило, производственники стремятся к тому, чтобы взорвать за один прием как можно больший объем породы с тем, чтобы обеспечить необходимые условия стабильности и ритмичности доставки руды. Поэтому объемы

*Фото из работы Evert Hoek, John Read, Antonio Karzulovic, Zu Yu Chen "Rock slopes in civil and mining engineering".

взрывов могут достигать нескольких десятков тонн ВВ (иногда до 100 т и более). Конечно, существуют и достаточно широко применяются различные методы снижения интенсивности сейсмического воздействия взрыва (например, использование короткозамедленного взрывания, применение различных схем инициирования). Однако при таких масштабах взрывов и регулярности их производства даже указанные методы не могут гарантировать сохранения устойчивости потенциально опасных участков породных обнажений. Это обусловлено способностью массива накапливать незначительные подвижки отдельных блоков при каждом взрыве, что в конечном итоге может привести к вывалу или обрушению. Кроме того, большие объемы взрывания вблизи предельного контура карьера (особенно в сочетании с неблагоприятными структурными условиями) приводят к существенному нарушению сплошности массива, при котором даже предварительное щелеобразование не дает должного результата (рис.3).



Рис.3. Заоткоска в условиях нарушенных пород

Таким образом, даже трех упомянутых выше факторов достаточно, чтобы охарактеризовать всю сложность проектирования буровзрывных работ на предельном контуре карьера.

В общем случае эффективность буровзрывных работ определяется как корректностью используемых методик расчета параметров взрывания при проектировании массовых взрывов, так и техническими возможностями предприятия при реализации принятых

проектных решений. Кроме того, неотъемлемой частью подготовки взрыва является учет фактического состояния отбиваемого и окружающего массива, точность разметки отбойных и контурных скважин, контроль качества бурения и заряжания, анализ результатов взрыва. Очевидно, что для этого должно быть хорошо налажено инженерно-геологическое и маркшейдерское обеспечение проектирования и производства буровзрывных работ. При этом основной целью является создание условий, гарантирующих минимальное техногенное воздействие на окружающий породный массив.

В монографии изложены основные положения и результаты исследований автора в области проектирования буровзрывных работ при постановке на предельном контуре карьера высоких уступов с вертикальными или крутонаклонными откосами. Экспериментальные работы выполнялись на руднике "Железный" ОАО "Ковдорский ГОК" при поддержке и помощи ведущих специалистов этого предприятия (Ф.Б.Кампеля, Г.Е.Тарасова, В.А.Александрова, М.Б.Тогунова, А.А.Данилкина, В.П.Коробова, Ю.А.Шитова, А.А.Сорокина, Б.В.Славского, В.Е.Каиры и др.). которым автор выражает свою искреннюю признательность.

1. КРАТКИЙ ОБЗОР СОСТОЯНИЯ БУРОВЗРЫВНЫХ РАБОТ ПРИ ПОСТАНОВКЕ СКАЛЬНЫХ УСТУПОВ В КОНЕЧНОЕ ПОЛОЖЕНИЕ

При необходимости обеспечения долговременной устойчивости значительных по площади вертикальных или крутонаклонных породных обнажений их формирование осуществляется с обязательным применением контурного взрывания. Это же относится и к постановке скальных уступов в конечное положение.

Наиболее широкое распространение контурное взрывание получило на объектах транспортного, энергетического и гидротехнического строительства, возводимых на дневной поверхности в условиях скальных пород: устройство глубоких котлованов под фундаменты производственных зданий и сооружений, формирование врезок под основание тела плотин и при прокладке транспортных магистралей в горных условиях, проведение каналов и обустройство причальной береговой зоны, заоткоска припортальной части массива при сооружении гидротехнических и транспортных туннелей и многое другое. Ниже приведен краткий обзор состояния буровзрывных работ на дневной поверхности с применением контурного взрывания (материалы изложены по [1.2]).

1.1. Транспортное, энергетическое и гидротехническое строительство

Зарубежный опыт. В 1959-1962 годах в США при строительстве гидроузлов после нескольких неудачных попыток использовать метод сближенных зарядов было разработано и испытано несколько разновидностей контурного взрывания для открытых горных работ. Работы проводились в трещиноватых породах средней крепости (сланцы, известняки, доломиты, $f = 6-8$).

Метод линейного бурения сближенных скважин заключался в бурении на предполагаемой линии отрыва скважин диаметром 70 мм через 10-23 см, что зависит от свойств горной породы. Эти крайне малые расстояния создавали почти сплошную полость. При взрывании зарядов в скважинах рыхления действие взрыва концентрировалось в сторону созданной полости, и отрыв от массива происходил по линии расположения полости. Несмотря на столь малые расстояния между скважинами плоскость борта выемки после взрыва получалась весьма неровной и требовала проведения дополнительной зачистки и оборки. Обычно оконтуривание линейей холостых шпуров в осадочных и некоторых метаморфических горных породах не является таким эффективным, как в изверженных. Следовательно, этот метод дает удовлетворительные результаты только в очень ограниченном диапазоне пород. Поэтому (а также учитывая весьма значительные объемы бурения, дороговизну бурового инструмента и буровых работ) метод линейного бурения сближенных скважин не получил широкого распространения.

В 1960 году был предложен и использован на строительстве ГЭС "Роберт Мозес" (США) метод линейного бурения скважин с зарядами малого веса, который, по мнению фирмы, производившей работы, должен был учесть все недостатки предыдущего метода. Контурные скважины диаметром 70 мм бурили на расстоянии 60 см друг от друга. Заряд динамита помещали в каждую вторую или третью скважину, незаряженные скважины играли роль

направляющих. Патроны ВВ в скважине разделяли забойкой для рассредоточения зарядов по длине. Для возбуждения детонации по всей скважине заряд каждой из них снабжали несколькими (по числу патронов в заряде) капсюлями-детонаторами. Кроме этого, с целью дублирования вдоль скважины прокладывалась нитка детонирующего шнура. Использование этого метода позволило добиться определенного улучшения качества получаемой плоскости отрыва (величина неровностей составляла 15-20 см). Однако оптимальные результаты (отрыв с ровной поверхностью) не были получены или носили случайный характер. Кроме того, применение в одной скважине нескольких детонаторов оказалось слишком дорогим мероприятием по сравнению с полученными результатами. Ни один из двух указанных методов, таким образом, не дал удовлетворительных результатов.

Дальнейшим усовершенствованием метода контурного взрывания на дневной поверхности стало применение в 1961 г. на строительстве ГЭС "Тускарора" (США) при проходке канала в трещиноватых доломитах метода модифицированного амортизационного взрывания. Сущность метода заключалась в бурении на необходимую глубину по предполагаемой линии откола ряда скважин большого диаметра (170-180 мм), расположенных на значительном расстоянии 1.5-2.0 м. Между двумя соседними скважинами бурили 4-5 шпуров малого диаметра (35-50 мм) на равном расстоянии друг от друга на ту же глубину. Эти шпуры заряжали сплошным зарядом ВВ через один, оставленные без заряда шпуры служили в качестве дополнительной свободной поверхности. В скважины большого диаметра вводили рассредоточенный заряд, состоящий из патронов желатин-динамита, и взрывали с помощью детонирующего шнура одновременно с зарядами в шпурах. Патроны в скважинах разделялись забойкой из песка или мелкого гравия. Полученная поверхность стен канала была относительно ровной (величина неровностей скалы после взрыва не превышала 10 см) за исключением участка вокруг полностью заряженных шпуров. Помимо этого, недостатком метода следует считать довольно значительный сейсмический эффект на массив породы из-за большого веса одновременно взрываемого ВВ.

Недостаточно удовлетворительные результаты послужили поводом к созданию специального метода ведения буровзрывных работ, обеспечивающего минимальный сейсмический эффект при получении ровного контура, близкого к проектному очертанию. Этот метод получил в литературе название метода предварительного щелеобразования. Впервые метод был испытан на Люистонской электростанции [3,4], а затем в 1961-1962 гг. применен на строительстве ГЭС в США ("Ниагара", "Тускарора", "Мозес" и др.). Сущность метода предварительного щелеобразования заключается в расположении сближенных шпуров или скважин по проектному контуру выработки и применении зарядов специальных конструкций взрываемых до взрыва внутренних шпуров или скважин, предназначенных для рыхления оконтуренной части горного массива. При этом величина разрыва во времени была практически неограниченна. При взрывании зарядов в оконтуривающих шпурах или скважинах происходит прорастание трещины по линии их расположения. Эта трещина служит затем экраном, препятствующим нарушению законтурного массива действием взрыва зарядов рыхления. С применением этого метода на Ниагарской ГЭС были пройдены два водоподводящих закрытых канала общей длиной 7 км, глубиной 19.2 м и

шириной 13.8 м, а также открытый канал длиной 12.2 км, шириной 14-18 м и глубиной 33 м. Проходка каналов велась в слоистых кристаллических доломитах и известняках. Для образования щели по контуру выработки бурили ряд вертикальных скважин диаметром 63-76 мм на расстоянии 60 см. Заряд скважин представлял собой гирлянду, состоящую из частей патронов 40%-го желатин-динамита длиной 30-100 мм, привязанных к детонирующему шнуру с интервалом 30 см. После опускания гирлянды в скважину последняя заполнялась забоечным материалом. Взрыв серии скважин, пробуренных для образования оконтуривающей щели, производился мгновенно на участке длиной до нескольких сотен метров. Разбуривание массива, заключенного внутри проектного контура канала, осуществлялось после создания по контуру отрезных щелей. После заряжания, взрывания и уборки взорванной породы экскаватором образовавшаяся траншея имела ровные и устойчивые вертикальные стенки. Величина неровностей не превышала 10 см [5]. При этом было достигнуто резкое уменьшение затрат труда и повышение производительности погружного оборудования.

С помощью метода предварительного щелеобразования был сооружен котлован под здание ГЭС "Джон Коллинз Бэнкхед" (США) [6]. Взрывные работы производили в стесненных условиях на участке длиной 53 м, шириной 150 м. Поскольку котлован был расположен в непосредственной близости от плотины, необходимо было предохранить ее от разрушения. Скважины диаметром 114 мм бурили на глубину 33.5 м буровой установкой на гусеничном ходу; максимальное отклонение от заданного направления составляло не более 0.3 м. Скважины бурили с уклоном 1:3 по линии предполагаемого контура через 0.75 м. Патроны диаметром 38 мм и длиной 200 мм из 40%-го динамита привязывали к детонирующему шнуру *PRIMACORD* так, чтобы расстояние между центрами зарядов в скважине составляло 0.41 м. Забойку производили просеянным песком. Все скважины присоединяли к взрывной сети из детонирующего шнура (ДШ), взрыв производили одним капсюлем-детонатором. Максимальные линейные переборы не превышали 30 см, в то время как использование других методов приводило к переборам до 1.8 м, объем оборки сократился приблизительно в 10 раз.

Отечественный опыт. В Советском Союзе метод предварительного щелеобразования впервые начал применяться с конца 1963 г., когда институтом "Гидроспецпроект" совместно с Всесоюзным трестом "Гидроспецстрой" были поставлены эксперименты по отработке параметров метода для конкретных горнотехнических условий на строительстве Красноярской и Вилуйской гидроэлектростанций [7-10]. Всесоюзный трест "Трансвзрывпром" с 1964 г. начал проводить опытные взрывы по испытанию метода при образовании скальных выемок на строительстве подъездных дорог Балхаш-Саянского рудника, при сооружении причалов в порту Находка, при сооружении котлована сложной конфигурации на строительстве Женхегенского карьера и др. [11,12]. Для создания щели по контуру применялись скважины трех различных диаметров: 76, 105 и 150 мм. Расстояния между скважинами принимались разными: 0.5-0.6 м при диаметре 76 мм, 0.8-1.0 м при диаметре 105 мм. Скважины располагали строго по контуру откоса с перебором 1-2 м ниже проектного основания выемки. В нижней части скважины размещался сосредоточенный заряд весом 4-5 кг при скважинах диаметром 76 мм и 8-10 кг

при скважинах диаметром 105 мм. Выше него размещался рассредоточенный заряд из патронов аммонита 6ЖВ диаметром 32 мм и длиной 200 мм, закрепленных на нитке ДШ. Рассредоточенный заряд крепился к деревянной рейке и опускался в скважину так, чтобы патроны располагались по оси скважины, рейка же, обращенная в сторону защитного массива, как бы выполняла роль амортизатора, воспринимая на себя ударное действие взрыва и предохраняя откос от разрушения. Забойкой заполнялась только верхняя часть скважины на глубину 1-2 м. Расстояние между патронами гирлянды принималось от 200 до 750 мм в зависимости от диаметра скважины, крепости породы, расстояния между скважинами и других факторов. Вес заряда на 1 м скважины составлял от 0.4 до 0.8 кг. Вместе с бурением оконтуривающего ряда скважин бурили также скважины, предназначенные для рыхления пород. В первую очередь мгновенно взрывали ряды оконтуривающих скважин, через 50 мс взрывали центральный ряд скважин, расположенный по оси выемки, затем через 25 мс взрывали остальные два ряда скважин, расположенные между оконтуривающими и центральными рядами скважин. Применение этого метода позволило получить более устойчивые откосы и снизить объемы скальных работ на 5-10% за счет увеличения крутизны откосов выемок по сравнению с разработкой обычным способом взрывных работ. Вместе с тем стоимость буровзрывных работ с применением описанной технологии оконтуривания повышается почти в 2 раза по сравнению с обычным способом взрывания. Повышение стоимости вызывается в основном дополнительными расходами на бурение скважин. Однако здесь не учитывается снижение расходов на других операциях.

В 1962-1963 годах на строительстве ГЭС "Орлик" (Чехословакия) при разработке котлована под фундаментную плиту было применено горизонтальное бурение шпуров по нижнему контуру выемки без оставления защитного слоя. После уборки взорванной породы лишь небольшой объем скалы оставалось зачистить вручную. Это была первая попытка использования горизонтального контурного взрывания в гидротехническом строительстве.

На строительстве Красноярской ГЭС котлованы разрабатывались в массиве мелкозернистого гранита IX-X групп, II (преимущественно) и III категорий трещиноватости. Заряды гирляндовой конструкции из патронов ВВ размещались в скважинах диаметром 110 мм, глубина которых составляла в основном 8-10 м. Были опробованы расстояния между скважинами от 0.4 до 0.9 м. Скважины заряжались через одну при расстоянии между ними 0.4 и 0.6 м, поскольку на основе зарубежных данных считалось, что незаряженные скважины также могут направлять щель контурного откола. Линейная плотность контурных зарядов изменялась от 1 до 0.3 кг/м, масса донных зарядов - от 1.8 до 0.8 кг. В контурных зарядах первоначально использовались патроны детонита, имеющие наименьший диаметр в отечественном ассортименте ВВ (24 мм), а затем - патроны аммонита 6ЖВ диаметром 32 мм. Было опробовано одновременное и короткозамедленное (по схеме "через один" с интервалом замедления 10 мс) взрывание ряда контурных зарядов, а также оставление промежутков между патронами ВВ в гирлянде свободными и заполненными песком или водой. Расстояние от контурных до предконтурных зарядов изменялось от 3 до 1.5 м. По результатам опытных работ были рекомендованы для применения расстояние между зарядами $a_k = 0.6$ м и линейная плотность зарядов $p_k = 0.375$ кг/м аммонита

6ЖВ с диаметром патронов 32 мм при гирляндовой конструкции, расстояние от контурных до предконтурных зарядов рыхления 2 м.

На строительстве Вилуйской ГЭС разрабатывались диабазы IX-X групп. Трещиноватость скальных массивов изменялась от категории II до категории IV. Специфическим условием ведения БВР в летние месяцы являлось заполнение скважин водой и ее замерзание. В связи с этим по разрешению Госгортехнадзора зарядание скважин производили сразу после бурения. Контурное взрывание методом предварительного щелеобразования применялось в котлованах траншеи под цементационную галерею водоподводящего канала и здания ГЭС. Высота уступа в траншее 4-6 м, в других котлованах 8-12 м. В некоторых случаях уступы имели большую высоту, достигая местами 23 м. Бурение контурных скважин велось станками с диаметром коронок 105 мм. Для определения оптимальной линейной плотности контурных зарядов они формировались в виде гирлянд, в которых к двум нитям детонирующего шнура с разрывом 20-25 см подвязывались по 3, 2, 1 и 0.5 200-граммовых патрона аммонита 6ЖВ диаметром 32 мм. Оказалось, что связки трех и двух патронов образуют не щель, а траншею с неровными стенками. Заряды из половин патронов образовывали волосную щель. Необходимые результаты были получены при взрывании гирлянд из одиночных патронов с промежутками между ними 20 см, равными длине патрона, при линейной плотности зарядов $p_k = 0.5$ кг/м. На высоких уступах в их нижней части расстояние между контурными скважинами колебалось от 0.2 до 1.8 м в результате расхождения скважин (бурение велось без рам). По результатам анализа неровности контурных стенок из условия максимальной неровности ± 15 см было рекомендовано расстояние между зарядами $a_k = 0.6$ м. Были рекомендованы также донные заряды массой 0.4 кг, расстояние между контурными и предконтурными зарядами рыхления $W_k = 1.0-1.5$ м, минимальный интервал замедления между взрывом контурных и предконтурных зарядов 25 мс и ограничение высоты уступа 10-12 м для уменьшения расхождения скважин.

На строительстве Чиркейской ГЭС были получены контурные стенки большой высоты и высокого качества. Этому способствовали как благоприятные геологические условия (известняки VII-VIII групп, массив II категории трещиноватости при господствующих горизонтальном и вертикальном направлениях трещин), так и применение направляющих рам для установки буровых станков. Оптимальные параметры контурного взрывания методом предварительного щелеобразования на данном объекте, установленные опытным путем, составляли: расстояние между зарядами $a_k = 0.8$ м, линейная плотность зарядов в их основной части $p_k = 0.5$ кг/м, в верхней части длиной 3 м $= 0.25$ кг/м.

На строительстве Серебрянской ГЭС-1 работы велись в гранитах IX группы II и III категорий трещиноватости. Бурение контурных скважин производилось станками, установленными на рамы. Основной объем контурного взрывания проведен в подводшем канале, на пристанционной площадке и на участке турбинных водоводов. В котловане подводщего канала при глубине контурных скважин 11.5-12.5 м линейная плотность зарядов составляла 0.5 кг/м, длина забойки 3 м, расстояние от контурных до предконтурных зарядов рыхления до 2.3 м, масса донного заряда 3.2 кг. Расстояние между зарядами изменялось от 0.6 до 1 м. Направление господствующей системы трещин на этом участке массива и контурной плоскости совпадало. Средняя неровность контурных стенок $h_{cp} = \pm 15$ см отмечена

при расстоянии между зарядами $a_k = 0.95$ м. Оптимальной оказалась забойка длиной 2.0-2.5 м, при которой раскрытие контурной щели по верху уменьшалось до 2-3 см без заметного выброса грунта. При меньшей длине забойки вдоль щели на открытой поверхности наблюдались откольные явления. Понижение линейной плотности зарядов до 0.4 кг/м приводило к некоторому уменьшению раскрытия щели, однако качество стенки при этом было хорошим.

На строительстве Днестровской ГЭС на участке здания ГЭС производился взрыв с использованием метода предварительного щелеобразования. Грунт был представлен песчаником VII группы II категории трещиноватости, прикрытым сверху слоем алевролита мощностью 2.0-2.5 м с горизонтальным напластованием без цементирующих пропластков. Контурные скважины диаметром 105 мм бурились под углом 81° к горизонту станком НКР-100М, установленным на буровой раме, со средним расстоянием друг от друга 0.7 м. Для проверки возможности увеличения расстояния между зарядами часть из 117 пробуренных скважин заряжалась с линейной плотностью 0.5 кг/м, а другая часть - с плотностью 1.0 кг/м, но через одну скважину, т.е. расстояние между зарядами здесь составляло в среднем 1.4 м. В контурных зарядах использовали патроны аммонита 6ЖВ диаметром 32 мм. Длина забойки составляла 2 м, масса донного заряда 0.75 кг. Заряды рыхления состояли из алюмотола и граммонита 79/21. Предконтурный ряд зарядов рыхления взрывался через 100 мс после контурного. В результате взрыва на поверхности уступа появились трещины заколов, распространявшиеся на 3-7 м при ширине раскрытия 1-5 см. В верхнем слое алевролита отпечатков контурных скважин не осталось, и отдельности скального массива здесь были смещены в сторону ядра котлована на 10-40 см. Ниже в песчанике получена контурная стенка хорошего или удовлетворительного качества в диапазоне расстояний, $a_k = 0.5$ -1.6 м. При этом на участке с линейной плотностью заряда $p_k = 1$ кг/м отмечено 68% отпечатков скважин (с отдельными трещинами на них) по сравнению с 81% при $p_k = 0.5$ кг/м.

При строительстве Ташкумырской ГЭС на участках выходного портала строительного туннеля и котлована основных сооружений был применен метод последующего оконтуривания. Грунт основания, представленный песчаником с прослоями алевролитов, относится к VI-VII группам. Массив мелкоблочный и по трещиноватости соответствует I-II категориям трещиноватости. Контурные заряды размещались в скважинах того же диаметра, что и заряды рыхления (0.15 м) и формировались из патронов аммонита 6ЖВ диаметром 90 мм, длиной 0.5 м и массой 3.25 кг с осевыми воздушными промежутками длиной 0.5 м. В одном случае из-за малой глубины скважин были применены сплошные заряды из таких патронов. Контурные заряды размещались в вертикальных скважинах. Для получения проектного откоса котлована в зависимости от крутизны использовались от одного до трех рядов контурных зарядов. Расстояние между контурными зарядами составляло 2 м при однорядном расположении и 3 м - при двух-трехрядном, расстояние от контурных зарядов до зарядов рыхления составляло 3.5-5.0 м и увеличивалось с ростом высоты уступа. По борту котлованов между их проектным откосом и рядом контурных зарядов оставался охранный целик мощностью 4-5 м по верху уступа и 1.0-1.5 м по низу. В зарядах рыхления использовался граммонит 30/70. Контурные заряды взрывались порядно через 50-100 мс после взрыва последнего ряда зарядов рыхления. В результате взрывов и последующей уборки разрыхленного грунта

получены откосы котлована достаточной устойчивости в проектном положении. На участке взрыва в районе выходного портала строительного туннеля в зоне крупных тектонических трещин были получены переборы грунта по сравнению с проектным положением борта.

Как видно из приведенных примеров, общим для всех работ является стремление к рассредоточению заряда по длине с оставлением кольцевого зазора по диаметру и к использованию возможно меньшего диаметра заряда и скважины (в энергетическом, транспортном и гидротехническом строительстве диаметр скважин, как правило, не превышает 105-150 мм).

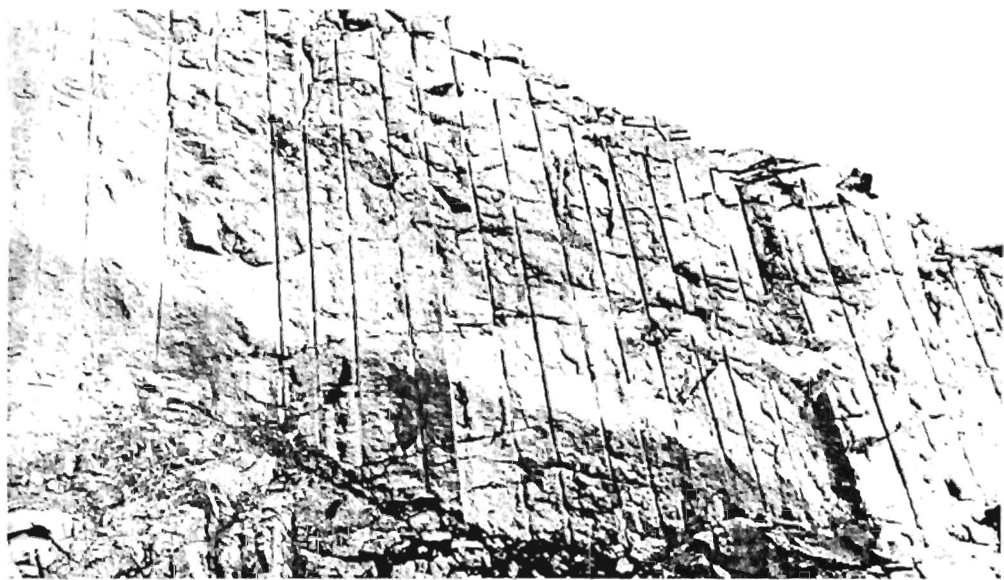


Рис.1.1.1. Вид борта канала

На рисунках 1.1.1-1.1.3 приведены примеры постановки уступов в различных условиях с использованием метода контурного взрывания. Хорошо видно, что применение контурных скважин малого диаметра обеспечивает высокое качество заоткоски не только в условиях достаточно монолитных пород, но и в блочных массивах. При этом высота сформированных породных обнажений может достигать нескольких десятков метров.

1.2. Карьерные условия

Зарубежный опыт. Характерным примером пересмотра технической политики в отношении использования метода контурного взрывания в карьерных условиях является опыт развития работ рудника ЕКАТІ по добыче алмазов [13]. Рудник расположен примерно в 300 км северо-восточнее от Yellowknife, NWT, Канада (рис.1.2.1). Из-за большой удаленности доступ к нему осуществляется только по воздуху или зимой по дороге по льду в течение 6-10 недель примерно с конца января до конца марта.



Рис.1.1.2. Постановка уступа в блочном массиве (заимствовано из <http://users.vnet.net/lansford/a10/page172.shtml>)

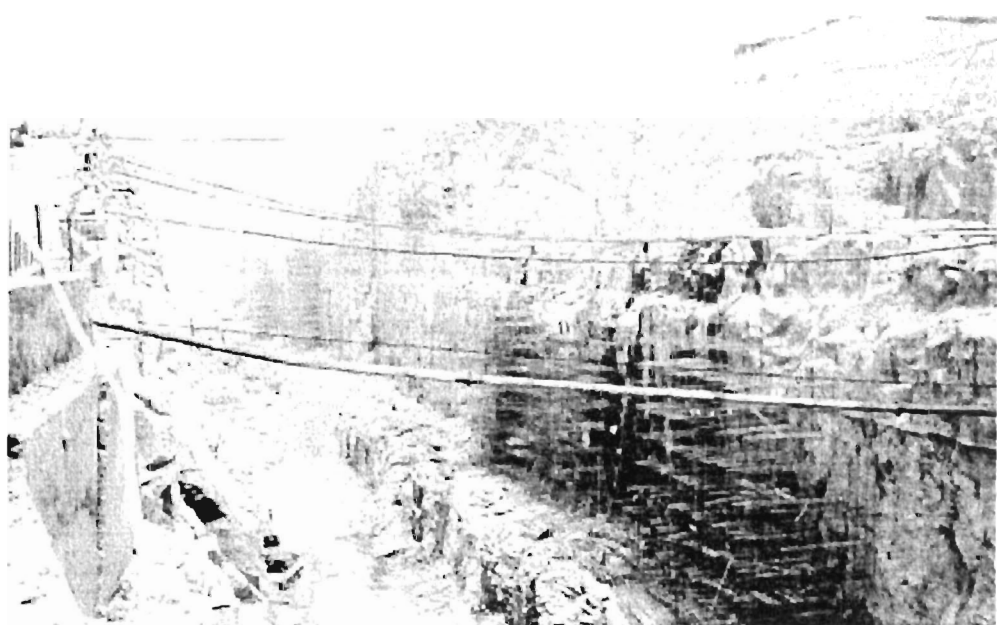


Рис.1.1.3. Постановка высоких уступов в ущелье (http://civcal.media.hku.hk/threegorges/construction/stage2/_stage13.htm)

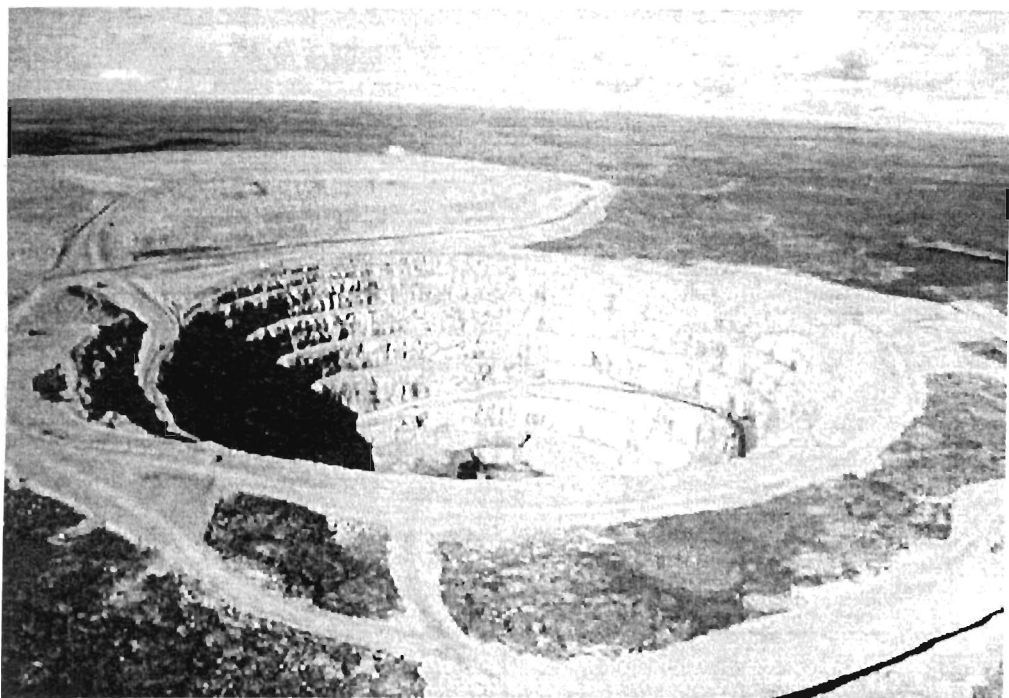


Рис.1.2.1. Карьер "Panda" <http://ekati.bhpbilliton.com/index.asp>

Важность контурного взрывания для рудника может быть сгруппирована в три основных момента:

1. *Безопасность персонала и оборудования* - наиболее важный аспект для компании ВНР, осуществляющей все техническое планирование. На безопасность может влиять чрезмерное разрушение верхней бровки уступа, которое может вызвать опасные вывалы породы. Кроме того, из-за переборов породы в глубь массива и грубой линии бровки уступа бермы могут быть несколько уже по сравнению с проектными и впоследствии недостаточными для задержания вывалов разрыхленной породы сверху (рис.1.2.2).

2. *Обеспечение долговременной устойчивости бортов карьера*. Качество контурного взрывания может влиять на работу как за счет обрушений породы в пределах одного уступа, что может снизить добычу руды и сократить график работ на несколько дней, так и за счет обрушения нескольких уступов, что может создать многомесячное отставание в добыче руды и привести к затратам в несколько миллионов долларов на восстановительные работы.

3. *Меньшие общие углы откоса уступа и борта карьера*. Если перебор породы в глубь массива происходит позади линии подошвы уступа, то это может привести к необходимости его искусственного поддержания с помощью металлических и канатных штанг, которое обходится очень дорого как с точки зрения затрат, так и с точки зрения замедления темпов добычи руды. Дополнительно это может потребовать некупаемых затрат на вскрышу, чтобы получить доступ к окупаемой кимберлитовой руде. Простой пример: небольшая трубка, 1.0 карата на тонну, 500000 т на уступ на дне карьера (около 50 дней добычи), стоимость одного карата равна 130 долларов США. Изменение общего угла стенки

(откоса уступа) лишь на 3° (за счет переборов в глубь массива либо из-за проблем в подошве уступа) в маленьком карьере приведет к потере рудником стоимости руды двух откосов на дне карьера, что составит 130 млн долларов США. В более крупном или более глубоком карьере эта величина легко удвоится.

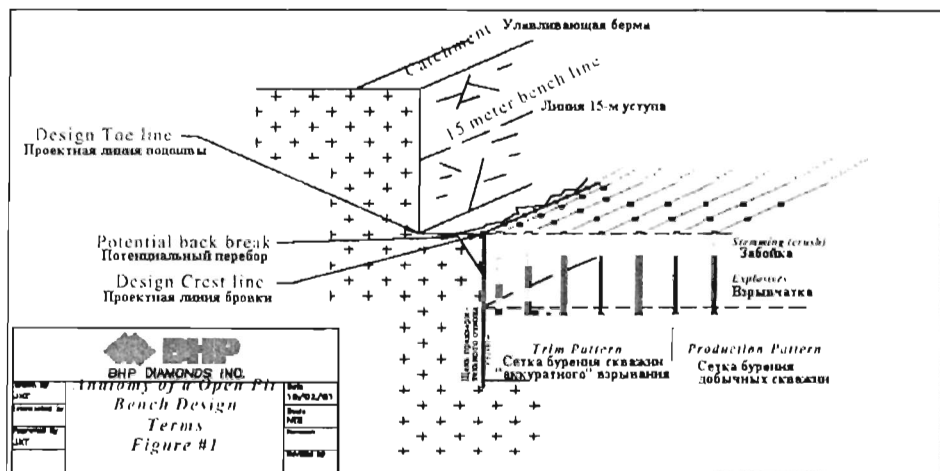


Рис. 1.2.2. Пояснительная схема

Первая трубка, которую намеревались разрабатывать открытым способом, была трубка "Panda", где предварительные вскрышные работы начались весной 1997 г. Добыча руды из карьера началась в октябре 1998 г. Карьер имеет ожидаемую глубину 315 м с шириной по верху 600 м, что дает в результате общий угол наклона борта 50° в пределах всего карьера. Одобренный проект разработки карьера "Panda" включал 15-метровые сдвоенные уступы (30-метровые откосы уступа) с 11-метровыми бермами с валом рыхлой породы высотой 1 м на краю. Позже потребовалось сделать этот вал более безопасным, поэтому был спрофилирован обратный уклон берм для того, чтобы повысить сопротивление скатыванию.

Вмещающие породы в области трубки представляют собой достаточно крепкие (~ 159 МПа или $f = 16$ по шкале М.М.Протождяконова), относительно невыветрелые биотитовые граниты, возраст которых составляет примерно 2.2 млрд лет. В течение этого времени структурная провинция Slave испытала много периодов напряжений и деформаций, которые сформировали несколько породных образований и ориентацию нарушений сплошности таких, как трещины, дайки и разломы в пределах гранита. Геология является основным фактором, влияющим на бортовые условия, которыми горный рабочий управлять не может. Так как гранит очень крепкая порода, основными проблемами, связанными с устойчивостью, являются ориентация и фактическая прочность неоднородности (трещины, разлома и интродуцированной дайки) на месте залегания. До начала разработок были собраны геотехнические данные о прочности и условиях размещения трещин и зон разлома путем использования методов ориентированного кернового бурения, что позволяет провести измерения истинной ориентации и падения структурного нарушения к горизонтالي в градусах. В каждой трещине, системе трещин и зоне разлома были проведены измерения, причем была дана оценка прочностным факторам в пределах керна. По этим данным с помощью

статистики оценили информацию для каждого борта и была определена вероятность углов устойчивого борта для различных секторов карьера.

Во время предварительных вскрышных работ для бурения схемы расположения взрывных шпуров использовали буровой станок *"Ingersoll-Rand DM-45"*, с помощью которого бурили скважины диаметром 6.5 дюйма (165 мм) и буровой станок *"Ingersoll-Rand DM-MC"*, с помощью которого бурили скважины диаметром $10\frac{5}{8}$ дюйма (270 мм). Эти скважины заряжали *DYNOFLO Lite* (70% эмульсии и 30% нитрата аммония и жидкого топлива, *ANFO*), чтобы увеличить водоустойчивость. Первые результаты показали проникновение и открытие трещин и разломов в нетронутом массиве на расстоянии до 50 м от системы расположения скважин. Несмотря на то, что "аккуратное взрывание" (*trim blasting*) вблизи конечного положения откосов уступа немного ограничивало степень разрушения от взрыва, конечные откосы уступов показывают, что трещины определяли появление и общую локальную ориентацию стенки. Степень дробления в результате этих взрывов была в основном хорошей и обеспечивала соответствующую добычу.

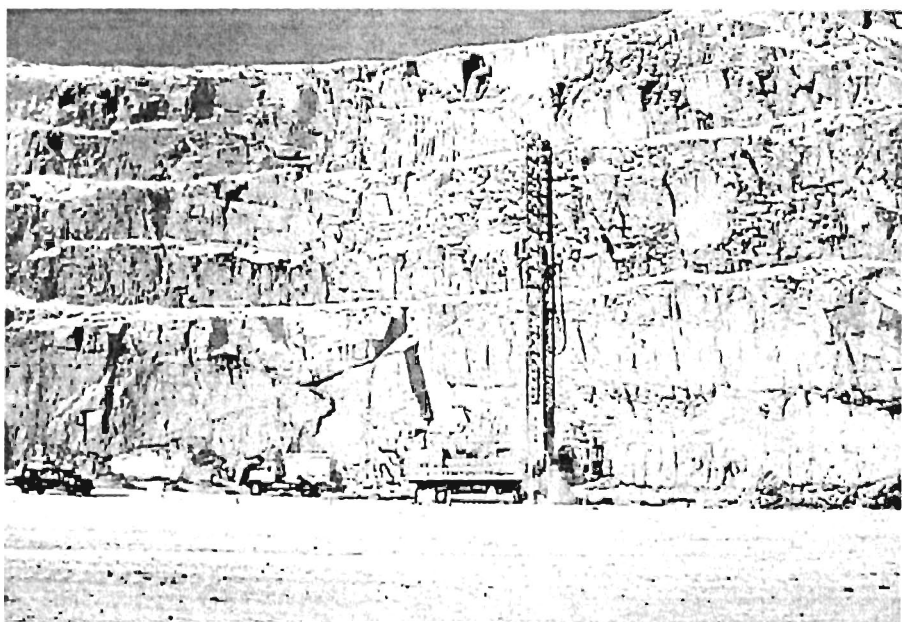


Рис.1.2.3. Общий вид станка *"Driltech D90KS"*

Весной 1998 г. компания ВПР ввезла два буровых станка *"Tamrock D90KS"* (рис.1.2.3) для бурения скважин диаметром $12\frac{1}{4}$ дюйма (311 мм). Эти станки обеспечили нормальную глубину бурения 16.5 м (глубина уступа 15 м плюс 1.5 м перебура, что позволяет делать поправки в подошве уступа). В общем случае больший диаметр скважины допускает большие расстояния в сетке расположения скважин, в результате чего снижается их количество и увеличивается производительность бурения. Однако после нескольких месяцев добычи возник ряд проблем: вертикальное изменение степени дробления в отбитой руде и еще ряд признаков показали проникновение продуктов детонации на удалении до 125 м от производственного взрыва в нетронутом массиве. Было

предпринято несколько попыток произвести взрывы методом "аккуратного взрывания", применяя различные удельные расходы и сетки бурения предконтурных рядов скважин. Тем не менее в большинстве случаев результаты показывали, что ударные волны и давление продуктов детонации от добычных и даже от рядов предконтурных скважин постоянно повреждали конечную стенку (рис.1.2.4). Эта фотография, снятая после окончательной уборки породы с помощью экскаватора "Demag", показывает результаты "аккуратного взрывания" скважинами большого диаметра на восточном борту карьера "Panda".

В центре фото находится улавливающая берма и верхний обнаженный 15-метровый уступ. Отсутствие половины отпечатков (одна половина скважины слева оставлена после хорошего контрольного взрыва) означает неспособность метода "аккуратного взрывания" защитить находящуюся позади стенку (откос формируемого уступа) от вибрации и проникновения продуктов детонации. На этой фотографии хорошо видно, что структуры трещин и разломов определяют общую ориентацию и вид поверхности конечной стенки.



Рис.1.2.4. Результаты выравнивающего взрывания скважинами большого диаметра

Следующая попытка была сделана с применением предварительного щелеобразования и использованием скважин большого диаметра ($12\frac{5}{8}$ дюйма или 320 мм). Были проведены бесчисленные попытки с различным количеством заряжаемой взрывчатки, расстоянием между скважинами, с забойкой и без забойки.

Некоторый успех был виден вдоль борта там, где плоскость главной трещины была субпараллельна ориентации скважины. Однако там, где трещины имели наклон 15-30° от линии конечного положения стенки или где присутствовали большие и слабые (по сцеплению) главные трещины, взрыв обычно происходил вдоль этих поверхностей вместо создания поверхности новой трещины для конечной стенки.

Несмотря на то, что использование скважин большого диаметра для предварительного щелеобразования показывало некоторое улучшение, развивались новые непредвиденные проблемы:

а) в скважине длиной 16.5 м и диаметром 12¼ дюйма (320 мм) примерно 60-90 кг эмульсии заполняло нижнюю часть скважины (что составляет примерно лишь 1 м колонки взрывчатого вещества на дне скважины). При пересечении неглубоко падающей структуры обычно происходит прерывание эффекта предварительного щелеобразования на ½-¾ колонки. Эта проблема показала необходимость в полностью распределенном по длине скважины заряде;

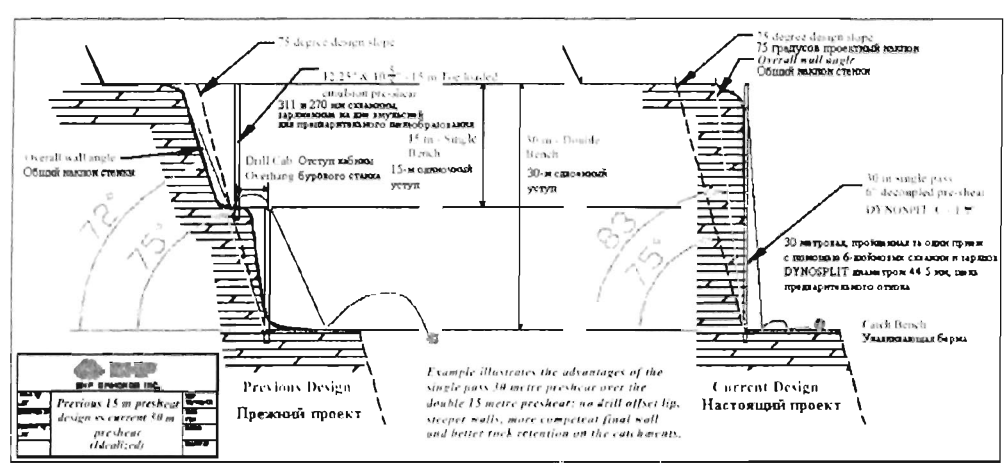


Рис. 1.2.5. Пояснительная схема

б) буровые станки D90KS имели кабину и защитную решетку крыши, которые давали возможность буровому станку подойти на втором уступе на 4-5 м к откосу сформированного выше уступа. Это создавало выступ в результате бурения на уровне середины высокой стенки, что быстро приводило к новым потенциальным проблемам. Этот выступ определенно был бы дополнительным источником выкрашивающейся породы, особенно во время весенних и осенних циклов замерзания и оттаивания, и этот выступ мог бы действовать как платформа, которая бы отражала падающие осколки мимо бермы вниз, в рабочие участки карьера или транспортные уклоны карьера (рис. 1.2.5).

На основании результатов оценки всех предыдущих взрывов и возникших в результате этой оценки проблем был составлен список необходимых мероприятий по улучшению работы:

повысить безопасность операторов как экскаватора "Demag" во время оборки породы с откоса, так и бурильщиков при нахождении в условиях высокой стенки на линии предварительного щелеобразования на середине уступа;

полностью распределить заряд взрывчатого вещества по всей длине скважины, чтобы обеспечить одинаковое давление по всей зоне (это предотвратило бы сколы в зоне предварительного щелеобразования, как было замечено ранее в заряженных наполовину скважинах большого диаметра);

использовать радиальный воздушный зазор вокруг заряда, чтобы уменьшить эффект расширения существующих трещин от воздействия продуктов детонации и снизить их давление.

уменьшить размеры или полностью убрать выступ, который образуется во время второго формирования щели предварительного откола на середине уступа;

бурить до проектной отметки подошвы, чтобы ограничить переборы и создать проектные контуры.

С целью удовлетворения требований этих сложных задач был использован буровой станок *"Ingersoll-Rand DM-45"* для бурения скважин диаметром 6.5 дюйма (165 мм) с тем, чтобы проверить и оценить преимущества предварительного щелеобразования при меньшем диаметре скважин. После внесения изменений в выбираемые параметры взрывчатых веществ, получаемых от поставщиков (переход к эмульсионному продукту), изготовления и полигонного испытания 5-дюймовых (127 мм) оболочек с эмульсией была начата фактическая отбойка с предварительным щелеобразованием. В течение этого времени модификации площадки основания D90KS позволили разместить буровой станок ближе к рабочему борту карьера и уменьшить ширину отступа до 2.0-2.5 м.

На рисунке 1.2.6 показаны первые 30 м опытного участка предварительного щелеобразования. Этот снимок сделан приблизительно под местом снимка 1.2.4. На фотографии ясно видны отпечатки контурных скважин в верхней части поверхности в пределах 3-метровой зоны бровки уступа. Трещины и разломы в пределах конечной стенки остаются плотно сомкнутыми и препятствуют проникновению воды и возникновению ледовых вкраплений. Самая верхняя 3-метровая часть уступа остается все еще поврежденной.

По истечении еще нескольких месяцев экспериментальных оценок уменьшенный диаметр предварительного щелеобразования показал самое большое улучшение условий для формирования отколов уступа, так же как и максимальную гибкость и возможность удовлетворения всех требований. Весной 1999 г. ВНР поставила дополнительный буровой станок *"Tamrock - D245"* с диаметром бурения 6.5 дюйма (165 мм) до глубины 45 м.

Конечные результаты программы испытаний предварительного щелеобразования:

1. Создано изделие *DYNOSPLIT C-1^{3/4}* дюйма (44.5 мм) - водно-гелевое ВВ, упакованное в длинные пластиковые оболочки малого диаметра со встроенным детонирующим шнуром;

2. Применение *DYNOSPLIT C-1^{3/4}* дюйма (44.5 мм) в скважинах 6.5 дюйма (165 мм) позволяет полностью распределить заряд по длине скважины и оставить радиальный воздушный зазор;

3. Остальные проблемы решились путем бурения полных 30-метровых скважин предварительного щелеобразования вместо двух скважин по 15 м; очевидные преимущества - лучшая проработка, соблюдение проектного контура, ликвидация промежуточного выступа;



Рис.1.2.6. Вид первых 30 метров предварительного щелеобразования

4. Повышена безопасность (оператор бурового станка при бурении скважин предварительного откола работает обычно вдали от борта, на кромке проектируемой бермы; взрывники не заряжают скважин предварительного откола непосредственно ниже верхней 15-метровой отрезной щели). Расползания, происходящие весной и во время циклов замораживания-таяния, уменьшаются вследствие ликвидации промежуточного выступа как одного из источников осыпающегося материала. Ниже бровки уступа стена и ее стыки значительно медленнее расползаются, так как количество поступающей воды уменьшается, и воздействие замерзающих трещин во время циклов замораживания-таяния пропорционально ослабляется;

5. Обрушение уменьшается или в большинстве случаев полностью исчезает, устраняется надобность в оборке откоса с помощью экскаватора "Demag", так как порода падает с линии щели предварительного откола, как только эта линия приближается по мере работы экскаватора. В результате значительно возрастает производительность экскаватора (раньше за смену могли затратить значительную часть времени, чтобы соскрести и подобрать навал

породы и выступы). Отмечается также значительное сокращение износа ковша и другого оборудования, соприкасающегося с породой, особенно в зимнее время, когда экстремальный холод делает металл очень хрупким. Нахождение экскаватора "Demag" вдали от участка обрушения улучшает условия и повышает общую устойчивость высокого откоса. Экскаватор имеет усилие подачи, эквивалентное силе отрыва породы 250 т; он может снимать слои крепкой породы, поднимая небольшие пласты гранита вдоль горизонтальной трещины. Это в конечном итоге ослабляет откос из-за уменьшения общего угла его наклона и расширения поверхности соседних трещин, что способствует доступу воды и в конце концов к обрушению льда весной и в сезон обвалов.

Однако эти радикальные улучшения приводят и к некоторым издержкам. Изделие DYNOSPLIT - это очень специфическое и дорогое ВВ и изготавливается только на единственном заводе в Северной Америке. Ящики с ВВ доставляются морем в *Yellowknife*, а затем воздушным путем на рудник. Каждая скважина вмещает два полных 25-килограммовых ящика, и требуется по меньшей мере два взрывника, чтобы загрузить изделие в скважины предварительного щелеобразования. К стоимости этих работ нужно прибавить еще стоимость бурения скважин. Скважины (каждая глубиной примерно 31.5 м при расстоянии друг от друга 1.5-2.0 м) расположены по всему периметру карьера. Обычно буровым станком *D245* можно пробурить 6 скважин за смену, что может привести к дополнительным проблемам в связи с изменением графика работ. Если предварительное оконтуривание откладывается из-за неоконченного или повторного бурения скважин в случае обрушения пород, то откладывается и добычный взрыв, необходимый для поддержания отработки нарезных блоков в карьере.

Алмазный рудник ЕКАТИ продолжает оценивать результаты программы предварительного щелеобразования на основе метода "взрыв за взрывом". Изменение расстояния между контурными скважинами от уступа к уступу - случай, который приводит к улучшениям в причиняющих беспокойство секторах карьера. Группа геологов и инженеров ЕКАТИ продолжает работы по оценке и оптимизации программы контроля за управляемым контурным взрыванием на руднике. Приобретенный за 2 года опыт уже приносит дивиденды от предварительного щелеобразования на разработке двух новейших предприятий - карьеров *Koala* и *Misery*.

Еще один пример пересмотра технической политики, обусловленного необходимостью укрупнения бортов карьера, представлен в работах [14,15]. Медный карьер "*Chuquicamata*" (Чили) расположен на отметке 2800 м над ур. моря (рис.1.2.7).

В течение многих лет открытые горные предприятия искали возможность увеличения угла наклонов бортов карьеров с целью уменьшения количества вскрыши, которую они должны удалить через какое-то время. Но сомнения относительно последствий влияния такого шага на устойчивость уступов и безопасность вынудило их отклониться от принятых промышленных норм. Сегодня эти сомнения отменяются, и на все большем количестве карьеров, особенно в Южной Америке, доказано, что более крутые борта позволят экономить значительные суммы денег, не снижая устойчивости уступов или безопасность работ.

Большое количество пустых пород, которые обычно убираются, чтобы добраться к металлическим рудным или неметаллическим полезным

ископаемым, является экономическим основанием любого бурения. Различие между каменоломнями и карьерами - геологические условия и характеристики взорванного материала. Принимая во внимание, что большинство породы, поставляемой карьерами на фабрику дробления и грохочения, имеет различное качество, открытые горные работы должны поставлять руду настолько чистую, насколько это возможно. Требование к качеству дробления пустых пород элементарное: оно должно просто обеспечить погрузку и доставку пород на отвал. С другой стороны, хорошее дробление взорванной руды приводит к существенной экономии общей стоимости процесса обогащения руды.

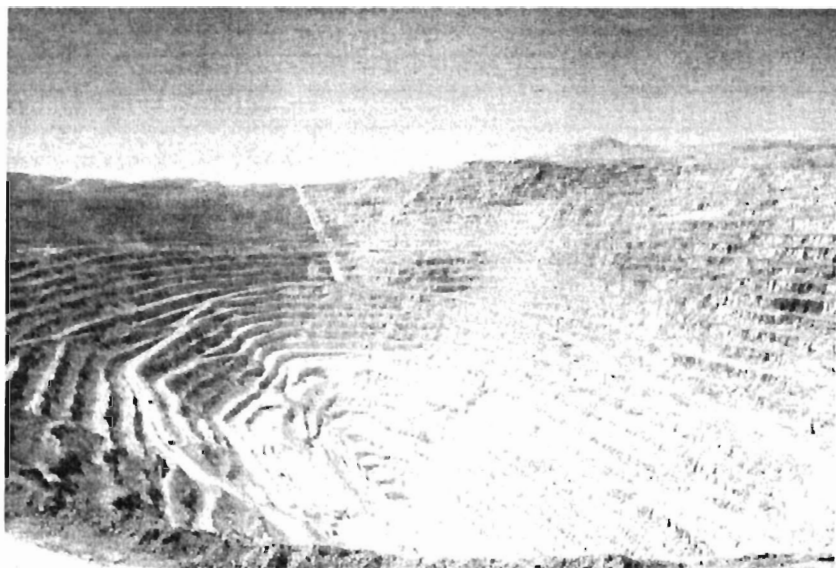


Рис.1.2.7. Карьер "Chiquicamata" - самый большой в мире по добыче металлических руд

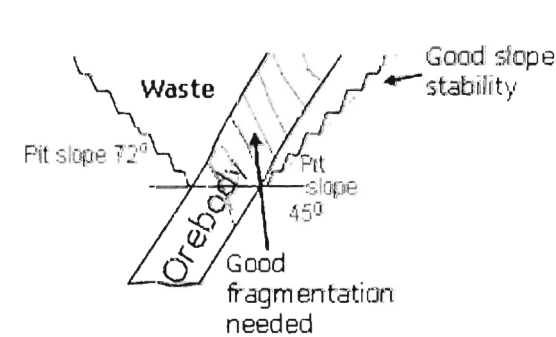


Рис.1.2.8. Принципиальное поперечное сечение карьера

Поскольку никакие рудные тела не имеют совершенную коническую форму, соответствующую геометрии карьера, большое количество пустых пород обычно должно быть удалено и от висячего бока и от лежащего, чтобы обеспечить доступ к руде (рис.1.2.8). Отношение вскрыша-руда увеличивается, поскольку карьер становится более глубоким. В конечном счете по экономическим причинам карьер будет

заброшен или будет принята подземная разработка. Поэтому, не подвергая опасности устойчивость, стоит держать угол наклона бортов карьера настолько крутым, насколько возможно, чтобы таким образом поддерживать вскрышу на минимуме.

Повышенное внимание уделяется созданию крутых, устойчивых и безопасных наклонных уступов без риска камнепада. И недавний опыт показал, что применяя предварительное щелеобразование и ограничивая взрывание в зоне, наиболее близкой к конечному контуру карьера, можно получить большую экономию. Типичный пример - огромный карьер "Chuquicamata". На руднике приблизительно 8 км длиной, 2.5 км шириной и 750 м глубиной внедрили бурение погружным пневмоударником наклонных скважин для предварительного щелеобразования, используя буровой станок ROC L8 на гусеничном ходу, с двумя рядами отбойных скважин 6.5 дюйма диаметром, чтобы уменьшить количество взрывчатых веществ вблизи откоса уступа (рис.1.2.9 показывает типичное расположение сетки бурения).

Используя геометрию карьера Chuquicamata, каждый градус, на который наклоняется борт, соответствует расположенным уступами 150 млн м³ скалы - огромные потенциальные запасы (по этой же причине самый большой в мире карьер "Мурунтау" в Узбекистане внедрил ROC L8 как часть плана увеличения глубины карьера до 1180 м).

Традиционно преобладающим методом при открытой разработке было вращательное бурение скважин большого диаметра - от 250 до 400 мм (5^{3/4}-9^{7/8} дюйма). Без сомнения, это подразумевает низкую стоимость бурения, но игнорирует расходы на создание дополнительной вскрыши и менее благоприятное дробление. Обзор 36 открытых горных предприятий в Чили, использующих диаметр скважин между 75 и 345 мм (3-13^{1/2} дюйма), подтверждает, что диаметр более 200 мм (8 дюймов) не дает никакой существенной экономии в общем расходе бурения на тонну. Это означает, что расстояние между рядами и расстояние между скважинами в ряду не могут быть увеличены неограниченно. Важной причиной, чтобы заменять вращательное бурение другими методами, типа погружных пневмоударников, является жесткость тяжелых штанг вращательных буровых установок, которые подходят для широких вертикальных уступов и бурения только с одной штангой (рис.1.2.10 показывает основное различие между использованием станков с погружным пневмоударником и станков вращательного бурения). Наклонные скважины, более высокие и более узкие уступы вносят вклад в укрупнение борта карьера и уменьшение вскрыши, которая должна быть извлечена.

Аналогичные технические решения используются и на руднике "Aitik" в Швеции (рис.1.2.11) - на обычных рабочих блоках применяется так называемое модифицированное взрывание: основная часть блока обуривается скважинами диаметром 12^{1/4} дюйма (311 мм), а предконтурная часть - двумя рядами скважин уменьшенного диаметра - 5 и 6 дюймов (127 и 152 мм). При этом сетка бурения скважин диаметром 311 мм составляет 8×10 м, скважин диаметром 152 мм - 5×6 м, скважин диаметром 127 мм - 4×4.5 м. Иницирование осуществляется системой Nonel.

Необходимо отметить следующее: использование буферного слоя, отрабатываемого скважинами уменьшенного диаметра, обеспечивает долговременную устойчивость откосов рабочих уступов даже без применения контурного взрывания. Это даст возможность оперативно управлять горными

*Информация получена от работников ОАО "Ковдорский ГОК", посетивших рудник "Aitik".

работами, оставляя отдельные участки карьера в нерабочем положении на протяжении достаточно длительного времени. На предельном контуре карьера постановка уступов в конечное положение осуществляется с применением предварительного щелеобразования. Таким образом, зарубежный опыт достаточно наглядно подтверждает необходимость пересмотра технической политики в отношении использования метода контурного взрывания в карьерных условиях.

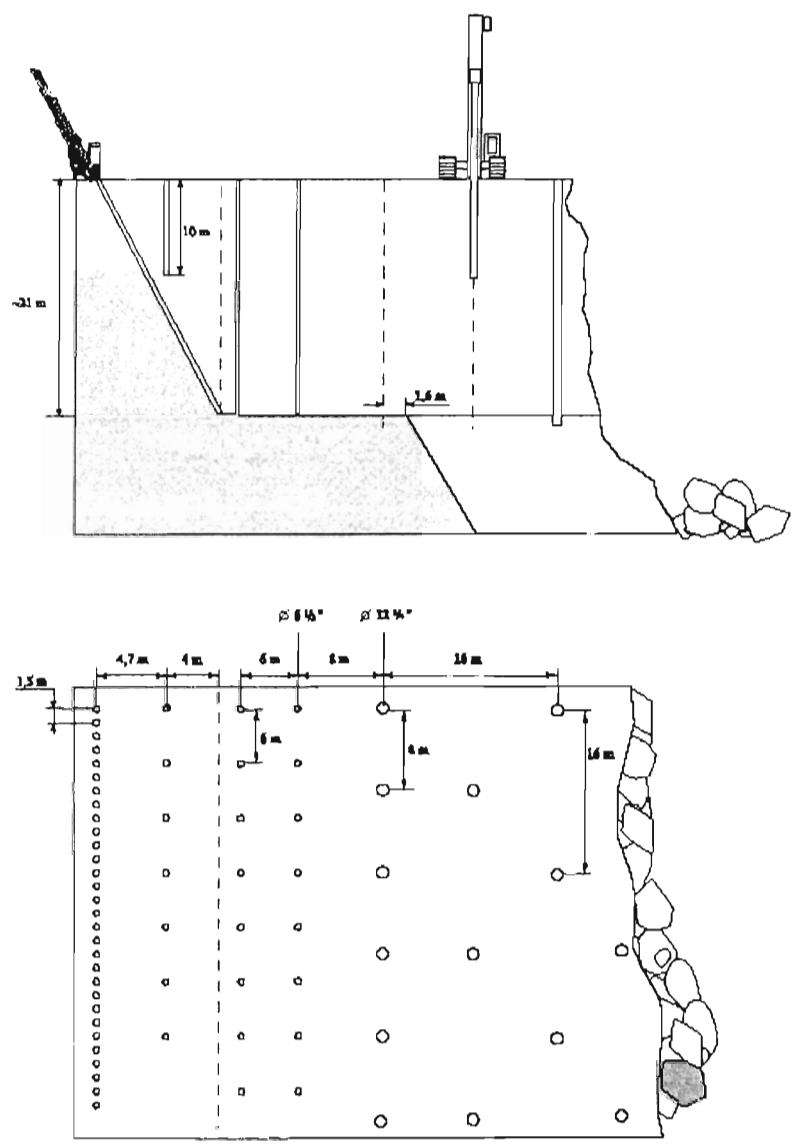


Рис.1.2.9. Сетка бурения скважин на карьере "Chiquisatana"

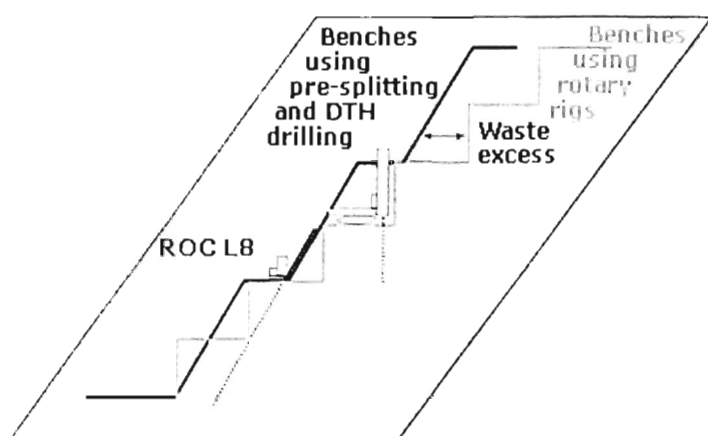


Рис.1.2.10. Увеличение наклона борта показывает принципиальную разницу между бурением с погружными пневмоударниками и вращательным бурением



Рис.1.2.11. Общий вид карьера "Aitik" (Швеция) <http://www.boliden.com/>

Дополнительно в качестве иллюстрации на рисунках 1.2.12 и 1.2.13 приведены карьерные уступы, образованные обычными взрывами и с применением предварительного щелеобразования.* Разница очевидна, и в комментариях нет необходимости.



Рис.1.2.12. Уступы, образованные обычными промышленными взрывами

Отечественный опыт. В отечественной практике открытых работ в карьерных условиях метод контурного взрывания нашел применение как при постановке уступов в конечное положение, так и непосредственно в процессе добычи. Несмотря на очевидную актуальность данного вопроса, количество публикаций с результатами специальных исследований или опытных производственных взрывов не так велико. В качестве примера приведем некоторые из них.

В 1964-1965 годах всесоюзным трестом "Трансвзрывпром" были проведены промышленные испытания вариантов контурного взрывания для точного оконтуривания выработок на Белогорском и Тишинском карьерах [11]. Задачей эксперимента, проводившегося на Белогорском карьере, была проверка возможности одновременной раздельной выемки маломощных рудных тел с помощью предварительно образованной отрезной щели. Для создания щели вдоль висячего бока рудной жилы на расстоянии 0.5-1.0 м от контакта с породой были пробурены наклонные скважины диаметром 110 мм на глубину 12-13 м на расстоянии 1.2-1.5 м друг от друга. Скважины заряжали 18-25 кг патронированного динафталита. Между стенками скважин и патронами ВВ оставляли кольцевой воздушный зазор. Взрыв ряда скважин производился

* Фото из работы "Rock Slopes in Civil and Mining Engineering" (Evert Hoek, John Read, Antonio Karzulovic, Zu Yu Chen).

мгновенно. В месте расположения скважин после взрыва образовалась воронка глубиной до 0.5-0.6 м и шириной 0.3-0.5 м поверху. Поверхность впередилежащего массива от щелевых скважин на расстоянии 5-6 м была поднята на высоту до 1.0 м от прежнего уровня и разбита сериями криволинейных трещин. После образования щели вдоль висячего бока рудной жилы были пробурены четыре ряда скважин рыхления. Анализ результатов взрыва зарядов в скважинах рыхления показал, что угол уступа, образованного отрезной щелью, равен проектному. Контакт рудной жилы с породой выражен четко, а поверхность за линией щелевых скважин не имеет следов разрушений



Рис.1.2.13. Уступы, образованные с применением предварительного щелеобразования

На Тишинском карьере был проведен опытный взрыв для создания проектного откоса карьера с применением предварительного щелеобразования. Скважины для образования щели бурили на глубину 15-17 м с наклоном, равным проектному углу откоса карьера - 60° , на расстоянии 1 м от предельного контура карьера. Расстояние между скважинами принималось равным 1.2 м. Скважины рыхления диаметром 190 мм бурили станком БСШ-1М. После уборки взорванной породы установили, что поверхность образованного откоса уступа относительно ровная.

В работе [16] отмечается, что одним из эффективных способов сохранения первоначальной структуры массива твердых пород и обеспечения устойчивости уступов является контурное взрывание при постановке бортов в предельное положение. Наиболее целесообразно образование отрезной щели (разновидность контурного взрывания) по предельному контуру уступов посредством взрывания ряда сближенных наклонных скважин малого диаметра. Эта щель локализует динамическое воздействие массового взрыва, задерживает

часть его энергии, поглощая и отражая взрывную волну, препятствует распространению заколов и трещин, чем значительно уменьшает размеры зоны нарушения в породах за щелью.

Технология образования отрезных щелей следующая. По предельному контуру уступа или траншеи пробуривают под углом откоса уступа скважины, в которые помещают заряды в виде гирлянд патронов ВВ (обычно аммонит 6ЖВ) диаметром 32 или 90 мм (соответственно для скважин диаметром 80-150 мм и 150-200 мм). Патроны ВВ привязывают к двойной нитке детонирующего шнура, гирлянду опускают в скважину и закрепляют у устья. Скважины заполняют забойкой полностью или только в верхней части на глубину 2.0-2.5 м, где заряд ВВ отсутствует. Взрывание зарядов отрезной щели производят до массового взрыва или одновременно с опережением в пределах 35-70 мс.

Экспериментальные промышленные взрывы на Саткинских магнитовых карьерах (мелко- и крупноблочные доломиты) показали, что в непосредственной близости к бровке уступа величина подвижек в массиве пород при экранировании щелью снижается в 6-8 раз по сравнению со взрывами, произведенными без отрезных щелей. За отрезной щелью породный массив практически полностью предохраняется от воздействия основных взрывов дробления. Замеры интенсивности колебаний с помощью приборов показали, что на расстоянии до 30-40 м от взрыва при экранировании массива отрезной щелью происходит снижение сейсмического эффекта в 2-3 раза по сравнению со взрывами такого же масштаба без щели. На расстоянии более 60-70 м интенсивность колебаний от взрывов в обоих случаях примерно одинакова. Благодаря указанным факторам и более рациональному использованию энергии при массовых взрывах с оконтуриванием отрезными щелями происходит улучшение качества дробления.

Качество поверхности откоса уступа, образованного отрезной щелью, зависит от расстояния между взрывающимися скважинами щели. При расстоянии между скважинами 1.0-2.5 м и параметрах зарядов, приведенных в табл.1.2.1, неровность поверхности откосов не превышает 10-20 см. Для получения наиболее устойчивого откоса уступа заряды скважин отрезных щелей следует взрывать в ненарушенном основными взрывами массиве. Максимальная ширина зоны нарушения в скальных и полускальных породах (при вертикальных зарядах) не превышает 40-50 м при мгновенном взрывании и 15-25 м - при короткозамедленном взрывании по диагональным схемам с интервалами замедления между ступенями 20-50 мс. Поэтому скважины отрезной щели необходимо взрывать до подхода фронта работ к предельному контуру уступа на расстояние 15-20 м, что при многорядном расположении скважин соответствует ширине последней выемочной заходки по целику.

Расстояние между скважинами отрезной щели и скважинами дробления в нижней части должно быть в пределах $(5-10) \cdot d_{\text{зар}}$, а в верхней части - не менее $(12-15) \cdot d_{\text{зар}}$ (где $d_{\text{зар}}$ - диаметр заряда дробления). При меньшем расстоянии откос, созданный отрезной щелью, может быть поврежден массовым взрывом, а при большем - в подошве уступа остается целик. Скважины отрезной щели должны иметь перебур 0.5-1.0 м, в нижнюю часть их (длиной 1 м) следует помещать удвоенный заряд ВВ по сравнению с величинами, рекомендуемыми в табл.1.2.1.

Таблица 1.2.1

Параметры размещения и заряжения контурных скважин

Диаметр скважины, мм	Расстояние между скважинами. м	Вес зарядов на 1 м скважины (кг) при крепости пород по шкале М.М.Протодяконова	
		$f=12-16$	$f=6-12$
80-100	1.00-1.20	0.8	0.5
100	1.20-1.50	0.8-1.0	0.6-0.8
100-150	1.50-1.75	1.0-1.2	0.8-1.0
	1.75-2.00	1.2-1.4	1.0-1.2
100-200	2.00-2.25	1.4-1.6	1.2-1.4
	2.25-2.50	1.6-1.8	1.4-1.5

При падении трещин в массиве в сторону выработанного пространства и проходке разрезной траншеи по предельному контуру карьера целесообразно предварительное образование щели по контуру уступа с опережением взрывных работ по проходке траншеи на 15-20 м. При низких показателях прочности по контакту трещин (сцепление менее 1 т/м²) для сохранения структуры слагающего борт массива разрезную траншею целесообразно проходить не по предельному контуру, а на расстоянии от него, равном ширине последней выемочной заходки (15-20 м). Порядок работ при этом следующий: I - проходка разрезной траншеи; II - бурение и взрывание скважин отрезной щели; III - выемка последней заходки. Если необходимо искусственное укрепление бермы уступа, после взрывания скважин отрезной щели целесообразно сначала произвести работы по искусственному укреплению, а затем взрывание и экскавацию горной массы приконтурной заходки.

Постановку рабочих уступов в предельное положение целесообразно производить с одновременной заоткоской отрезной щелью. Взрывание зарядов отрезной щели в этом случае производят группами по 3-4 скважины с опережением ступеней замедления массового взрыва на 35-70 мс.

Применение отрезных щелей позволяет создавать в предельном положении борта карьера уступы большой высоты. При сдваивании и страивании уступов в крепких крупноблочных породах (трещины падают в сторону массива) заоткоску с применением отрезных щелей можно производить только в верхней части высокого уступа, так как нарушение структуры массива пород под воздействием взрывов происходит главным образом в поверхностном породном слое.

Углы наклона скважин отрезных щелей определяются допустимыми углами откосов уступов. За счет уменьшения деформаций массива взрывами и повышения устойчивости уступов возможно увеличение углов их откосов на 5-10° по сравнению с углами откосов при обычной технологии буровзрывных работ. Экономическая целесообразность постановки уступов в предельное положение с применением отрезных щелей достигается, когда затраты на выемку оставляемых при заоткоске отрезным щелеобразованием объемов пород больше затрат по заоткоске. По мнению автора работы [16], формирование откосов уступов отрезными щелями при постановке бортов карьеров в предельное

положение является высокоэффективным способом повышения устойчивости, а в отдельных случаях и увеличения общего угла наклона бортов.

Опыт управления откосами скальных уступов на карьере Центрального горно-обогатительного комбината (ЦГОК) приведен в работе [17]. Карьер ЦГОКа на момент опубликования статьи имел длину 3.9 км, ширину 0.9 км и глубину 280 м. Проектная глубина карьера первой очереди составляла 350 м, второй - 500 м. Углубка карьера производилась по нерабочему восточному борту, сложенному в основном сланцами с коэффициентом крепости, по М.М.Протодяконову, $f = 8-12$ и железистыми кварцитами с $f = 12-16$. Простираение пород северо-восточное, падение (в сторону выработанного пространства) под углом $50-80^\circ$. Верхняя часть борта карьера высотой 120-180 м находилась в зоне сдвижения горных пород в результате подземных разработок.

Согласно проекту института "Кривбасспроект", скальные уступы высотой 15 и 12 м на проектном контуре карьера сдваивались. Углы погашения их откосов приняты равными $54-60^\circ$, ширина предохранительных берм 10 м. Большая высота и длина восточного борта карьера, неблагоприятное строение горных пород и их сдвижение обусловили повышенные требования к обеспечению его устойчивости.

До 1972 года постановку скальных уступов в проектное положение производили с помощью вертикальных отбойных скважин диаметром 250-300 мм. Как показали исследования, при взрыве таких скважин заколы и трещины распространяются в глубь массива на 30-40 м и более. Разрушенные взрывами откосы уступов, систематически подвергаясь сейсмическому действию массовых взрывов, осыпались и обрушались, в результате чего углы откосов их во многих местах вышложились до $30-45^\circ$, ширина предохранительных берм сократилась до 3-5 м, а на отдельных участках борта карьера образовались строенные и счетверенные уступы. В связи с этим потребовались большие дополнительные затраты на разнос вышележащих уступов для восстановления проектных параметров борта карьера.

При разносе борта карьера, произведенном в 1972-1973 гг., постановку скальных уступов в проектное положение производили путем заоткоски их глубокими сближенными скважинами диаметром 200-250 мм, пробуренными переоборудованными станками СБШ-250 под углом, соответствующим проектному углу откоса уступа. Скважины заряжали гирляндами из патронов аммонита № 6ЖВ, подвешенных к пеньковому канату и иницируемых двумя нитями ДШ.

Согласно результатам взрывов, применение заоткоски позволяет избежать образования крупных заколов на бермах и получить сравнительно ровную поверхность откосов уступов, на которой четко прослеживаются следы контурных скважин. Однако в большинстве случаев на бермах образуется система трещин, направленных вдоль откосов уступов, что снижает устойчивость уступов. Как показали электрометрические наблюдения, даже в том случае, когда на откосе уступа четко видны следы контурных скважин, а на берме заколы и трещины не наблюдаются, степень нарушенности законтурного массива после взрыва контурных скважин значительно увеличивается. Это объясняется тем, что бурение контурных скважин производится в нарушенном предыдущими эксплуатационными взрывами массиве и при взрыве их происходит раскрытие имеющихся трещин и образование новых. В результате интенсивного

выветривания и осыпания нарушенных откосов уступов следы контурных скважин на большинстве заоткошенных участков со временем исчезли.

Анализ результатов показал, что применение заоткоски позволяет значительно повысить качество оформления откосов уступов, но не может обеспечить долговременную их устойчивость. Поэтому с 1973 г. постановка скальных уступов в проектное положение производится с предварительным созданием на проектном контуре карьера в ненарушенном эксплуатационными взрывами массиве щелевых экранирующих врубов. Для эффективного бурения глубоких контурных скважин станками СБШ-250МН углубка карьера с гор. -110 м производится 12-метровыми уступами, которые на проектном контуре карьера сдваиваются.

При производстве взрывов с экранирующими врубами трещины на бермах, как правило, не наблюдались, а на откосах уступов оставались следы контурных скважин, которые сохранились до настоящего времени. Однако электрометрические наблюдения показали, что после взрыва отбойных скважин в законтурном массиве возникают невидимые на поверхности разрушения, величина которых зависит от способов и параметров приконтурного взрывания.

Минимальная нарушенность законтурного массива и наиболее высокое качество оформления откосов уступов достигаются при создании экранирующих врубов на расстоянии более 30-40 м от последнего ряда отбойных скважин путем взрывания наклонных скважин диаметром 250 мм, пробуренных на расстоянии 2.0-2.5 м одна от другой, сплошной конструкции зарядов ВВ в них диаметром 48-60 мм, применении наклонных предконтурных скважин с направлением детонации их рядов в сторону выработанного пространства карьера. При вертикальных предконтурных скважинах, направлении детонации их рядов в сторону тыльной части уступа, недостаточных параметрах экранирующего вруба и малой ширине приконтурной зоны степень нарушенности законтурного массива увеличивается. Наиболее интенсивное разрушение законтурного массива имело место при недостаточной ширине приконтурной зоны, когда расстояние между скважинами экранирующего вруба и последним рядом отбойных скважин предыдущего взрыва составляло 18-20 м.

Полученные результаты позволили разработать рациональную технологию приконтурного взрывания, заключающуюся в следующем. При подходе горных работ не ближе чем на 30-40 м к проектному контуру карьера по его линии создается щелевой экранирующий вруб. При сдваивании уступов на проектном контуре экранирующий вруб создается на глубину двух уступов. Создание экранирующего вруба производится взрыванием ряда сближенных наклонных скважин, пробуренных станками СБШ-250МН по линии проектного контура карьера под углом, соответствующим проектному углу откоса уступа. Контурные скважины бурят на расстоянии 2-3 м с перебором 3 м и заряжают патронами аммонита № 6ЖВ диаметром 48-60 мм. Конструкция заряда сплошная в виде гирлянды патронов, подвешенных к пеньковому канату и инициируемых двумя нитями ДШ в сухих условиях и четырьмя в обводненных. Длина инертной забойки 3-4 м. Отбойные предконтурные скважины бурят под углом 60° на расстоянии 4-5 м от ряда контурных скважин. Длина перебура их 1.5 м.

Взрывание контурных и отбойных скважин производится обособленно или совместно, но с опережением контурных на 50-100 мс. Схемы взрывания

отбойных скважин - диагональные, с направлением детонации зарядов рядов в сторону выработанного пространства карьера.

Разработанная технология приконтурного взрывания широко используется на карьере ЦГОКа. С ее применением выведено на проектный контур около 12 км откосов скальных уступов. Внедрение этой технологии позволяет формировать устойчивые откосы скальных уступов под проектными углами, повышать устойчивость борта карьера и безопасность труда, снижать потери руды и объемы вскрышных работ. Экономический эффект, полученный благодаря уменьшению объемов вывозимой из карьера вскрыши, составил свыше 0.5 млн руб.

Анализ внедрения эффективных методов заоткоски уступов бортов карьеров в скальных породах приведен в работе [18]. Специальными исследованиями, посвященными изысканию рациональной технологии буровзрывных работ при отработке приконтурных объемов горных пород и заоткоске уступов, и промышленными испытаниями в условиях карьеров Ганского и Учалинского ГОКов, Башкирского медно-серного и Балхашского горно-металлургического комбинатов доказано, что наиболее эффективной является технология с применением контурного взрывания. Эта технология заключается во взрывании сближенных скважин, расположенных по проектному контуру карьера и пробуренных под углом, равным углу откоса уступа. При взрывании используют рассредоточенные заряды ВВ пониженной мощности. Параметры буровзрывных работ выбирают в зависимости от конкретных горнотехнических условий.

Основными параметрами технологии заоткоски уступов с применением контурного взрывания являются диаметр скважинных зарядов, удельный расход ВВ, расстояние между скважинами в контурном ряду и расстояние от скважин контурного ряда до скважин последнего ряда на отработке приконтурных объемов горных пород. Оптимальный диаметр скважинных зарядов при контурном взрывании 100-150 мм. Расстояние между скважинами от 1.0-1.5 до 3.0-3.5 м в зависимости от диаметра скважин, типа горных пород и величины удельного расхода ВВ. Удельный расход ВВ изменяется от 1 до 4 кг/м. В качестве ВВ применяются патроны аммонита № 6ЖВ диаметром 32 и 60 мм, шашки Т-400. Контурная щель может создаваться задолго до подхода взрывных работ к контуру или одновременно с отработкой приконтурных объемов горных пород, однако в этом случае в первую очередь взрывают скважины контурного ряда. Наилучшие показатели по снижению воздействия взрыва достигаются при создании контурной щели заблаговременно, при расстоянии между предельным контуром и зоной технологических взрывов 20-30 м.

При наличии контурной щели снижается динамическое напряжение в законтурном массиве в 1.5-2 раза, исключается развитие трещин в нем, а также проникновение трещин из зоны дробления. Приконтурные объемы горных пород обрабатывают взрыванием вертикальных скважин, однако наилучшие показатели получаются при применении наклонных скважин, так как при этом значительно уменьшается разрушение массива уступа нижележащего горизонта, а также снижается общее воздействие взрыва на весь массив в связи с тем, что при наклонных скважинах энергия зарядов ВВ более полно используется на дробление горных пород в зоне дробления.

Наилучшие результаты достигаются при взрывании зарядов в приконтурной части по диагональной посекционной схеме с направлением детонации

в сторону, противоположную контурной поверхности. Контурную поверхность желательно создавать не только на всю высоту заоткашиваемой поверхности уступа, но и ниже его отметки на 2-3 м. Описанная технология освоена в промышленных масштабах на карьерах Учалинского, Ганского, Балхашского, Башкирского и других комбинатов.

Необходимо отметить, что хотя оптимальный диаметр контурных скважин 100-150 мм, в настоящее время применяют в основном скважины диаметром 243 мм. Это объясняется тем, что существующая отечественная буровая техника не обеспечивает бурение скважин диаметром 110-150 мм с требуемой производительностью 80-100 м/смену. Производительность станков при диаметре скважин 110-125 мм составляет 20-25 м/смену, а при углах бурения менее 60° снижается до 10-15 м/смену. Скважины небольшого диаметра существующим буровым оборудованием целесообразно бурить только при небольших годовых объемах работ по заоткоске уступов и породах, имеющих крепость ниже средней (карьеры Башкирского и Алмалыкского комбинатов, а также карьеры ПО "Якуталмаз"). Бурение скважин диаметром 110 мм осуществляют пневмоударными станками СБУ-125 и НКР-100М, а скважин диаметром 100-214 мм - станком 2СБШ-200.

На карьерах с объемом работ по заоткоске 5-7 тыс. м погашения борта в год, а также там, где горные породы в откосах бортов имеют крепость выше средней, эти станки не обеспечивают требуемой интенсивности погашения уступов бортов карьеров в предельном положении. Для выполнения требуемого объема работ в короткие сроки необходимо иметь большой парк этих станков, что осложняет организацию работ, влечет за собой большие капитальные и эксплуатационные затраты.

В связи с острой необходимостью для карьеров с большим годовым объемом погашения уступов разработана и внедрена технология буровзрывных работ на основе использования контурных скважин диаметром 250 мм, пробуренных станками СБШ-250. Такие работы выполнены, например, в условиях Коунрадского, Учалинского и Гайского карьеров. Эта технология буровзрывных работ является основной при заоткоске уступов в скальных горных породах с углом погашения от 55 до 75° и может успешно применяться на других карьерах.

Наряду с большими достоинствами технология заоткоски уступов в скальных горных породах с использованием скважин большого диаметра имеет ряд недостатков: высота откоса уступа, который может быть оформлен в предельном положении с применением контурного взрывания, не превышает 27 м; нельзя бурить скважины в направлении под станок; на заоткоске уступов нерационально использовать такой мощный буровой станок, как СБШ-250; большая сложность бурения скважин под углом менее 60°; нерациональное использование выбуренного объема скважины. Поэтому необходимо создание и выпуск специальных высокопроизводительных буровых станков для бурения скважин диаметром 110-150 мм в любом направлении, в том числе под станок. До настоящего времени этими работами практически никто не занимался.

Другая сложность при работах по заоткоске - подготовка зарядов и зарядание скважин, так как применяемые патронированные ВВ не в полной мере приспособлены для контурного взрывания. Институтом "Унипромедь" выполнены промышленные испытания по установлению эффективности и

безопасности использования шланговых зарядов ВВ в условиях Коунрадского карьера. Получены положительные результаты, и заряды рекомендованы для широкого применения. При использовании шланговых зарядов ВВ повысилась безопасность работ, в 2-2.5 раза снизилась их трудоемкость, в 2.5 раза повысилась производительность заряджания. Взрывание этими зарядами внедрено на Коунрадском и Саякском карьерах в 1977 г. Применение шланговых зарядов повышает также качество заоткоски. Результаты испытаний шланговых зарядов ВВ направлены в Госгортехнадзор для получения разрешения на постоянное применение их на карьерах. Кроме этого, на отдельных предприятиях ведутся работы по применению для контурного взрывания гранулированных ВВ с регулированием мощности заряда путем использования пенополистирола (создание инертных промежутков или равномерное распределение гранул во взрывчатом веществе при разных соотношениях ВВ и полистирола). В этом направлении, в частности, работают институты Якутнипроалмаз и Дзержинский цветмет. Необходимо отметить, что описанную технологию оформления откосов в предельном положении применяют на многих карьерах. Однако имеется ряд горных предприятий, на которых она не нашла применения или применяются менее эффективные ее варианты.

Углы откоса уступов, сложенных слабыми горными породами, в предельном положении должны быть $45-55^\circ$. В этих условиях описанная технология практически не применяется, так как при углах наклона скважин менее 60° резко, в 1.5-2 раза, снижается производительность станков СБШ-250МН, отмечаются частые поломки их. Как следствие этого, резко снижается темп работ по заоткоске уступов. Из-за более длительной подготовки блоков возрастают потери объемов пробуренных скважин, что ведет к удорожанию работ.

Чтобы обеспечить необходимый темп работ по заоткоске в таких горных породах, особенно на крупных карьерах, вынужденным является применение технологии буровзрывных работ, в основе которой лежит использование вертикальных скважин переменной глубины по принятому контуру откоса уступа с последующей экскаваторной зачисткой откосов уступов. Несмотря на то, что при этой технологии принимаются меры по регулированию массы зарядов ВВ и управлению очередностью их взрывания, не исключается интенсивное воздействие сейсмовзрывных волн на законтурный массив горных пород. Эффективность технологии работ по заоткоске уступов снижается также из-за того, что не на всех карьерах ведется районирование участков бортов карьера с учетом физико-механических свойств горных пород и структурных особенностей массива с тем, чтобы вводить необходимые коррективы в параметры буровзрывных работ.

Для обеспечения устойчивого состояния бортов на карьерах, кроме применения специальных технологий при заоткоске, необходимо также установление сейсмобезопасной величины взрываемых зарядов ВВ и рационального режима взрывания системы зарядов, который обеспечивает наименьшее вредное воздействие массовых взрывов, производимых в непосредственной близости от заоткашиваемого борта. Согласно [18], применение специальной технологии с контурным взрыванием при оформлении откосов уступов в предельном положении и отработке приконтурных объемов повышает безопасность работ и должно быть обязательным для каждого карьера; для повышения эффективности и более широкого применения технологии буровзрывных работ

с контурным взрыванием необходимо разработать специальный станок для бурения скважин диаметром 110-150 мм, глубиной до 40-60 м с производительностью до 100 м/смену; для повышения безопасности и производительности работ рекомендуется при контурном взрывании применять шланговые заряды аммонита № 6ЖВ.

Опыт применения контурного взрывания непосредственно в процессе добычи угля описан в работе [19]. Обойка горной массы на высоких уступах разреза производится в определенной последовательности. На подготовленной площадке маркшейдером обозначается контур будущего блока скважин и намечаются (через 100-120 м) поперечные диагонали. По размеченным линиям до кровли угольного пласта (или до проектной отметки блока) бурится ряд наклонных скважин. Расстояние между скважинами в ряду и поперечных диагоналях составляет 3 м. Заряд скважин контурного ряда состоит из донного заряда (40-80 кг в зависимости от высоты уступа) и гирлянды из патронированного аммонита 6ЖВ (с удельным расходом 0.15-0.35 кг/м). В скважины поперечных диагоналей размещается только донный заряд.

Взрывание зарядов контурного ряда позволяет получить систему трещин, направленных по контуру блока, которые отсекают часть массива и создают дополнительную обнаженную поверхность. Щелеобразование предохраняет массив следующей заходки от разрушения при взрыве блока скважин. Взрывание зарядов поперечных диагоналей позволяет соединить систему трещин по контуру с естественной обнаженной поверхностью уступа, что способствует оттоку грунтовых вод из отделенной части массива.

Опыт применения предварительного щелеобразования на высоких уступах показывает, что при этом значительно снижаются работы по оборке или оконтуриванию верхней части высоких уступов; исключаются непроизводительные затраты по бурению скважин в сильнообводненных и трещиноватых массивах; уменьшается линия сопротивления по подошве уступа; исключается вымывание ВВ из скважин, замерзание устьев и заиливание донной части скважин в сильнообводненных массивах; на 10-15% снижается удельный расход ВВ за счет более рационального распределения скважин по блоку и заряда в них; на 14-15% снижается удельное применение дорогостоящего водоустойчивого ВВ и за счет этого появляется возможность увеличить долевое применение простейших неводоустойчивых ВВ.

Согласно выводам авторов работы [19], предварительное щелеобразование можно успешно применять на добывающих предприятиях для снижения обводненности скважин (на 60-75%) и повышения устойчивости откосов уступов. Наибольший экономический эффект за счет снижения затрат на ВВ и повышения безопасности выемочных работ под уступами достигается при щелеобразовании на уступах с высотой более 20 м.

Как видим, эффективность применения метода контурного взрывания в карьерных условиях очевидна: обеспечение сохранности законтурного породного массива, возможность постановки высоких уступов с вертикальными или крутонаклонными откосами, перехват и управляемый дренаж грунтовых вод. Вместе с тем необходимо отметить, что широкое внедрение в отечественную практику открытых горных работ метода контурного взрывания, несмотря на уже имеющиеся

* Данный метод применим также и при открытой разработке рудных месторождений.

примеры очевидной эффективности его применения при разработке глубоких карьеров (рисунки 1.2.14-1.2.16), идет крайне медленно, что обусловлено различными факторами (в большей степени экономического характера), в том числе и необходимостью постоянного экспериментирования с целью подбора наиболее эффективных параметров в тех или иных условиях. Однако если такие эксперименты проводятся непосредственно при постановке уступов на предельном контуре карьера, то изменить что-либо в случае неудачного взрыва уже невозможно, поскольку уступ уже поставлен в конечное положение.



Рис.1.2.14. Карьер трубы "Айхал"

В целом можно отметить следующее. Основными отличиями карьерных условий от условий транспортного, энергетического или гидротехнического строительства являются значительные размеры формируемых породных обнажений (глубина карьера, его периметр) и производство регулярных массовых взрывов в больших объемах и на разных горизонтах, в результате чего приповерхностная часть массива на блоках сильно нарушается (зона перебуров отбойных скважин диаметром 245 мм составляет 1.5-2.0 м, а толщина верхней разрушенной части массива достигает 2.5-3.5 м). Поэтому бровка уступов, как правило, скошена, что существенно сокращает ширину предохранительных берм, а также приводит к появлению источника неуправляемого обрушения породных отделистостей. Кроме того, применение на отбойке скважин большого диаметра (в сочетании с большими объемами взрывания) не лучшим образом отражается на состоянии породного массива на предельном контуре карьера: появляются новые трещины, блочность массива становится более выраженной, усиливается водоприток. Все это в итоге усложняет условия постановки уступов в конечное положение, поэтому и качество откосов уступов не такое, как в условиях транспортного, энергетического или гидротехнического строительства, где станки малого диаметра бурения применяются не только на контуре, но и на отбойке.



Рис.1.2.15. Карьер трубки "Мир"



Рис.1.2.16. Карьер трубки "Удачная"

В качестве дополнительной иллюстрации решения вопросов, связанных с применением контурного взрывания в карьерных условиях, представляется целесообразным привести пример работы ведущих горнодобывающих предприятий Мурманской области - ОАО "Ковдорский ГОК" и ОАО "Апатит" (рисунки 1.2.17-1.2.19*).

*Фотографии любезно предоставлены В.В.Рыбиным.

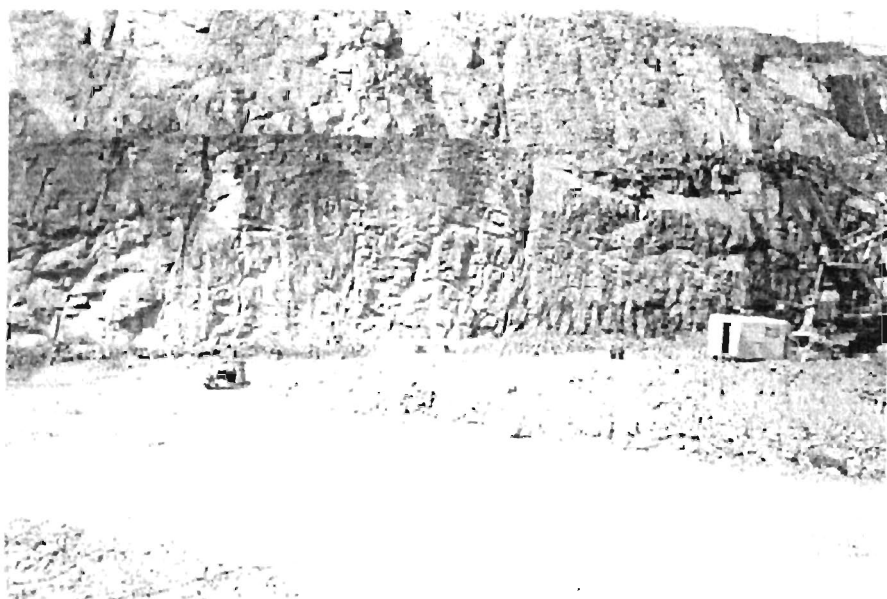


Рис.1.2.17. Постановка сдвоенных уступов на руднике "Железный" ОАО "Ковдорский ГОК"



Рис.1.2.18. Общий вид нагорной части Кошвинского карьера Восточного рудника ОАО "Апатит"



Рис. 1.2.19. Южный борт карьера Центрального рудника ОАО "Апатит"

Заоткоска уступов производится станками СБШ-250МН, как правило, под углом 60 или 75°. Расстояние между контурными скважинами диаметром 245-250 мм составляет 2.5-3.0 м. В качестве контурных зарядов используют гирлянды из равномерно (через 1.0 м) распределенных и прикрепленных к веревке и двойной нити детонирующего шнура патронов аммонита 6ЖВ диаметром 90 мм либо гирляндовые заряды заводского изготовления ЗКВГ-60 или шланговые заряды ШЗ-4. Инициирование зарядов осуществляется с помощью ДШ или детонаторов одной ступени замедления.

Необходимо отметить, что специалистами рудников прилагается немало усилий, чтобы добиться высокого качества заоткоски: отрабатываются различные варианты заряжания контурных скважин, идет поиск наиболее оптимального расстояния между ними. Однако в силу организационно-технических и целого ряда других причин эти усилия не всегда бывают успешными, поскольку такие изыскания носят опять же характер проб и ошибок. Кроме того, не всегда бывает достаточно подробного геолого-структурного описания участка предстоящей отбойки, что существенно усложняет как собственно проектирование массового взрыва на предельном контуре карьера, так и прогнозирование его результатов. Очевидно, что при таких условиях трудно достичь хорошего результата заоткоски. Вместе с тем необходимо отдать должное специалистам-производственникам: несмотря на имеющиеся трудности они нацелены на успешное решение сложных технологических задач.

1.3. Краткий обзор существующих методик расчета основных параметров взрывания

Определение расчетного удельного расхода ВВ. Одним из важнейших технологических параметров, характеризующих энергоемкость взрывного разрушения скальных пород, является расчетный удельный расход взрывчатого вещества (q , кг/м³). Его величина зависит от структурных и прочностных свойств отбиваемого массива, типа применяемого взрывчатого вещества, требований по качеству дробления, определяемых размером кондиционного куска. Согласно [20], расчетный удельный расход определяется по формуле:

$$q = 0.13 \cdot \rho \cdot f^{0.25} \cdot (0.6 + 3.3 \cdot d_z \cdot d_o) \cdot \left(\frac{0.5}{d_k} \right)^{0.4} \cdot \frac{Q_z}{Q_{\phi}},$$

где ρ - объемный вес пород, т/м³; f - коэффициент крепости пород по шкале М.М.Протодяконова; d_z - диаметр отбойного заряда, м; d_o - средний размер отдельности в отбиваемом массиве, м; d_k - размер кондиционного куска, м; Q_z - теплота взрыва эталонного взрывчатого вещества (граммонит 79/21), ккал/кг; Q_{ϕ} - теплота взрыва фактически используемого взрывчатого вещества, ккал/кг.

На основе этой зависимости предложена соответствующая шкала взрываемости пород (табл.1.3.1).

Академик В.В.Ржевский [21] рекомендует следующую формулу определения расчетного (проектного) удельного расхода взрывчатого вещества:

$$q = q_z \cdot K_{\text{вв}} \cdot K_o \cdot K_{\text{с.з.}} \cdot K_y \cdot K_{\text{с.п.}},$$

где q_z - эталонный удельный расход взрывчатого вещества, кг/м³; $K_{\text{вв}}$ - переводной коэффициент от эталонного к фактически применяемому взрывчатому веществу, ед.; K_o - коэффициент, учитывающий степень дробления породы ($K_o = 0.5/d_{\text{ср}}$, где $d_{\text{ср}}$ - средний размер куска взорванной породы, м), ед.; $K_{\text{с.з.}}$ - коэффициент, учитывающий фактически принимаемую степень сосредоточения зарядов, ед.; K_y - коэффициент, учитывающий соотношение фактической высоты уступа (H_y , м) и высоты 15 м ($K_y = (H_y/15)^{1/3}$), ед.; $K_{\text{с.п.}}$ - коэффициент, учитывающий число свободных поверхностей, ед.

При этом эталонный удельный расход определяется как

$$q_z = 0.1 \cdot (1.2 \cdot l_{\text{ср}} + 0.2) \cdot (\sigma_{\text{сж}} + \sigma_{\text{сдв}} + \sigma_{\text{разт}}) + 40 \cdot \rho,$$

где $l_{\text{ср}}$ - средний линейный размер отдельности в отбиваемом массиве, м; $\sigma_{\text{сж}}$, $\sigma_{\text{сдв}}$, $\sigma_{\text{разт}}$ - пределы прочности соответственно на сжатие, сдвиг и разрыв, кг/см²; ρ - объемный вес пород, т/м³.

На основе этой зависимости предложена соответствующая шкала взрываемости пород (табл.1.3.2).

Шкала взрываемости пород [20]

Категория по взрываемости	Степень взрываемости	Категория трещиноватости	Средний размер отдельности в массиве, м	Коэффициент крепости пород по шкале проф. Протодяконова М.М.	Плотность пород, т/м ³	Расчетный удельный расход ВВ (кг/м ³) с теплотой взрыва 4190 кДж/кг для выхода кусков размером		Ориентировочный средний размер куски взорванной массы, см
						свыше 500 мм, не более 10%	свыше 1000 мм не более 3-5%	
I	Легко-взрываемые	I-II	<0.5	5-10	2.4-2.7	0.3-0.6	0.2-0.45	15-20
II	Средне-взрываемые	III	0.5-0.1	8-13	2.6-2.8	0.6-0.9	0.45-0.7	21-25
III	Грудно-взрываемые	IV	1.0-1.5	11-16	2.6-2.9	0.9-1.2	0.7-0.95	26-30
IV	Весьма трудно-взрываемые	V	>1.5	14-20	2.7-3.0	1.2-1.5	0.95-1.2	31-35

Шкала взрываемости пород [21]

Класс пород по взрываемости	Эталонный расход ВВ, кг/м ³	Характеристика пород		Породы по взрываемости
		$\sigma_{сж} + \sigma_{раст} + \sigma_{сдв}$, кг/см ²	категория трещиноватости	
I	До 0.2	До 2300	I	Легковзрываемые
		До 1200	II	
		До 700	III	
		До 500	IV	
II	0.2-0.4	1200-3300	II	Средней трудности взрывания
		700-2200	III	
		500-1600	IV	
		До 1100	V	
III	0.4-0.6	2200-3300	III	Трудновзрываемые
		1600-2700	IV	
		1100-1700	V	
IV	0.6-0.8	2700-3300	IV	Весьма трудновзрываемые
		1700-2300	V	
V	0.8-1.0	>2300	V	Исключительно трудновзрываемые

В соответствии с [22], величина расчетного удельного расхода взрывчатого вещества определяется по формуле:

$$q = K_k \cdot K_{вв} \cdot K_p^2,$$

где K_k - удельный расход взрывчатого вещества сосредоточенного заряда наибольшего камуфлета (изменяется в зависимости от коэффициента крепости от 0.05 до 0.45), кг/м³; $K_{вв}$ - переводной коэффициент, учитывающий тип фактически используемого взрывчатого вещества, ед.; K_p - коэффициент разрыхления взорванной горной массы, ед.

Определение параметров размещения отбойных скважин. К параметрам размещения отбойных скважин относятся: линия наименьшего сопротивления по подошве ($W_{снт}$, м), расстояние между скважинами в ряду (a , м), расстояние между рядами скважин (b , м), длина незаряжаемой части (забойки) скважины ($l_{заб}$, м), длина перебура ($l_{пер}$, м). Согласно [20], расчетное значение $W_{снт}$ определяется по формуле:

$$W_{снт} = \frac{\sqrt{0.25 \cdot p^2 + 4 \cdot q \cdot p \cdot H_y \cdot L_{скв}} - 0.5 \cdot q}{2 \cdot q \cdot H_y},$$

где p - вместимость 1 м скважины, кг; q - расчетный удельный расход взрывчатого вещества, кг/м³; H_y - высота уступа, м; $L_{скв}$ - глубина скважины, м.

При этом предельное значение $W_{снт}$ определяется по формуле:

$$W_{снт(max)} = 50 \cdot K_m \cdot d_3 \cdot \sqrt{\frac{\Delta}{p \cdot e}} \cdot (1.6 - 0.5 \cdot m),$$

где K_m - коэффициент структуры массива ($K_m = 1.0-1.3$), ед.; d_3 - диаметр отбойного заряда, м; Δ - плотность заряжения, т/м³; ρ - объемный вес пород, т/м³; e - коэффициент работоспособности взрывчатого вещества, ед.; m - коэффициент сближения отбойных скважин, ед.

Расстояние между скважинами в ряду a и между рядами b принимают равным расчетной величине W_{cnn} . Перебур скважин принимают равным $l_{пер} = 0.5 \cdot q \cdot W_{cnn}$, длина забойки $l_{заб} = 0.5 \cdot W_{cnn}$, но не менее $20 \cdot d_3$. Согласно [21], расчетное значение W_{cnn} определяется по формуле:

$$W_{cnn} = \sqrt{\frac{K_l \cdot p}{q}},$$

где K_l - коэффициент, зависящий от трудности взрывания породы в массиве (для легко-, средне- и трудно взрываеваемых пород, соответственно 0.65, 0.8 и 1.0), ед.; p - вместимость отбойной скважины, кг/м; q - расчетный удельный расход взрывчатого вещества, кг/м³.

Предельное значение W_{cnn} определяется по формуле:

$$W_{cnn(max)} = 53 \cdot K_{\phi} \cdot d_c \cdot \sqrt{\frac{\Delta_{\phi} \cdot K_{\phi\phi}}{\rho \cdot m}},$$

где K_{ϕ} - коэффициент, учитывающий взрываемость пород в массиве (для легко-, средне- и трудно взрываеваемых пород соответственно 1.2, 1.1 и 1.0), ед.; d_c - диаметр отбойной скважины, м; Δ_{ϕ} - фактическая плотность заряжения, т/м³; ρ - объемный вес пород, т/м³; $K_{\phi\phi}$ - переводной коэффициент от эталонного к фактически применяемому взрывчатому веществу, ед.; m - коэффициент сближения отбойных скважин, ед.

Величина $W_{cnn(max)}$ находится в функциональной зависимости от величины d_c : для легко взрываеваемых пород $W_{cnn(max)} = (40-45) \cdot d_c$, для пород средней взрываемости $W_{cnn(max)} = (35-40) \cdot d_c$ и для трудно взрываеваемых пород $W_{cnn(max)} = (25-35) \cdot d_c$.

Как отмечено в работе [21], величина W_{cnn} является основой дальнейших расчетов сетки скважин с учетом коэффициента их сближения m . По условию дробления для легко взрываеваемых пород $m = 1.1-1.2$, для пород средней взрываемости $m = 1.0-1.1$ и для трудно взрываеваемых пород $m = 0.85-1.0$. Для изотропных пород расстояние между отбойными скважинами в ряду $a = m \cdot W_{cnn}$; расстояние между рядами при квадратной сетке равно $b \approx a$, при шахматной $b \approx 0.85 \cdot a$. Для анизотропных пород параметры сетки скважин более точно устанавливаются с учетом эллипсовидной формы зон дробления отдельных зарядов, расположение которых в плане зависит от направления основных трещин по отношению к откосу уступа. Согласно [22], расчетное значение W_{cnn} определяется по формуле:

$$W_{cnn} = \sqrt{\frac{p}{q}},$$

где p - вместимость отбойной скважины, кг/м; q - расчетный удельный расход взрывчатого вещества, кг/м³.

Длина незаряжаемой части скважин определяется в зависимости от технологических требований к взрыву по формулам:

$$l_{заб} = 20 \cdot d + 0.2 \cdot H_p - 1.5,$$

$$l_{заб} = 24 \cdot d - 2.3 \cdot K_p + 3,$$

где d - диаметр скважины, м; H_p - высота развала взорванной породы, м;

K_p - коэффициент разрыхления взорванной горной массы, ед.

Глубина перебура определяется по формуле:

$$l_{пер} = (H_y - l_{заб}) \cdot \left\{ \left[1 + \left(\frac{W_{снп}}{H_y - l_{заб}} \right)^2 \right]^{1/3} - 1 \right\},$$

где H_y - высота уступа, м.

Расстояние между отбойными скважинами в ряду также определяется как $a = m \cdot W_{снп}$, а расстояние между рядами как $b = (0.85 - 1.0) \cdot W_{снп}$. При этом коэффициент сближения скважин определяется в зависимости от диаметра отбойных скважин по формуле $m = 0.5 / d^{1/3}$. При необходимости взрывного разрыхления горной массы до требуемой интенсивности коэффициент сближения определяется по формуле $m = 0.75 \cdot K_p$, где K_p - коэффициент разрыхления взорванной горной массы, ед.

Определение интервала замедления. Существующие методики расчета интервала замедления строились на основе различных гипотез, принятых различными авторами для обоснования физической модели короткозамедленного взрывания. Изложим краткий обзор известных формул по [23].

Сторонниками гипотезы интерференции сейсмовзрывных волн [24,25] предложена эмпирическая зависимость вида

$$t = 3.3 \cdot K \cdot W,$$

где K - коэффициент, зависящий от свойств пород (для крепких пород $K = 1$, для слабых пород $K = 2$); W - линия наименьшего сопротивления, м.

Интервал замедления, по Г.И.Покровскому [26], определяется по ряду формул, учитывающих расстояние между зарядами, расстояние от заряда до свободной поверхности и скорость распространения деформаций в породах в зависимости от назначения короткозамедленного взрывания:

для снижения сейсмического действия взрыва -

$$t = \frac{L}{2} + \frac{q^{1/3}}{2000},$$

для увеличения эффективности дробления породы взрывом -

$$t = \frac{\sqrt{L^2 + 4 \cdot W^2}}{v},$$

для увеличения эффективности действия взрыва на выброс породы -

$$t = \frac{L + 2 \cdot B}{v},$$

где L - расстояние между зарядами, м; q - вес заряда, взрываемого в первую очередь, кг; v - скорость распространения деформаций в породе, м/с; W - глубина заложения заряда или линия наименьшего сопротивления (расстояние до свободной поверхности), м; B - расстояние от первого ряда зарядов до свободной поверхности при двухрядном взрывании, м.

А.Н.Ханукаев [27] приводит более сложную формулу, основанную на условии, что интервал замедления должен соответствовать времени, необходимому для образования новых поверхностей:

$$t = \frac{2 \cdot W}{c_p} + \frac{W}{c_{mp}} + \frac{S}{v_{cp}},$$

где W - линия наименьшего сопротивления, м; c_p - скорость звука в породе, м/с; c_{mp} - скорость роста трещины в породе, м/с; S - ширина трещины, м; v_{cp} - скорость метания породы, м/с.

Ю.В.Гаек и др. [28], исходя из условий образования дополнительной обнаженной поверхности, создающей возможность интерференции прямой и обратной волны, предлагают также трехчленную формулу:

$$t = t_1 + \frac{W}{v_{mp} \cdot \eta \cdot \cos \beta / 2} + \frac{T \cdot W^2 \cdot \gamma_n \cdot \lg \beta / 2}{d},$$

где t_1 - продолжительность эффективного воздействия прямого поля напряжений (принимается равным 5-7 мс); W - линия наименьшего сопротивления, м; v_{mp} - скорость развития трещин в сплошном массиве при заданном удельном расходе ВВ, м/с; η - коэффициент трещиноватости породы, ед.; β - угол раскрытия призмы выброса, рад.; T - временной коэффициент, определяемый эмпирическим путем (принимается равным в среднем 20 мкс); γ_n - средний объемный вес породы в уступе, кг/м³; d - диаметр скважины, м.

Формула Л.В.Баранова [29], построенная с учетом образования дополнительной поверхности обнажения, имеет вид:

$$t = K \cdot \frac{Z}{Q},$$

где K - коэффициент пропорциональности; Z - глубина скважин, м; Q - величина заряда, кг.

По формуле Р.К.Галиугдинова [29] интервал замедления определяется как

$$t \leq 10 \cdot \frac{a}{c_p},$$

где a - расстояние между зарядами, м; c_p - скорость звука в породе, м/с.

Ф.А.Баум [30] для определения времени образования свободной поверхности (щели) приводит следующую аналитическую зависимость:

$$t = \frac{2 \cdot \alpha}{D} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot M}{m} \cdot \left[1 - \left(\frac{\alpha_0}{\alpha} \right)^2 \right]},$$

где D - скорость детонации, м; m - масса ВВ, кг; M - масса выброшенной породы, кг; α_0 - условная толщина слоя ВВ, приходящаяся на 1 м^2 породы; α - толщина слоя газообразных продуктов взрыва после смещения массива на величину ΔZ .

Н.А.Евстропов [31] в основу вывода формулы для определения интервала замедления положил условие резонансного разрушения:

$$t = K \cdot \frac{2 \cdot W}{c_p},$$

где W - линия наименьшего сопротивления, м; c_p - скорость звука в породе, м/с; K - коэффициент ($1 \leq K \leq 2$).

Н.А.Дядечкин [32] на основании экспериментальных исследований предлагает эмпирическую формулу:

$$t = \frac{W}{0.14 \cdot f^{0.25}},$$

где f - коэффициент крепости пород по шкале М.М.Протоdjяконова.

Ю.П.Булич [33] приводит зависимость вида:

$$t = \frac{0.25 \cdot W}{v_{mp}} + \frac{W}{v_{mp}} + \frac{S}{v_{cp}},$$

где W - линия наименьшего сопротивления, м; S - ширина щели, м; v_{cp} - скорость смещения породы, м/с.

Приведенные зависимости далеко не исчерпывают всех предложенных различными авторами формул для определения интервала замедления. Вместе с тем практически все построены на концепции образования дополнительной поверхности обнажения, обеспечивающей благоприятные условия для разрушения очередного породного слоя.

Определение интенсивности сейсмического действия промышленных взрывов. Немаловажное значение при проектировании и производстве массовых взрывов придается обеспечению сейсмобезопасности ведения взрывных работ. Вопросам сейсмике промышленных взрывов по разрушению пород уделено достаточно много внимания [34-45]. При этом наряду с работами в большей степени теоретического плана, дающими представление о механизме образования и распространения сейсмической нагрузки, опубликовано значительное число работ прикладного характера, позволяющих выполнить ориентировочную оценку интенсивности сейсмического воздействия уже для конкретных условий. Вместе с тем необходимо отметить, что имеющиеся расчетные формулы носят либо узко специфический характер (например, только для оценки устойчивости прилегающего ко взрыву борта карьера), либо обобщенный (вида известной формулы М.А.Садовского) с широким диапазоном изменения входящего в формулу коэффициента сейсмичности, характеризующего соответствующий диапазон изменения начальных условий взрывания:

$$v = k_c \cdot \left(\frac{Q^{1/3}}{R} \right)^a.$$

где v - скорость смещения, м/с; k_c - коэффициент сейсмичности; Q - вес одновременно взрывающегося ВВ, кг; R - расстояние от взрыва до точки наблюдения, м; α - показатель степени затухания.

Числовые значения k_c и α получают главным образом экспериментально, в результате инструментальных наблюдений за опытными или промышленными взрывами с использованием химических ВВ, выполняемыми в различных условиях как по весу зарядов, так и по типам ВВ и пород. Такой подход позволил установить [40], что коэффициент сейсмичности может изменяться в довольно широком диапазоне - от 1 до 4, в то время как показатель степени затухания изменяется в достаточно узком диапазоне, близком к 1.5. Кроме того, было установлено, что на интенсивность сейсмоздействия влияет глубина размещения заряда (так называемая нагрузка на заряд), что привело к необходимости ввода в представленную выше формулу соответствующей эмпирической поправки:

$$v = \frac{k_c}{F_{(n)}^{1/3}} \cdot \left(\frac{Q^{1/3}}{R} \right)^\alpha,$$

где $F_{(n)}$ - функция показателя выброса.

Однако такая форма учета глубины размещения зарядов неприменима к условиям скважинной отбойки на уступе, когда определить показатель выброса практически невозможно.

Естественно, что достаточно широкое изменение коэффициента сейсмичности, характеризующего интенсивность сейсмоздействия, не облегчает решения задачи проектирования безопасных параметров взрывания. Кроме того, даже тщательно спланированный эксперимент по определению коэффициента сейсмичности и показателя степени затухания в тех же условиях, в которых будет производиться мощный взрыв, не всегда может выявить особенности действия такого взрыва, поскольку масштабы экспериментального и фактического взрыва, как правило, различны. Например, для экспериментального взрыва малой мощности естественная трещиноватость массива может стать решающим фактором в занижении коэффициента сейсмичности, в то время как при мощном взрыве она проявится в меньшей степени, что приведет к увеличению параметра k_c и соответствующему превышению фактической скорости смещения по сравнению с ожидаемой по результатам экспериментальных взрывов (это показывают известные из научной печати результаты сейсмических наблюдений за ядерными взрывами). Естественно, что это приводит к некоторой неопределенности в оценке достоверности выполненных расчетов применительно к конкретной ситуации. Нужно еще учесть и тот факт, что, как правило, существующие расчетные формулы носят эмпирический характер и не включают в качестве одного из аргументов характеристики используемого типа ВВ, что вносит дополнительные трудности при выполнении расчетных оценок.

Если вопрос распространения сейсмозволны в дальней зоне взрыва изучен достаточно полно, то интенсивность взрывного воздействия в так называемой ближней зоне при взрыве скважинных зарядов может быть определена либо экспериментально, либо расчетным путем с использованием формул, полученных на основе решения интегральной задачи о распределении плотности потока энергии вокруг линейного заряда. Опять же за основу при этом принимается эмпирическая формула для определения скорости колебаний

(вида формулы М.А.Садовского), а плотность потока энергии считается пропорциональной квадрату скорости [40]. При таком подходе конечный вид решения определяется числовым значением показателя степени затухания, который однозначно принимается равным 2 независимо от удаления рассматриваемой точки от линейного заряда (естественно, в пределах ближней зоны взрыва). Кроме того, как отмечено в [40], коэффициент пропорциональности между плотностью потока энергии и квадратом скорости, хотя и слабо, но все-таки зависит от веса заряда ($\sim Q^{1/3}$). А это означает, что полученные в результате решения интегральной задачи расчетные формулы для оценки интенсивности взрывного воздействия вблизи скважинных зарядов могут рассматриваться, скорее, как метод качественного анализа, нежели количественного. Возникают также трудности, связанные с учетом одновременности подхода волновой нагрузки от разных скважинных зарядов одной ступени замедления. Все это позволяет сделать вывод о целесообразности дальнейшего изучения проблемы сейсмического воздействия взрыва (и, в частности, применительно к скважинным зарядам), что обусловлено спецификой ведения буровзрывных работ на предельном контуре карьера.

1.4. Выводы

Эффективность метода контурного взрывания при постановке уступов в конечное положение очевидна. Долговременная устойчивость бортов карьера позволяет в благоприятных геологических условиях сделать их более крутыми и тем самым обеспечить возможность ведения открытых горных работ на большей глубине в пределах прежнего контура карьера.

Как показывает опыт развития работ алмазного рудника "Ekati™", а также других крупных зарубежных карьеров, затраты, связанные с внедрением метода контурного взрывания, окупаются достаточно быстро и вскоре начинают приносить прибыль.

Очевидно, что обеспечение сохранности законтурного массива требует не только применения метода контурного взрывания, но и изменения технологии отбойки на предельном контуре карьера: сохранность массива можно обеспечить, только снизив интенсивность его взрывного нагружения.

Не только отечественная, но и зарубежная практика производства буровзрывных работ показывает, что наиболее эффективные параметры взрывания подбираются, как правило, опытным путем ("взрыв за взрывом"). Эмпирический метод не всегда приносит желаемые результаты, поскольку с переходом на новые участки отбойки свойства пород могут существенно измениться и результат взрыва окажется не совсем таким, как ожидалось. Это потребует внесения новых корректировок, эффективность которых станет ясной лишь при следующем взрыве. Несомненно, при эмпирическом подходе накапливается определенный опыт, однако в таком случае почти каждый технологический взрыв может превратиться в опытный, без должного расчетного обоснования.

Избежать метода проб и ошибок (или, по крайней мере, уменьшить количество опытных взрывов) и достаточно уверенно проектировать массовые взрывы как в рабочей зоне, так и на предельном контуре можно лишь при наличии расчетных методик, включающих все необходимые параметры

размещения отбойных и контурных скважин, их заряжания и взрывания. Каждое расчетное положение должно быть обосновано теоретически и подтверждено опытными или экспериментальными данными. Кроме того, расчетные формулы, предназначенные для практического использования в условиях производства, должны быть максимально простыми, доступными для обычного калькулятора и вместе с тем должны обеспечивать достоверный результат.

В этой связи дальнейшая структура изложения построена таким образом, чтобы вначале показать обоснование базовых расчетных формул, на которых строятся те или иные методические положения, а уже затем изложить собственно методические положения и результаты их апробации в промышленных условиях.

2. ОБОСНОВАНИЕ БАЗОВЫХ РАСЧЕТНЫХ ФОРМУЛ

2.1. О параметрах начального состояния продуктов детонации

Степень взрывного энергонасыщения породы определяется динамикой изменения параметров состояния продуктов детонации взрывчатого вещества (ВВ). Одним из таких параметров является начальное давление продуктов детонации в объеме зарядной полости. В общем виде формула для расчета величины давления может быть записана следующим образом [46]:

$$P_0 = \frac{1}{2} \cdot \frac{\rho_0 \cdot D^2}{\gamma_0 + 1}, \quad (2.1.1)$$

где ρ_0 - массовая плотность ВВ, кг·с²/м⁴; D - скорость детонации, м/с; γ_0 - начальное значение показателя адиабаты, ед.

Как видно из формулы (2.1.1), давление продуктов детонации может быть повышено двумя очевидными путями: либо за счет увеличения плотности ВВ, либо за счет выбора ВВ с большей скоростью детонации. Вместе с тем в работе [46] на примере некоторых типов ВВ было отмечено влияние плотности ВВ на скорость детонации: в исследованном интервале объемного веса (700-1700 кг/м³) это влияние хорошо удовлетворяется эмпирической зависимостью вида:

$$D = B \cdot \gamma_{вв}^a, \quad (2.1.2)$$

где $\gamma_{вв}$ - объемный вес ВВ, г/см³; B, a - численные коэффициенты.

Значения числовых коэффициентов B и a зависят от конкретного типа ВВ: например, для тротила $B = 5060$, $a = 0.67$; для флегматизированного гексогена $B = 5720$, $a = 0.71$. Кроме того, расчет величины давления продуктов детонации по формуле (2.1.1) требует знания показателя адиабаты γ_0 . На базе привлечения сложного математического аппарата авторами [46] установлено, что этот параметр также изменяется в зависимости от плотности ВВ, причем в значительных пределах - от 1.25 до 3.6. Однако использование в практике инженерных расчетов приведенных в [46] формул представляется весьма затруднительным в силу их структурной сложности и необходимости знания численных значений ряда переменных и констант.

Изложенные в [46] теоретические положения и результаты экспериментальных исследований послужили основой для дальнейшего исследования данного вопроса и разработки соответствующей методики расчета параметров начального состояния продуктов детонации. Суть выполненного анализа заключается в следующем. Учитывая, что процесс детонации ВВ является результатом его ударного сжатия и используя в силу этого уравнение состояния в форме Тэта, запишем:

$$P = B \cdot \left[\left(\frac{\rho}{\rho_0} \right)^n - 1 \right], \quad (2.1.3)$$

где P - детонационное давление, кг/м^2 ; B - некоторая постоянная, соответствующая давлению при массовой плотности ρ_0 , кг/м^2 ; ρ - текущее значение массовой плотности, $\text{кг}\cdot\text{с}^2/\text{м}^4$; n - показатель степени, который в значительном диапазоне давления может быть принят величиной постоянной.

В общем виде скорость детонации будем определять как $D^2 = dP/d\rho$. Дифференцируя равенство (2.1.3), находим:

$$\frac{dP}{d\rho} = \frac{B \cdot n}{\rho_0} \cdot \left(\frac{\rho}{\rho_0} \right)^{n-1}. \quad (2.1.4)$$

Здесь параметр B является характеристикой режима минимально устойчивой детонации (при $\rho = \rho_0$), поэтому его можно представить в следующем виде ($\rho_0 = \rho_{\min}$):

$$B = \frac{\rho_{\min} \cdot D_{\min}^2}{n}, \quad (2.1.5)$$

где $D_{\min}$ - скорость детонации при плотности $\rho_{\min}$, м/с.

Это позволяет записать для скорости детонации следующее выражение:

$$D = D_{\min} \cdot \left(\frac{\rho}{\rho_{\min}} \right)^{\frac{n-1}{2}}. \quad (2.1.6)$$

Для дальнейшего анализа введем комплексный показатель F , характеризующий взаимосвязь основных энергетических показателей ВВ:

$$F = \frac{\gamma_{\text{вв}} \cdot D^2}{g \cdot U_{\text{уд}}}, \quad (2.1.7)$$

где $U_{\text{уд}}$ - удельная энергия ВВ, кгм/кг ; g - ускорение силы тяжести, м/с^2 .

Проанализируем поведение функции $F = f(\gamma_{\text{вв}})$, используя экспериментальные данные, полученные в [46]. На рисунке 2.1.1 показано распределение экспериментальных точек, а также указаны нижняя граница (прямая I), соответствующая режиму минимально устойчивой детонации конденсированных ВВ (при меньших плотностях ударного сжатия не происходит и в силу вступает уравнение Ван-дер-Ваальса для реальных газов); верхняя граница (прямая II), определяющая, согласно [46], предельный режим детонации с максимальной и постоянной скоростью (этот режим достигается при $\gamma_{\text{вв}} = 2250 \text{ кг/м}^3$): диапазон изменения функции F при $\gamma_{\text{вв}(\min)} = 300\text{-}500 \text{ кг/м}^3$ (прямые III и IV), что соответствует верхнему пределу плотности для уравнения Ван-дер-Ваальса.

Статистическая обработка представленного распределения при $\gamma_{\text{вв}} \leq 2250 \text{ кг/м}^3$ позволила установить следующий вид аппроксимирующей зависимости (выборочный коэффициент корреляции, вычисленный по уравнению линейной регрессии, равен 0.98):

$$F = \frac{\gamma_{\text{вв}}^{2.2}}{635}. \quad (2.1.8)$$

При этом нижний предел плотности (пересечение аппроксимирующей прямой с прямой I) составил $\gamma_{\text{вв}} = 373 \text{ кг/м}^3$, верхний предел (пересечение

аппроксимирующей прямой с прямой II) $\gamma_{\text{вв}} = 2183 \text{ кг/м}^3$, что всего на 3% отличается от установленного в [46] значения.

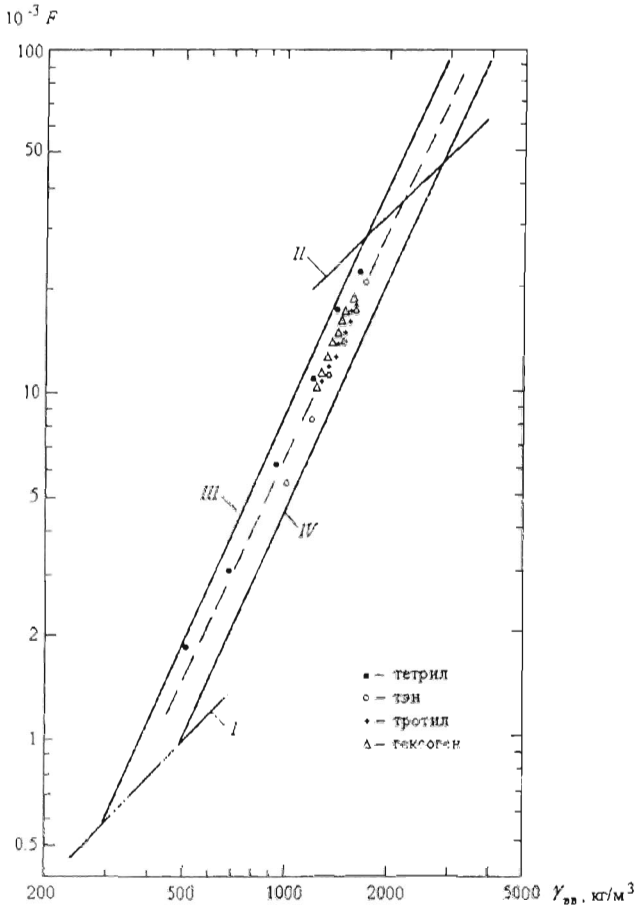


Рис. 2.1.1. Распределение комплексного показателя для различных типов ВВ

Сравнивая (2.1.7) и (2.1.8), можно записать:

$$D = \sqrt{\frac{g \cdot U_{\text{гд}} \cdot \gamma_{\text{вв}}^{1.2}}{635}}. \tag{2.1.9}$$

Далее начальное давление продуктов детонации может быть представлено как

$$P_0 = (\gamma_0 - I) \cdot \gamma_{\text{вв}} \cdot U_{\text{гд}}. \tag{2.1.10}$$

Подставляя в (2.1.1) значение D из (2.1.9) и сравнивая (2.1.1) и (2.1.10), получаем формулу для определения показателя адиабаты:

$$\gamma_0 = \sqrt{I + \frac{\gamma_{\text{вв}}^{1.2}}{1270}}. \tag{2.1.11}$$

Принимая во внимание структуру формулы (2.1.6) и используя установленное значение $\gamma_{\text{вв(мин)}} = 373 \text{ кг/м}^3$, формулу (2.1.11) можно легко преобразовать к виду:

$$\gamma = \sqrt{1 + 0.96 \cdot \left(\frac{\gamma_{\text{вв}}}{373}\right)^{1.2}}. \quad (2.1.12)$$

Чтобы выяснить, что означает наличие в этой формуле множителя 0.96 (если это не связано с погрешностью аппроксимации), используем ранее полученное равенство (2.1.6). При этом исходя из установленной в [46] общей формы представления скорости детонации как $D^2 = 2 \cdot (\gamma_0^2 - 1) \cdot g \cdot U_{y0}$, запишем:

$$D_{\text{min}} = \sqrt{2 \cdot (k^2 - 1) \cdot g \cdot U_{y0}}, \quad (2.1.13)$$

где k - минимальное значение показателя адиабаты при плотности $\gamma_{\text{вв}(\text{min})} = 373 \text{ кг/м}^3$.

Соответственно из (2.1.6) получаем:

$$D = \sqrt{2 \cdot (k^2 - 1) \cdot g \cdot U_{y0} \cdot \left(\frac{\gamma_{\text{вв}}}{373}\right)^{1.2}}. \quad (2.1.14)$$

Перепишем (2.1.9) в виде:

$$D = \sqrt{2 \cdot 0.96 \cdot g \cdot U_{y0} \cdot \left(\frac{\gamma_{\text{вв}}}{373}\right)^{1.2}}. \quad (2.1.15)$$

Сравнение формул (2.1.15) и (2.1.14) показывает, что множитель 0.96 есть ни что иное как значение множителя $k^2 - 1$. Отсюда находим минимальное значение показателя адиабаты $k = 1.4$. Для дополнительной проверки полученного значения показателя k воспользуемся уравнением, характеризующим работу расширения газа:

$$A = E_0 - E_{\text{ост}}, \quad (2.1.16)$$

где E_0 - начальная энергия газа в объеме V_0 , кгм; $E_{\text{ост}}$ - остаток энергии на момент расширения газа до объема V , кгм.

Представим показатель адиабаты как функцию текущего объема расширения:

$$\gamma(x) = \frac{a \cdot x^{1/3} + 1}{a \cdot x^{1/3} - 1}, \quad (2.1.17)$$

где $x = V/V_0$ - отношение текущего объема к его начальному значению.

Величина коэффициента a определяется в зависимости от начального показателя адиабаты, соответствующего объему $V = V_0$:

$$a = \frac{\gamma_0 + 1}{\gamma_0 - 1}. \quad (2.1.18)$$

С учетом этого равенство (2.1.16) может быть представлено в следующем виде:

$$A = E_0 \cdot \left(1 - \frac{\gamma_0 - 1}{\gamma(x) - 1} \cdot x^{1-\gamma(x)}\right). \quad (2.1.19)$$

Отсюда нетрудно получить затраты энергии продуктов детонации на стабилизацию параметров системы (газа) в пределах всего объема расширения:

$$-\frac{dA}{dV} = (\gamma_0 - 1) \cdot \gamma_{\text{вв}} \cdot U_{y0} \cdot n^{-3 \frac{a \cdot n + 1}{a \cdot n - 1}} \cdot \left[1 - \frac{a \cdot n}{a \cdot n - 1} \cdot \ln(n) - \frac{a \cdot n}{6}\right], \quad (2.1.20)$$

где $n = x^{1/3}$ - текущее значение приведенного радиуса расширения продуктов детонации, ед.

Условие $dA/dV = 0$ при $n = 1$ (начальное состояние продуктов детонации) позволяет определить характерное значение $a = 6$, что при подстановке в (2.1.17) дает величину $\gamma_{(x=1)} = 7/5$. Следовательно, минимальное значение показателя адиабаты равно $k = 1.4$, что и было установлено выше. Таким образом, окончательный вид зависимости для расчета показателя адиабаты может быть записан следующим образом:

$$\gamma_0 = \sqrt{1 + (k^2 - 1) \cdot \left(\frac{\gamma_{\text{вв}}}{3.73} \right)^{\frac{k+1}{2}}} \quad (2.1.21)$$

Полученные формулы позволяют определить параметры начального состояния продуктов детонации ВВ. Динамика их последующего расширения зависит от характера изменения давления по мере увеличения объема. В общем виде зависимость изменения давления в функции приведенного объема можно представить следующей формулой:

$$P = P_0 \cdot \left(\frac{V_0}{V} \right)^m, \quad (2.1.22)$$

где P_0 - начальное давление, кг/м²; m - показатель степени, характеризующий интенсивность спада давления при увеличении объема, ед.

Данная формула справедлива для равновесного состояния газа (т.е. состояния, при котором во всех точках объема параметры газа одинаковы). Следует однако отметить, что в момент окончания реальной детонации состояние газа (продуктов детонации) не является равновесным, поскольку сам процесс детонации предполагает наличие ударного сжатия вещества на локальном участке (во фронте детонации). Поэтому использование зависимости (2.1.22) при начальном давлении $P = P_0$ и фиксированном показателе $m = \gamma_0$ не может быть достаточно корректным во всей области неравновесного состояния газа.

Для определения характера изменения давления в области неравновесного состояния газа поступим следующим образом: для каждого фиксированного произвольно выбранного момента времени при изменении объема за бесконечно малый промежуток времени состояние газа будем считать равновесным, что дает основание записать формулу (2.1.22) в виде:

$$P = P_{n(V)} \cdot \left(\frac{V_0}{V} \right)^{\gamma_{V}}, \quad (2.1.23)$$

где $P_{n(V)}$ - псевдона начальное давление на данный момент времени, кг/м²; γ_{V} - показатель адиабаты на данный момент времени, ед.

Дифференцируя (2.1.23) по γ_{V} и интегрируя полученное выражение в пределах от $\gamma_{V(n-1)}$ до $\gamma_{V(n)}$ (где n - условный порядковый номер текущего состояния), получаем величину падения начального давления при переходе с показателя адиабаты $\gamma_{V(n-1)}$ на показатель $\gamma_{V(n)}$:

$$\Delta P = P_{n-1} \cdot \left[\left(\frac{V_0}{V} \right)^{\gamma_{V(n-1)}} - \left(\frac{V_0}{V} \right)^{\gamma_{V(n)}} \right], \quad (2.1.24)$$

где P_{n-1} - начальное давление для состояния $n - 1$, кг/м².

С учетом этого величина псевдона начального давления на произвольно выбранный момент времени определяется как $P_{n(V)} = P_0 - \Delta P$, что при подстановке в (2.1.24) значений $P_{n-1} = P_0$ и $V_0/V = 1$ дает следующее равенство:

$$P_{n(V)} = P_0 \cdot \left(\frac{V_0}{V} \right)^{\gamma_V}, \quad (2.1.25)$$

где γ_V - показатель адиабаты на данный момент времени (т.е. при $V/V_0 > 1$), ед.;

P_0 - начальное давление, $P_0 = (\gamma_0 - 1) \cdot \gamma_{BB} \cdot U_{y0}$, кг/м².

Окончательно величина давления в области неравновесного состояния газа, согласно (2.1.23), определится как

$$P = P_0 \cdot \left(\frac{V_0}{V} \right)^{2 \cdot \gamma_V}. \quad (2.1.26)$$

Для определения γ_V воспользуемся формулой (2.1.21), при этом вместо начального объемного веса γ_{BB} будем использовать объемный вес продуктов детонации $\gamma_{пл}$ на данный момент времени (такое преобразование справедливо, поскольку рассматривается псевдона начальное состояние). Исходя из закона сохранения массы, получаем:

$$\gamma_V = \sqrt{1 + (k^2 - 1) \cdot \left(\frac{\gamma_{пл}}{373} \cdot \frac{V_0}{V} \right)^{\frac{k+1}{2}}}. \quad (2.1.27)$$

Поскольку, как было показано ранее, численное значение показателя адиабаты не может быть меньше величины $k = 1.4$, из (2.1.27) следует, что объем в точке перехода от неравновесного состояния газа к равновесному (при котором $\gamma_V = k$)

$$\frac{V_*}{V_0} = \frac{\gamma_{BB}}{373}. \quad (2.1.28)$$

Соответственно псевдона начальное давление в области равновесного состояния газа

$$P_{n(V)} = P_0 \cdot \left(\frac{V_0}{V_*} \right)^k. \quad (2.1.29)$$

Окончательно величина давления в области равновесного состояния газа, согласно (2.1.23), определится как

$$P = P_0 \cdot \left(\frac{V_0}{V_*} \right)^k \cdot \left(\frac{V_0}{V} \right)^k. \quad (2.1.30)$$

Для проверки справедливости полученных соотношений воспользуемся результатами численных расчетов, выполненных Джонсом для тротила при начальной плотности $\gamma_{BB} = 1500$ кг/м³ [47]. График зависимости давление-удельный объем, по Джонсу, приведен на рис.2.1.2 в виде сплошной линии (кривая 1). Здесь же в виде кривой 2 нанесены результаты расчетов по приведенным выше формулам для той же начальной плотности. Сопоставление этих двух графиков показывает достаточно хорошую сходимость результатов термодинамических расчетов Джонса и результатов расчета по формулам (2.1.26) и (2.1.30). При этом точки условного перехода (объем $V_*/V_0 \approx 4.021$ и

давление $P_* \approx 2026.7 \cdot 10^4 \text{ кг/м}^2$) практически совпадают. Характерно, что в работе [48] в результате математической обработки данных Джонса методом наименьших квадратов при начальных условиях $\gamma_0 = 3$ и $k = 1.27$ установлено, что точке перехода соответствует значение $V_*/V_0 \approx 3.58$ (при этом $P_* \approx 2171.7 \cdot 10^4 \text{ кг/м}^2$). Для начальной плотности 1500 кг/м^3 эта величина приведенного объема определяет плотность продуктов детонации в точке перехода $\gamma_{пл} \approx 418.8 \text{ кг/м}^3$, что отличается от установленного нами значения 373 кг/м^3 всего на 12%.

На рисунке 2.1.2 для сопоставления нанесены графики расчетных значений, полученных по (2.1.26) и (2.1.30) при начальной плотности тротила 1000 кг/м^3 (кривая 3) и 2183 кг/м^3 (кривая 4). Вертикальной штриховой линией отмечено значение удельного объема, соответствующее точке перехода при плотности продуктов детонации 373 кг/м^3 . Необходимо обратить внимание на интересную особенность поведения графиков в области неравновесного состояния (до точки перехода). Несмотря на то, что при расчетах давления в этой области значения показателя адиабаты γ_V изменялись в зависимости от приведенного объема и были всегда меньше его начального значения, определяемого по формуле (2.1.21), графики расчетных кривых в области неравновесного состояния на определенной их длине с известным приближением могут быть аппроксимированы прямыми (т.е. линеаризованы) с наклоном примерно 3.2-3.7 в зависимости от плотности ВВ. Если допустить возможность такой линеаризации, то полученные данные согласуются с выводами работы [46], в которой для тротила при плотности 1610 кг/м^3 на основе термодинамических расчетов установлено значение $\gamma = 3.2$.

Как следует из полученных формул, характер изменения давления от объема определяется только начальной плотностью ВВ и не зависит от его удельной энергии. Это подтверждается и выводами работы [46], в которой на примере тротила и флегматизированного гексогена при одинаковой их плотности показано, что для двух существенно отличных по свойствам ВВ показатель адиабаты практически одинаков и равен 3.17 для гексогена и 3.2 для тротила.

Полученные результаты позволяют сделать еще один достаточно важный вывод. Как уже было отмечено, в области неравновесного состояния наблюдается интенсивный спад давления продуктов детонации от начального значения P_0 до давления P_* , соответствующего точке перехода к равновесному состоянию. Если бы состояние продуктов детонации с самого начала (при объеме V_0) было бы равновесным, то начальное давление составляло бы P_0' и далее расширение происходило бы при постоянном показателе адиабаты $k = 1.4$ (рис.2.1.3).

Как видим, между адиабатами неравновесного и равновесного состояний (до точки перехода) заключена некоторая энергия (заштрихованная область на рис.2.1.3). Поскольку расширение полости (увеличение объема) является результатом поршневого действия продуктов детонации (т.е. реализацией потенциальной энергии равновесной части газа), то получается, что энергия, заключенная между двумя адиабатами до точки перехода, соответствует кинетической энергии неравновесной части продуктов детонации (именно этой энергией объясняется так называемое местное, бризантное действие взрыва).

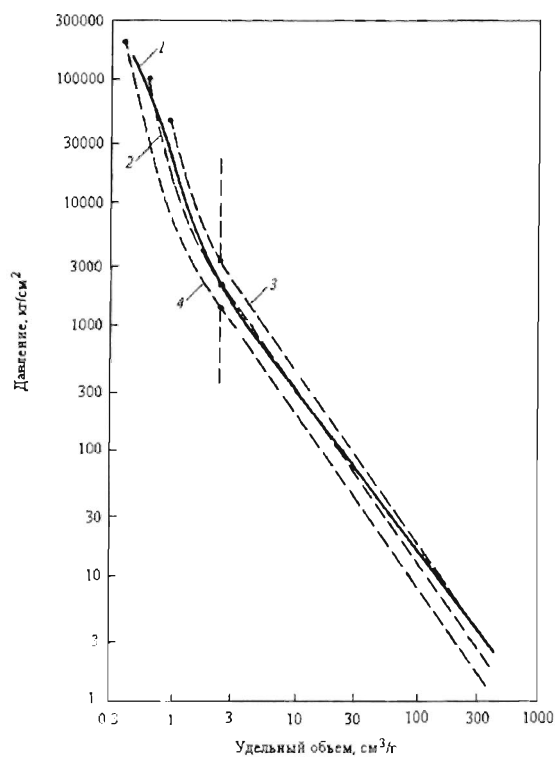


Рис.2.1.2. Сопоставление адиабаты Джонса и расчетных данных

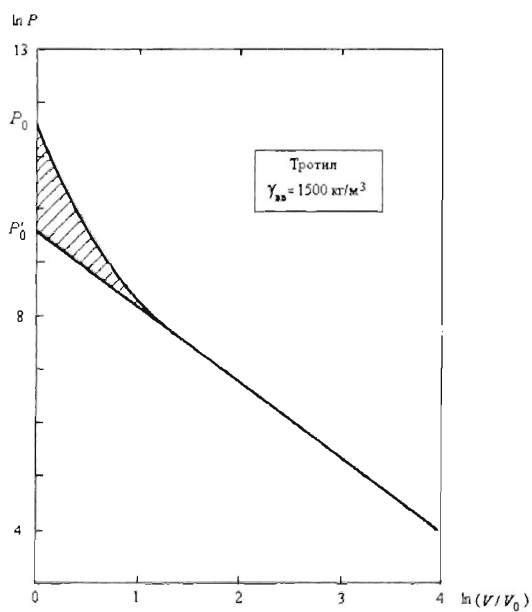


Рис.2.1.3. Характер изменения давления для областей равновесного и неравновесного состояния продуктов детонации

Таким образом, в результате выполненного анализа установлена граница перехода продуктов детонации от неравновесного состояния к равновесному, а также получены основные соотношения, позволяющие определить параметры начального состояния продуктов детонации ВВ.

2.2. О механизме передачи энергии взрыва в породе и необходимых энергозатратах на ее разрушение и выброс

Динамическое нагружение породы осуществляется в процессе расширения продуктов детонации ВВ от начального объема, соответствующего объему зарядной полости, до некоторого конечного объема, размер которого определяется энергетическими характеристиками ВВ и физико-механическими свойствами породы. По мере расширения продуктов детонации порода, окружающая заряд, вовлекается в объемное напряженное состояние, которое приводит к ее энергонасыщению до некоторой критической величины, после достижения которой происходит реализация этой энергии в форме разрушения.

Очевидно, что степень энергонасыщения породы определяется количеством энергии, переданной породе продуктами детонации как в форме чисто поршневого действия, так и в форме волнового процесса. О доле переданной в породу энергии можно судить по доле η начальной энергии, оставшейся в продуктах детонации на момент полного расширения котловой полости.

Чтобы определить эту часть, воспользуемся выводами предыдущего параграфа, согласно которым будем рассматривать процесс расширения котловой полости как результат действия равновесной части продуктов детонации. В этом случае начальное давление $\gamma_{\text{ВВ}}$ равновесной части продуктов детонации определяется формулой (2.1.29) с учетом (2.1.28). Если принять конечное давление продуктов детонации в момент полного расширения котловой полости равным некоторой прочностной характеристике породы (σ_* , кг/м²), то остаток энергии продуктов детонации можно представить как

$$E_{\text{ост}} = E_0' \cdot \left(\frac{\sigma_*}{P_0'} \right)^{\frac{k-l}{k}}, \quad (2.2.1)$$

где E_0' - начальная энергия равновесной части продуктов детонации, кгм.

В свою очередь, величина E_0' , определяемая как $E_0' = P_0' \cdot V_0 / (k - l)$, составляет лишь часть полной начальной энергии продуктов детонации:

$$E_0' = E_0 \cdot \frac{\gamma_0 - l}{k - l} \cdot \left(\frac{373}{\gamma_{\text{ВВ}}} \right)^{\frac{k-l}{k}}, \quad (2.2.2)$$

С учетом этого значение $\eta = E_{\text{ост}} / E_0$ определится следующим образом:

$$\eta = \frac{\gamma_0 - l}{k - l} \cdot \frac{373}{\gamma_{\text{ВВ}}} \cdot \left(\frac{\sigma_*}{P_0'} \right)^{\frac{k-l}{k}}. \quad (2.2.3)$$

При этом начальное давление P_0' определяется по формуле:

$$P_0' = (\gamma_0 - l) \cdot \gamma_{\text{ВВ}} \cdot U_{\text{зд}}. \quad (2.2.4)$$

Следовательно, используя полученное значение η , можно сделать вывод о доле начальной энергии взрыва, переданной породе на этапе ее динамического нагружения (взрывного энергонасыщения):

$$\chi = 1 - \eta. \quad (2.2.5)$$

Степень взрывного энергонасыщения породы различна по мере удаления от заряда. Чтобы определить характер этого изменения, воспользуемся выводами работы [46], согласно которым, полный импульс, переданный среде (в данном случае породе) при взрыве, определяется равенством:

$$I = K \cdot \sqrt{(M_{BB} + M_n) \cdot E_0}, \quad (2.2.6)$$

где K - численный коэффициент, учитывающий нестационарность процесса, ед.;

M_{BB} - масса ВВ, кг·с²/м; M_n - масса породы, вовлеченной в движение, кг·с²/м; E_0 - начальная энергия взрыва, кДж.

С другой стороны, импульс системы ВВ-порода можно представить в виде:

$$I = (M_{BB} + M_n) \cdot v, \quad (2.2.7)$$

где v - скорость движения системы, м/с.

Используя эти два выражения для определения скорости, найдем величину кинетической энергии системы:

$$E_k = \frac{K^2}{2} \cdot E_0 \cdot \frac{V_n}{\frac{M_{BB} \cdot g}{\gamma_n} + V_n}, \quad (2.2.8)$$

где g - ускорение силы тяжести, м/с²; V_n - объем породы, ограниченный рассматриваемым расстоянием от заряда, м³; γ_n - объемный вес породы, кг/м³.

Соответственно величина энергонасыщения породы (e_V , кгДж/м³), определяемая как dE_k/dV_n , равна:

$$e_V = \frac{K^2}{2} \cdot E_0 \cdot \frac{M_{BB} \cdot g}{\gamma_n} \cdot \left(\frac{M_{BB} \cdot g}{\gamma_n} + V_n \right)^{-2}. \quad (2.2.9)$$

Величина $K^2/2$ характеризует долю начальной энергии, переданной в породу в форме взрывного импульса, т.е. в форме волнового процесса (по [46] $K = 16/27$). Вместе с тем очевидно, что чисто поршневое (механическое) действие расширяющихся продуктов детонации также является источником энергонасыщения породы за счет ее сжатия. Поэтому вместо величины $K^2/2$ будем в дальнейшем использовать значение χ из формулы (2.2.5).

Разрушение породы может быть реализовано только в том случае, когда степень ее взрывного энергонасыщения e_V превысит энергоемкость хрупкого разрушения породы (A_p , кгДж/м³). Последнюю в самом общем случае (без учета влияния внешних факторов, например напряженного состояния породного массива), можно определить по формуле:

$$A_p = \frac{g}{2} \cdot \frac{\sigma_p^2}{\gamma_n \cdot c_p^2}, \quad (2.2.10)$$

где σ_p - предел прочности породы на разрыв, кг/м²; c_p - скорость продольной волны в породе, м/с.

Исходя из условия критичности нагружения ($\sigma_1 = A_p$) можно получить расчетную зависимость для такого технологического показателя как нормальный удельный расход ВВ на дробление породы ($q_{др}$, кг/м³):

$$q_{др} = \left[\sqrt{\frac{(1-\eta) \cdot U_{yd}}{\gamma_n \cdot A_p}} - \frac{1}{\gamma_n} \right]^{-1}. \quad (2.2.11)$$

Пренебрегая малостью величины $1/\gamma_n$, получаем:

$$q_{др} = \sqrt{\frac{\gamma_n \cdot A_p}{(1-\eta) \cdot U_{yd}}}. \quad (2.2.12)$$

Учитывая, что в горнотехнической практике для оценки прочностных свойств пород широко используется такой технологический показатель, как коэффициент f крепости пород по шкале М.М.Протоджяконова, для упрощения расчетов по формуле (2.2.12) был выполнен анализ зависимости энергоемкости A_p от коэффициента крепости f по 105 типам пород. В результате получена следующая среднестатистическая формула:

$$A_p = 25740 \cdot \frac{f}{\gamma_n}. \quad (2.2.13)$$

С учетом этой формулы (2.2.12) можно переписать в виде:

$$q_{др} = \sqrt{\frac{25740 \cdot f}{(1-\eta) \cdot U_{yd}}}. \quad (2.2.14)$$

Вторым технологическим показателем, принятым для характеристики сопротивляемости породного массива взрывному разрушению, является удельный расход ВВ на рыхление (q_r , кг/м³), который можно представить следующим образом:

$$q_r = (1-\eta) \cdot q_{др}. \quad (2.2.15)$$

Кроме того, при расчете параметров взрыва на выброс используется такой технологический показатель, как удельный расход ВВ на выброс ($q_{выбр}$, кг/м³).

В то время как на разрушение породы затрачивается часть начальной энергии взрыва, связанная с образованием котловой полости (т.е. $\chi = 1-\eta$), выброс породы за пределы воронки разрушения осуществляется под действием оставшейся части η . Отсюда следует, что удельный расход $q_{выбр}$ должен быть увеличен пропорционально степени снижения относительных затрат энергии:

$$q_{выбр} = \frac{1-\eta}{\eta} \cdot q_{др}. \quad (2.2.16)$$

На основе полученных формул для расчета основных технологических показателей ($q_{др}$, q_r , $q_{выбр}$) была выполнена комплексная проверка правильности понимания механизма действия взрыва в горных породах, в частности, корректность расчетных формул по определению показателя адиабаты продуктов детонации, доли оставшейся в них энергии после разрушения породы, а также справедливости самих расчетных формул по определению соответствующих удельных расходов ВВ (так называемое замкнутое решение задачи).

Результаты такой проверки применительно к эталонному ВВ (аммонит 6ЖВ, $U_{\text{уд}} = 439810 \text{ кгм/кг}$) при достаточно широком диапазоне изменения объемного веса ($\gamma_{\text{ВВ}} = 850\text{-}1200 \text{ кг/м}^3$) представлены графически на рис.2.2.1. Кривая 1 соответствует так называемому нормальному удельному расходу ВВ на дробление породы. Согласно [49], эта величина определяется по эмпирической формуле следующего вида:

$$q_{\text{др}} = \frac{f}{30} + \sqrt{\frac{f}{30}}. \quad (2.2.17)$$

Расчетная область 2 получена по формуле (2.2.14). Как видим, сходимость результатов достаточно высокая. Выделенная область 3 - это многолетний опыт, накопленный практикой и обобщенный в справочной литературе в виде нормативного удельного расхода ВВ на рыхление породы. Расчетная область 4 соответствующих значений, полученных по формуле (2.2.15), также достаточно хорошо отражает характер изменения этого технологического параметра. И, наконец, выделенная область 5 - это данные производственной практики, обобщенные в справочной литературе по величинам удельного расхода эталонного ВВ на выброс, а область 6 - соответствующие значения, полученные по формуле (2.2.16).

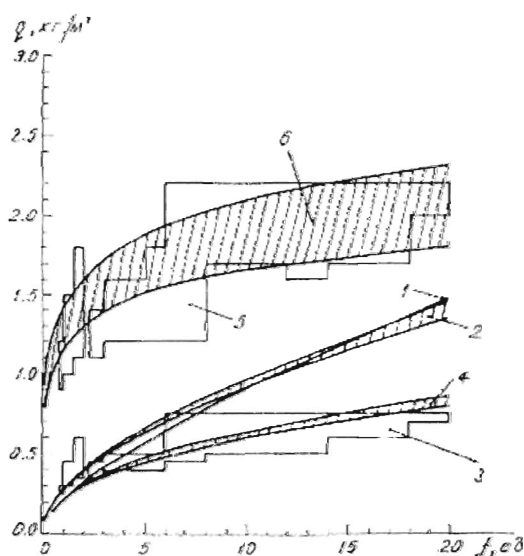


Рис.2.2.1. Сравнение расчетных данных и данных производственной практики

Таким образом, результаты комплексной проверки позволяют сделать вывод о корректности изложенного представления механизма действия взрыва в горных породах и о возможности использования в инженерной практике полученных расчетных формул для определения как параметров начального состояния продуктов детонации, так и таких технологических показателей, как удельный расход ВВ на дробление, рыхление или выброс породы.

Зависимость (2.2.14) для расчета удельного расхода ВВ получена для случая полного заполнения зарядной камеры взрывчатым веществом. В случае,

когда заряд занимает лишь часть объема зарядной камеры (например, при контурном взрывании, когда диаметр заряда в 3.0-3.5 раза меньше диаметра скважины), нагрузка на массив будет определяться уже не начальной энергией взрыва, а лишь частью ее. Поскольку динамическое нагружение массива реализуется в процессе расширения котловой полости, остаток энергии равновесной части продуктов детонации при их расширении от объема заряда до объема зарядной камеры составит $E_{0(осм)} = E_0' \cdot (V_0/V)^{k-1}$, где $\gamma_{вв}$ - начальная энергия равновесной части продуктов детонации, кгм. С учетом этого формулу (2.2.14) применительно к скважинным зарядам можно представить в виде, учитывающем соотношение между диаметром заряда (d_u , м) и диаметром скважины ($D_{скв}$, м):

$$q_{оп} = \sqrt{\frac{25740 \cdot f}{(1-\eta) \cdot U_{yo}}} \cdot \left(\frac{D_{скв}}{d_0}\right)^{k-1} \quad (2.2.18)$$

Кроме того, при расчетах параметров размещения и заряжания отбойных зарядов необходимо учитывать категорию взрываемых пород по трещиноватости (табл.2.2.1). В этом случае формулу (2.2.18) можно представить в виде:

$$q_{отб} = \sqrt{\frac{25740 \cdot f}{(1-\eta) \cdot U_{yo}}} \cdot \left(\frac{D_{скв}}{d_0}\right)^{k-1} \cdot \frac{K_{тр}}{V}, \quad (2.2.19)$$

где $K_{тр}$ - категория взрываемой породы; V - пятая категория, характеризующая практически монолитные породы.

При этом необходимо иметь в виду следующее: если значение $q_{отб}$ окажется меньше величины q_p , определяемой по формуле (2.2.15) с учетом (2.2.14), то в качестве $q_{отб}$ необходимо принимать удельный расход q_p .

Таблица 2.2.1

Классификация пород по трещиноватости, разработанная
Межведомственной комиссией по взрывному делу

Категория трещиноватости $K_{тр}$	Степень трещиноватости	Среднее расстояние между трещинами, м	Удельная трещиноватость, m^{-1}
I	Чрезвычайно трещиноватый (мелкоблочный)	До 0.1	>10
II	Сильнотрещиноватый (среднеблочный)	0.1-0.5	2-10
III	Среднетрещиноватый (крупноблочный)	0.5-1.0	1-2
IV	Слаботрещиноватый (весьма крупноблочный)	1.0-1.5	1.0-0.65
V	Сохранный	>1.5	<0.65

Таким образом, полученные расчетные формулы, имеющие достаточно простой вид, позволяют определить величину удельного расхода ВВ с учетом реальных свойств пород, характеристик используемого типа ВВ и конструкции заряда.

2.3. О формировании волны напряжения и определении коэффициента сейсмичности массива

Одним из факторов, которые необходимо учитывать уже на стадии проектирования буровзрывных работ, является сейсмическое воздействие взрыва на окружающий породный массив, здания, сооружения и другие охраняемые объекты. Обоснованная оценка степени сейсмической опасности позволяет инженерно грамотно управлять объемами взрывания, тем более в условиях предельного контура карьера, когда необходимо до минимума снизить интенсивность разрушений в оставляемом на долгое время борту.

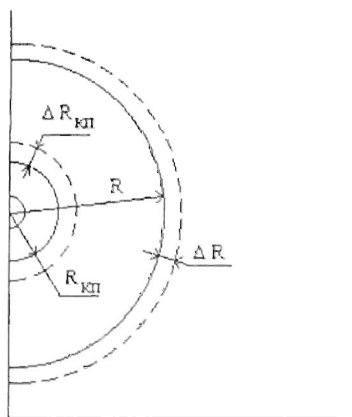


Рис. 2.3.1. Расчетная схема

В общем случае интенсивность сейсмического воздействия взрыва определяется параметрами возникающей волны напряжения. Знание особенностей формирования этой волны позволяет решить целый ряд практических задач и, в частности, оценить величину коэффициента сейсмичности массива, т.е. его способность передавать волновые нагрузки.

Рассмотрим решение задачи на примере сосредоточенного заряда. Предположим (рис.2.3.1), что в некоторый момент времени t радиус котловой полости составляет $R_{кп}$. Выделим условную границу (поверхность сферы) на расстоянии R от заряда. Исходя из предположения бесконечно малой сжимаемости

породы на основании закона сохранения массы породы в пределах выделенного объема (от $R_{кп}$ до R) для нового момента времени $t + \Delta t$ можно записать:

$$\frac{4}{3} \cdot \pi \cdot (R^3 - R_{кп}^3) = \frac{4}{3} \cdot \pi \cdot [(R + \Delta R)^3 - (R_{кп} + \Delta R_{кп})^3], \quad (2.3.1)$$

где $\Delta R_{кп}$ - приращение радиуса котловой полости за бесконечно малый отрезок времени Δt , м; ΔR - величина перемещения выделенной границы R за то же время, м.

Раскрыв равенство (2.3.1), получаем:

$$R^3 - R_{кп}^3 = R^3 + 3 \cdot R^2 \cdot \Delta R + 3 \cdot R \cdot \Delta R^2 + \Delta R^3 - \\ - R_{кп}^3 - 3 \cdot R_{кп}^2 \cdot \Delta R_{кп} + 3 \cdot R_{кп} \cdot \Delta R_{кп}^2 + \Delta R_{кп}^3. \quad (2.3.2)$$

Пренебрегая малыми второго и третьего порядков, получаем:

$$R^3 - R_{кп}^3 = R^3 + 3 \cdot R^2 \cdot \Delta R - R_{кп}^3 - 3 \cdot R_{кп}^2 \cdot \Delta R_{кп} \quad (2.3.3)$$

или, после упрощения:

$$R^2 \cdot \Delta R = R_{кп}^2 \cdot \Delta R_{кп}. \quad (2.3.4)$$

Учитывая, что $\Delta R = v \cdot \Delta t$ и $\Delta R_{кп} = v_{кп} \cdot \Delta t$, получаем формулу для расчета скорости смещения породы под действием поршневой составляющей динамической нагрузки:

$$v_{поршн} = v_{кп} \cdot \left(\frac{R_{кп}}{R} \right)^2. \quad (2.3.5)$$

Чтобы определить скорость расширения котловой полости ($v_{кп}$, м/с), необходимо знать вид зависимости $t = f(R_{кп})$ в интервале изменения $R_{кп}$ от начального радиуса заряда (R_0 , м) до максимального радиуса котловой полости (R_{max} , м). Учитывая, что получение такой зависимости для случая сферической симметрии взрыва представляет определенные математические трудности (решение не выражается в элементарных функциях), задача была решена для заряда с осевой симметрией с последующим переходом к эквивалентному сосредоточенному заряду, образующему котловую полость того же радиуса R_{max} , что и линейный заряд. В результате получена формула, связывающая текущее время (t , с) и текущий радиус ($R_{кп}$, м):

$$t \approx R_{max} \cdot \left(\frac{\gamma_n}{g \cdot \sigma_*} \right)^{1/2} \cdot F(t), \quad (2.3.6)$$

При этом

$$F(t) = \sqrt{1 - \left(\frac{R_0}{R_{max}} \right)^2} - \sqrt{1 - \left(\frac{R_{кп}}{R_{max}} \right)^2}, \quad (2.3.7)$$

$$R_{max} = R_0 \cdot \left(\frac{\eta_{кп} \cdot \gamma_{BB} \cdot U_{yo}}{\sigma_*} \right)^{1/3}, \quad (2.3.8)$$

где γ_n - объемный вес породы, кг/м³; g - ускорение силы тяжести, м/с²; σ_* - давление, удерживающее продукты детонации (в общем случае $\sigma_* = \sigma_{сж}$), кг/м²; $\eta_{кп}$ - часть начальной энергии взрыва, затрачиваемая на расширение котловой полости; с учетом формулы (2.2.2) $\eta_{кп} = (\gamma_0 \cdot l) / (k \cdot l) \cdot (373/\gamma_{BB})^k$, ед.; γ_{BB} - объемный вес ВВ, кг/м³; U_{yo} - удельная энергия ВВ, кгм/кг.

Преобразовав формулу (2.3.6) к виду $R_{кп} = f(t)$, дифференцированием $dR_{кп}/dt$ находим величину скорости расширения котловой полости и текущее значение радиуса котловой полости в функции времени:

$$v_{кп} = \frac{l}{a} \cdot \frac{\tau}{(1 - \tau^2)^{1/2}}, \quad (2.3.9)$$

$$R_{кп} = R_{max} \cdot (1 - \tau^2)^{1/2}. \quad (2.3.10)$$

При этом параметры a и τ определяются следующим образом:

$$a = k \cdot \left(\frac{\gamma_n}{g \cdot \sigma_*} \right)^{1/2}, \quad (2.3.11)$$

$$\tau = \frac{t_{max} - t}{a \cdot R_{max}}, \quad (2.3.12)$$

где k - числовой коэффициент, близкий к единице (0.866-1.0).

Численное значение времени расширения (t_{max} , с) котловой полости от начального радиуса R_0 до максимального радиуса R_{max} рассчитывают по формуле:

$$t_{max} = a \cdot R_{max} \cdot \left[1 - \left(\frac{R_0}{R_{max}} \right)^2 \right]^{1/2}. \quad (2.3.13)$$

Подставляя равенства (2.3.9) и (2.3.10) в формулу (2.3.5), окончательно получаем:

$$v_{поршн} = \frac{l}{a} \cdot \tau \cdot (1 - \tau^2)^{1/2} \cdot \left(\frac{R_{max}}{R} \right)^2. \quad (2.3.14)$$

При расчетах по этой формуле следует помнить, что параметр τ может находиться в пределах от 0 при $t = t_{max}$ до значения $t_{max}/(a \cdot R_{max})$ при $t = 0$.

Введем следующее обозначение:

$$k_\tau = \tau \cdot (1 - \tau^2)^{1/2}. \quad (2.3.15)$$

Путем дифференцирования $dk_\tau/d\tau$ нетрудно убедиться, что данная функция имеет максимум при $\tau_* = 2^{-0.5}$. Учитывая, что в общем виде параметр τ определяется зависимостью (2.3.12), находим время достижения максимума скорости смещения:

$$t_* = t_{max} - \frac{a \cdot R_{max}}{2^{1/2}}. \quad (2.3.16)$$

Данная формула представляет интерес по двум причинам. Во-первых, она позволяет определить время увеличения интенсивности нагружения породного массива под действием расширяющихся продуктов детонации, что уже само по себе свидетельствует о наличии периодов нарастания и спада интенсивности динамического нагружения при расширении котловой полости от R_0 до R_{max} . Во-вторых, если рассмотреть отношение $a/2^{0.5}$ в формуле (2.3.16), то, раскрывая значение параметра a , можно записать:

$$\frac{a}{2^{1/2}} = \left(\frac{\gamma_n}{g \cdot \sigma_* \cdot 2} \right)^{1/2}. \quad (2.3.17)$$

Отсюда видно, что в момент достижения максимальной интенсивности нагружения величина противодавления σ_* может возрастать примерно вдвое (с учетом числового коэффициента k в формуле (2.3.11)).

Полученные результаты позволяют перейти к вопросу формирования параметров волны напряжения. Максимум интенсивности нагружения наблюдается при $t = t_*$, при этом достигается максимальное значение напряжения σ_{max} (имея в виду, что $\sigma \sim v$). Вторым характерным значением времени является время полного расширения котловой полости t_{max} , при котором интенсивность динамического нагружения падает до нуля. Если в качестве единицы измерения принять время t_* и перейти к новому приведенному параметру $\tau = t/t_*$, то для t_{max} можно записать следующее равенство:

$$\tau_{max} = \left\{ 1 - 2^{-0.5} \cdot \left[1 - \left(\frac{R_0}{R_{max}} \right)^2 \right]^{-0.5} \right\}^{-1}. \quad (2.3.18)$$

При выборе вида уравнения, описывающего характер изменения функции $\sigma/\sigma_{max} = f(\tau)$, будем иметь в виду, что при $\tau = 0$ напряжение $\sigma = 0$, при

$\tau = 1$ напряжение $\sigma = \sigma_{max}$, при $\tau = \tau_{max}$ напряжение $\sigma = 0$, процесс расширения котловой полости затухающий (идет с потерей энергии), периодический. Этим условиям отвечает уравнение вида:

$$\frac{\sigma}{\sigma_{max}} = \tau \cdot \exp(l - \tau) \cdot \sin\left(\frac{\pi}{2} \cdot \frac{\tau_{max} - \tau}{\tau_{max} - l}\right). \quad (2.3.19)$$

В отличие от предложенного в работе [48] данное уравнение является функциональным и не содержит каких-либо неопределенных числовых коэффициентов.

В качестве примера на рис.2.3.2 приведены графики $\sigma/\sigma_{max} = f(\tau)$, полученные по формуле (2.3.19) для различных коэффициентов крепости породы f (эталонное ВВ, $U_{yo} = 439810$ кгм/кг, $\gamma_{ВВ} = 800$ кг/м³). Расчеты показывают, что независимо от плотности заряда процесс нарастания нагрузки до максимума для всех значений f практически одинаков, а характер спада нагрузки зависит от крепости пород.

Если рассмотреть те же графики, но уже в зависимости от абсолютного времени (рис.2.3.3, где для примера в качестве σ_{max} взят статический предел прочности пород на одноосное сжатие $\sigma_{сж}$), то хорошо видно различие в характере волновых процессов: с увеличением крепости породы форма импульса становится более крутой и короткой по времени.

Периоды колебаний массива (смены знака действующих напряжений) могут быть определены следующим образом. Нулевые значения параметра σ/σ_{max} , как это следует из формулы (2.3.19), могут быть получены только за счет синусной компоненты уравнения. Поэтому для $\tau \geq \tau_{max}$ (полное завершение процесса взрыва и расширения котловой полости) можно записать условие, при котором синусная компонента принимает нулевые значения:

$$\frac{\tau - \tau_{max}}{\tau_{max} - l} = 2 \cdot (N - 1), \quad (2.3.20)$$

где N - натуральный ряд чисел, определяющий порядковый номер точки пересечения графиком σ/σ_{max} оси времени ($N = 1, 2, 3, \dots$).

Следовательно, характерные моменты времени смены направления смещения массива определяются выражением:

$$\tau_* = 2 \cdot (N - 1) \cdot (\tau_{max} - l) + \tau_{max}. \quad (2.3.21)$$

Данная зависимость подтверждается и результатами подводных взрывов [51], для которых экспериментально установлена асимметрия процесса пульсации газовой полости: отношение полного периода первой пульсации ко времени максимального расширения полости равно примерно 2.4.

Плотность потока энергии (e_s , кгм/м²) может быть получена путем интегрирования произведения $\sigma(R, t) \cdot u(R, t)$ по времени в пределах от 0 до t . Учитывая, что в соответствии с теорией упругости справедливо равенство $\sigma = \gamma_n \cdot c_p \cdot v/g$, для параметра e_s запишем:

$$e_s = \frac{g}{\gamma_n \cdot c_p} \cdot \int_0^t \sigma^2(t) \cdot dt, \quad (2.3.22)$$

где c_p - скорость продольной волны, м/с.

Для упрощения последующих записей введем обозначение приведенной частоты:

$$\varpi = \frac{\pi}{2} \cdot \frac{l}{\tau_{\max} - l}. \quad (2.3.23)$$

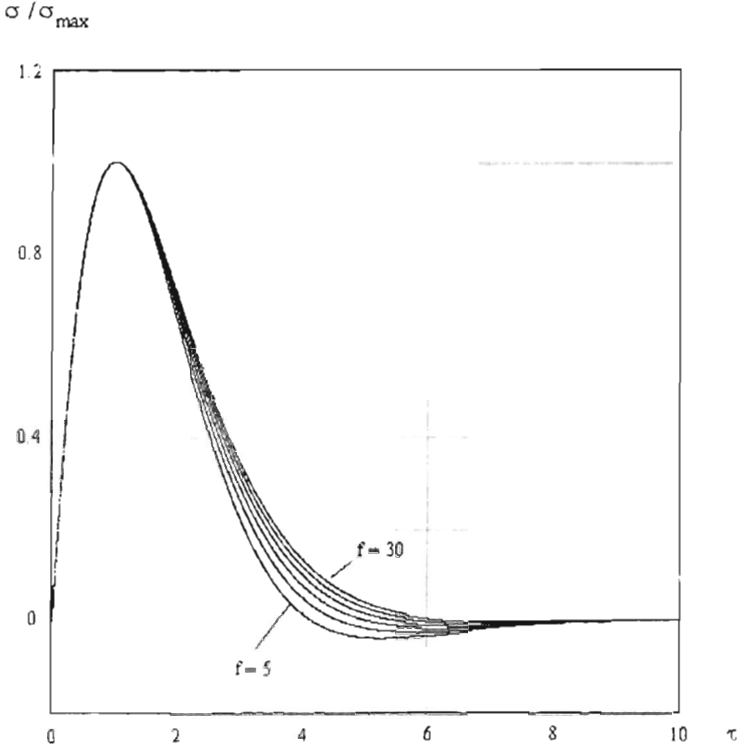


Рис.2.3.2. Характер изменения $\sigma/\sigma_{\max} = f(\tau)$

С учетом этого формулу (2.3.19) можно представить в виде:

$$\sigma = C_1 \cdot \tau \cdot \exp(-\tau) \cdot \cos(\varpi \cdot \tau) - C_2 \cdot \tau \cdot \exp(-\tau) \cdot \sin(\varpi \cdot \tau), \quad (2.3.24)$$

$$C_1 = k \cdot \sin(\varpi \cdot \tau_{\max}), \quad (2.3.25)$$

$$C_2 = k \cdot \cos(\varpi \cdot \tau_{\max}), \quad (2.3.26)$$

$$k = \sigma_{\max} \cdot \exp(l). \quad (2.3.27)$$

В указанных обозначениях подинтегральная функция в формуле (2.3.22) может быть представлена в следующем виде (при интегрировании по $d\tau$ и замене $d\tau$ на $t \cdot d\tau$):

$$\sigma^2(\tau) = \tau^2 \cdot \exp(-2 \cdot \tau) \cdot [F_1 + F_2 \cdot \cos(2 \cdot \varpi \cdot \tau) - F_3 \cdot \sin(2 \cdot \varpi \cdot \tau)]. \quad (2.3.28)$$

Здесь $F_1 = (C_1^2 + C_2^2)/2$, $F_2 = (C_1^2 - C_2^2)/2$, $F_3 = C_1 \cdot C_2$.

Не приводя достаточно громоздких промежуточных вычислений, запишем лишь окончательное решение:

$$e_S = \frac{g \cdot \sigma_{max}^2}{\gamma_n \cdot c_p} \cdot \frac{t_+}{8} \cdot \frac{\exp(2 - 2 \cdot \tau)}{(1 + \omega^2)^3} \cdot (A_1 - A_2 + A_3 + A_4). \quad (2.3.29)$$

При этом

$$A_1 = (1 + \omega^2)^3 \cdot [\exp(2 \cdot \tau) - 2 \cdot \tau \cdot (\tau + 1) - 1]. \quad (2.3.30)$$

$$A_2 = \exp(2 \cdot \tau) \cdot [(1 - 3 \cdot \omega^2) \cdot \cos(2 \cdot \omega \cdot \tau_{max}) + \omega \cdot (3 - \omega^2) \cdot \sin(2 \cdot \omega \cdot \tau_{max})], \quad (2.3.31)$$

$$A_3 = [2 \cdot \tau^2 \cdot (1 + \omega^2)^2 + 2 \cdot \tau \cdot (1 - \omega^4) + 1 - 3 \cdot \omega^2] \cdot \cos[2 \cdot \omega \cdot (\tau_{max} - \tau)], \quad (2.3.32)$$

$$A_4 = \omega \cdot [2 \cdot \tau^2 \cdot (1 + \omega^2)^2 + 4 \cdot \tau \cdot (1 + \omega^2) + 3 - \omega^2] \cdot \sin[2 \cdot \omega \cdot (\tau_{max} - \tau)]. \quad (2.3.33)$$

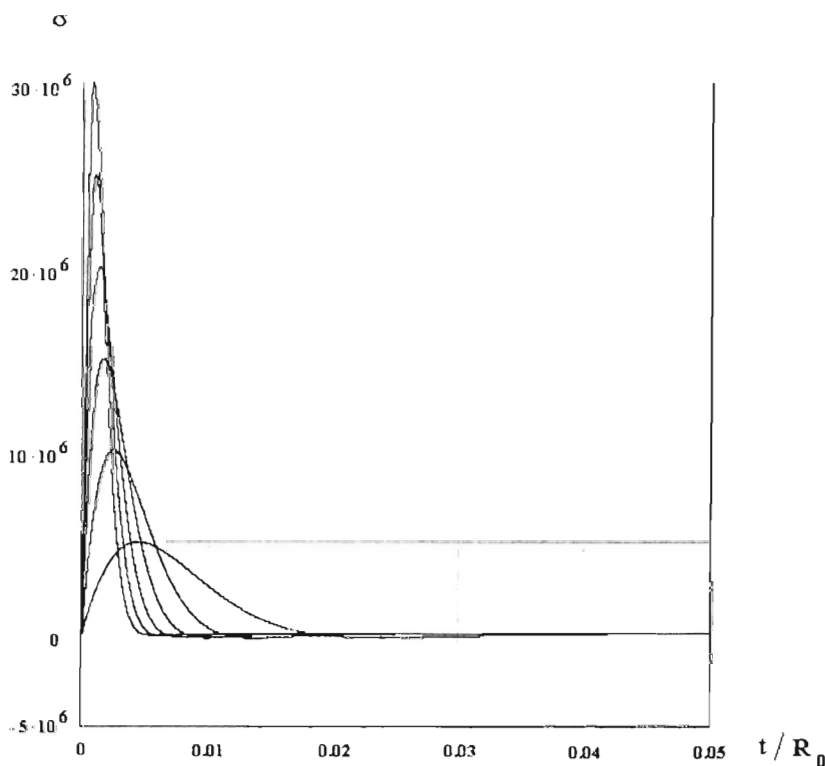


Рис. 2.3.3. Характер изменения $\sigma = f(t)$

Численное значение t_+ может быть определено из равенства $t_+ = t_{max}/\tau_{max}$ с учетом формулы (2.3.18):

$$t_+ = \alpha \cdot R_{\theta} \cdot \frac{R_{max}/R_{\theta}}{2^{0.5}} \cdot \frac{1}{\tau_{max} - 1}. \quad (2.3.34)$$

Введем обозначение постоянной, не зависящей от времени действия нагрузки:

$$k_e = \frac{g \cdot \sigma_{max}^2}{\gamma_n \cdot c_p} \cdot \alpha \cdot R_{\theta}. \quad (2.4.35)$$

В качестве примера на рис. 2.3.4 приведены графики изменения функции $e_s/k_e = f(\tau)$ при различных значениях коэффициента крепости породы (эталонное ВВ, $U_{y\partial} = 439810$ кгм/кг, $\gamma_{\text{ВВ}} = 800$ кг/м³). Из графиков видно, что плотность потока энергии растет по мере расширения котловой полости от начального радиуса R_0 до максимального R_{max} . По окончании расширения полости числовое значение e_s стабилизируется и остается практически постоянным, из чего можно заключить, что возможные затухающие колебательные движения (пульсации) полости практически не оказывают никакого влияния на количество упругой энергии в волне напряжения.

Аналогичным образом получена и расчетная формула для определения удельного импульса (i_s , кг·с/м²):

$$i_s = \sigma_{\text{max}} \cdot a \cdot R_0 \cdot \frac{R_{\text{max}}/R_0}{2^{0.5} \cdot (\tau_{\text{max}} - l)} \cdot \frac{\exp(l)}{(l + \varpi^2)^2} \cdot (B_1 - B_2 + B_3). \quad (2.3.36)$$

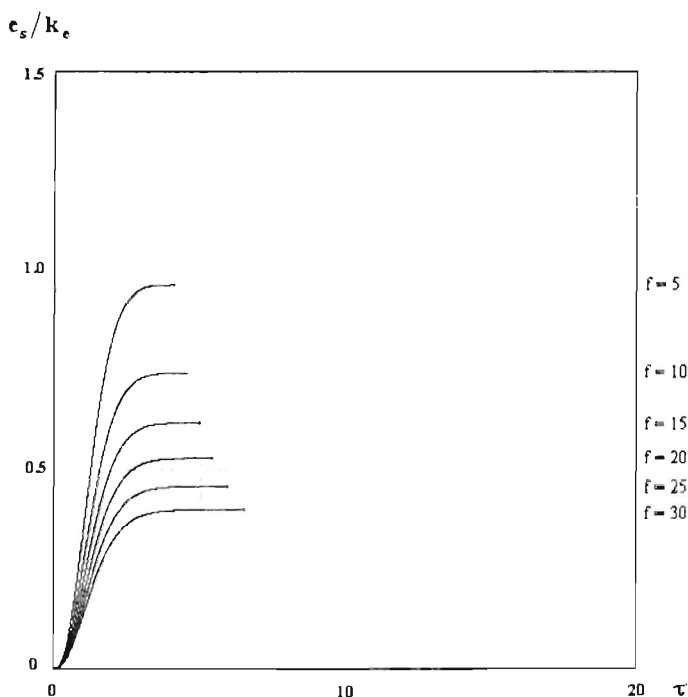


Рис. 2.3.4. График функции $e_s/k_e = f(\tau)$

При этом

$$B_1 = \varpi \cdot \exp(-\tau) \cdot \left[\tau \cdot (l + \varpi^2) + 2 \right] \cdot \cos[\varpi \cdot (\tau_{\text{max}} - \tau)], \quad (2.3.37)$$

$$B_2 = \exp(-\tau) \cdot \left[\tau \cdot (l + \varpi^2) + l - \varpi^2 \right] \cdot \sin[\varpi \cdot (\tau_{\text{max}} - \tau)], \quad (2.3.38)$$

$$B_3 = (l - \varpi^2) \cdot \sin(\varpi \cdot \tau_{\text{max}}) - 2 \cdot \varpi \cdot \cos(\varpi \cdot \tau_{\text{max}}). \quad (2.3.39)$$

На рисунке 2.3.5 в качестве примера приведены графики изменения функции $i_s/(\sigma_{\text{max}} \cdot a \cdot R_0) = f(\tau)$ при различных значениях коэффициента крепости породы f (эталонное ВВ. $U_{y\partial} = 439810$ кгм/кг, $\gamma_{\text{ВВ}} = 800$ кг/м³). Видно, что величина удельного импульса достигает максимального значения в момент полного расширения котловой

полости. При этом для слабых пород наблюдается последующее незначительное снижение величины i_s , что обусловлено возвратным движением стенок котловой полости.

Таким образом, выполненный анализ показывает, что предлагаемая форма уравнения (2.3.19) отвечает логике процесса взрыва в породах и позволяет выявить некоторые особенности динамического нагружения массива при изменении начальных условий (коэффициент крепости пород, удельная энергия и объемный вес применяемого ВВ). Это дает основание для использования зависимости (2.3.19) при анализе протекающих процессов, сущность которого заключается в следующем.

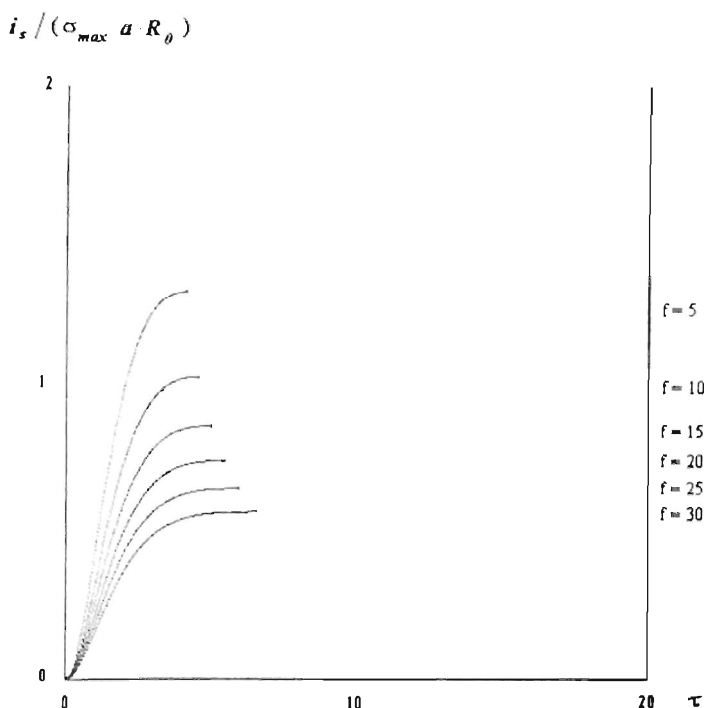


Рис.2.3.5. График функции $i_s / (\sigma_{max} \cdot a \cdot R_0) = f(\tau)$

В общем случае величина σ_{max} , входящая в формулу (2.3.19), помимо всех прочих параметров (f , $\gamma_{ВВ}$, U_{y0}) определяется расстоянием от заряда до точки наблюдения (R , м). Вместе с тем очевидно, что должно иметь место какое-то характерное сочетание σ_{max} и R , определяющее характер дальнейшего распространения волны напряжения по породному массиву.

При определении параметра R необходимо иметь в виду, что затраты энергии на генерирование чисто упругой волны в полной мере реализуются при отсутствии процессов разрушения, т.е. когда величина энергонасыщения элементарного объема породы становится меньше энергоемкости ее разрушения. Отсюда следует, что условной границей упругого источника может служить область, размер которой определяется радиусом разрушения породы (R_p , м), т.е.

в качестве параметра R_* может быть принят размер области предельных разрушений R_p .

Для определения характерного значения σ_{max} будем рассуждать следующим образом. Плотность потока энергии, определяемую равенством (2.3.29), можно также представить в виде кинетической энергии движения массы m_S :

$$e_S = \frac{m_S \cdot v^2}{2}, \quad (2.3.40)$$

где m_S - масса породы, приходящейся на единицу площади, кг/м^2 ; v - скорость смещения этой массы, м/с .

Применительно к рассматриваемому случаю

$$m_S = \frac{R \cdot \gamma_n}{3 \cdot g}. \quad (2.3.41)$$

Учитывая, что расстояние R может быть выражено как $R = t \cdot c_p$, из формулы (2.3.40) с учетом равенства (2.3.29) находим зависимость изменения скорости смещения:

$$v = \frac{g \cdot \sigma_{max}}{\gamma_n \cdot c_p} \cdot \left[\frac{3}{4} \cdot \frac{\exp(2 - 2 \cdot \tau)}{\tau \cdot (1 + \tau^2)^3} \cdot (A_1 - A_2 + A_3 + A_4) \right]^{\frac{1}{2}}. \quad (2.3.42)$$

Как видно из данной формулы, сомножитель, стоящий перед квадратными скобками, при $\sigma_{max} = \sigma_{сж}$ определяет скорость смещения v' при максимальном давлении, равном пределу прочности породы на сжатие. Анализ зависимости (2.3.42) показал, что практически во всем диапазоне изменения начальных параметров γ_{BB} , $U_{y\partial}$ и f отношение $v / v' \approx 2$ (отклонение не превышает 7%). Таким образом, полученные результаты позволяют сделать вывод, что на границе области разрушений максимальное напряжение в упругой волне примерно вдвое превышает статический предел прочности на одноосное сжатие. Это согласуется с выводами, сделанными из формулы (2.3.17).

Для определения закономерностей распространения упругой волны по массиву воспользуемся упрощенной моделью. Представим источник упругой волны в виде сферы, ограниченной областью предельных разрушений и имеющей начальный запас упругой энергии:

$$E_{yup} = e_S \cdot 4 \cdot \pi \cdot R_p^2, \quad (2.3.43)$$

где e_S - плотность потока энергии на границе области на момент максимального расширения котловой полости, кгм/м^2 ; R_p - размер области предельных разрушений, м .

С другой стороны, запас упругой (потенциальной) энергии можно представить в виде кинетической энергии:

$$E_k = \frac{M_{yup} \cdot v_{кр}^2}{2 \cdot g}, \quad (2.3.44)$$

где M_{yup} - вес породы в упругой области, кг ; $v_{кр}$ - начальная скорость смещения на границе упругой области, м/с .

При этом величина $v_{кр}$ определяется значением критической скорости смещения на границе области предельных разрушений, поскольку, согласно

принятой расчетной схеме, разрушение породы при $R > R_p$ не происходит. Значение $v_{кр}$ может быть получено из равенства $v_{кр} = 2 \cdot \sigma_{сжс} \cdot g / (\gamma_n \cdot c_p)$.

При последующем распространении накопленной упругой энергии по массиву в движение вовлекается последовательно увеличивающийся объем (соответственно и масса) породы. Если предположить, что процесс распространения упругой энергии происходит без существенных потерь (такое предположение оправдано условием отсутствия разрушения породы за пределами упругого источника), то исходя из закона сохранения энергии всей системы (источник-массив) можно записать равенство:

$$\frac{M_{инп} \cdot v_{кр}^2}{2 \cdot g} = \frac{M \cdot v^2}{2 \cdot g}, \quad (2.3.45)$$

где M - общий вес породы, вовлеченной в движение, в упругой области, кг.

Пренебрегая малостью величины уплотнения породы (считаем $\gamma_n \approx const$), для объемов соответствующих областей запишем:

$$V_{инп} = \frac{4}{3} \cdot \pi \cdot (R_p^3 - R_0^3), \quad (2.3.46)$$

$$V = \frac{4}{3} \cdot \pi \cdot (R^3 - R_0^3), \quad (2.3.47)$$

где R_0 - радиус заряда, м.

С учетом этого находим величину скорости смещения массива на расстоянии R от заряда ($R \geq R_p$):

$$v = v_{кр} \cdot \left[\frac{(R_p/R_0)^3 - 1}{(R/R_0)^3 - 1} \right]^{\frac{1}{2}}. \quad (2.3.48)$$

Пренебрегая малостью единицы по сравнению с величинами $(R_p/R_0)^3$ и $(R/R_0)^3$, можно записать:

$$v = v_{кр} \cdot \left(\frac{R_p}{R} \right)^{1.5}. \quad (2.3.49)$$

После раскрытия значений $v_{кр}$ и R_p получаем окончательный вид формулы, соответствующий виду известной формулы М.А.Садовского (что лишь подтверждает справедливость расчетных положений):

$$v = k_c \cdot \left(\frac{Q^{1/3}}{R} \right)^{1.5}. \quad (2.3.50)$$

При этом значение коэффициента сейсмичности k_c определяется следующим образом:

$$k_c = 0.13 \cdot f^{0.395} \cdot [(1 - \eta) \cdot U_{уд}]^{1.25}. \quad (2.3.51)$$

В качестве примера на рис.2.3.6 показаны графики зависимости коэффициента сейсмичности от коэффициента крепости пород по шкале Протодяконова: для ВВ типа аммонит 6ЖВ при плотности ВВ $\gamma_{ВВ} = 950 \text{ кг/м}^3$ (кривая 1) и $\gamma_{ВВ} = 1200 \text{ кг/м}^3$ (кривая 2), а также для ВВ типа детонита: при плотности $\gamma_{ВВ} = 950 \text{ кг/м}^3$ (кривая 3) и $\gamma_{ВВ} = 1200 \text{ кг/м}^3$ (кривая 4).

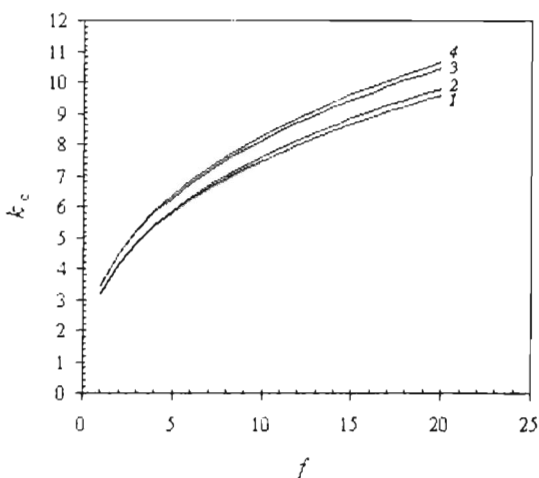


Рис. 2.3.6. Графики коэффициента сейсмичности

происходит под действием растягивающих усилий, требующих меньших энергозатрат. В этом случае условный удельный расход ВВ определится из соотношения:

$$q_{усж} = q_{др} \cdot \left(\frac{A_p}{A_{сжс}} \right)^{0.5}, \quad (2.3.52)$$

где $q_{др}$ - расчетный удельный расход ВВ на дробление, кг/м^3 ; A_p - удельная работа разрушения под действием растягивающих усилий, кгм/м^3 ; $A_{сжс}$ - удельная работа разрушения под действием сжимающих усилий, кгм/м^3 .

Учитывая ранее полученные корреляционные зависимости для A_p и $A_{сжс}$, а также принимая во внимание, что в общем виде радиус зоны разрушения вокруг сосредоточенного заряда определяется как $R = [3 \cdot Q / (4 \cdot \pi \cdot q)]^{1/3}$, находим радиус области разрушения под действием растягивающих усилий:

$$R_{усл} = 1.196 \cdot f^{0.08} \cdot \left(\frac{Q}{q_{др}} \right)^{1/3}, \quad (2.3.53)$$

Если фактическая глубина W размещения заряда равна или больше значения $R_{усл}$, то интенсивность сейсмоздействия определяется коэффициентом сейсмичности k_c , рассчитанным по формуле (2.3.51), в противном случае (при $W < R_{усл}$) - коэффициентом сейсмичности k_{c*} , который рассчитывают по формуле:

$$k_{c*} = k_c \cdot \left(\frac{W}{R_{усл}} \right)^{1.5}. \quad (2.3.54)$$

Таким образом, условное разделение динамической нагрузки на поршневую и волновую составляющие позволило уточнить механизм и граничные условия образования сейсмозрывной волны, а также определить характер изменения ее

Равенство (2.3.50)

характеризует интенсивность сейсмоздействия заряда, размещенного в массиве на достаточно большом удалении от свободной поверхности. В случае размещения заряда вблизи свободной поверхности влияние последней на интенсивность сейсмоздействия может быть учтена следующим образом. Если в отсутствие свободной поверхности разрушение породы происходит под действием сжимающих усилий со стороны продуктов детонации, то при размещении заряда вблизи свободной поверхности разрушение приповерхностного слоя породы

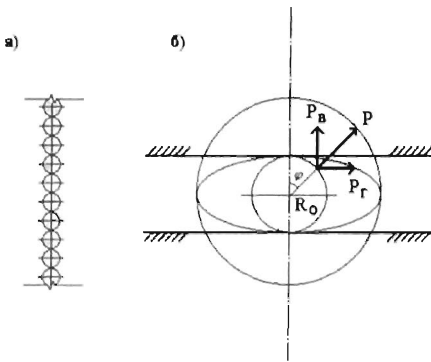


Рис.2.3.7. Поясняющая схема

обеспечения сохранности законтурного породного массива, основной причиной разупрочнения которого является сейсмовзрывное воздействие скважинных зарядов. Поэтому одним из основных элементов проектирования массового взрыва на уступе является оценка вероятности разупрочнения породного массива за пределами предельного контура на основе определения ожидаемой интенсивности сейсмовоздействия скважинных зарядов.

Рассмотрим решение задачи по аналогии с изложенным выше. Расчетная схема в данном случае точно такая же, что и для сосредоточенного заряда (рис.2.3.1), но при этом считаем, что на этом рисунке показано поперечное сечение для цилиндрического заряда бесконечной длины. Расчеты производим на единицу длины заряда. Повторив рассуждения, изложенные выше, и учитывая разницу в определении соответствующих объемов для сферы и цилиндра единичной длины, получаем формулу для расчета скорости смещения породы под действием поршневой составляющей динамической нагрузки при взрыве линейного заряда:

$$v_{\text{поршн}} = v_{\text{кп}} \cdot \frac{R_{\text{кп}}}{R}. \quad (2.3.55)$$

Скорость расширения котловой полости определяется равенством (2.3.9), однако при этом следует иметь в виду, что при расчете максимального радиуса R_{max} по формуле (2.3.8) значение $\eta_{\text{кп}}$ для случая осевой симметрии будет отличаться от значения, определяемого для сосредоточенного заряда. Причина этого заключается в следующем. Представим линейный заряд в виде непрерывной цепочки соприкасающихся элементарных одинаковых по массе сосредоточенных зарядов (рис.2.3.7а). В этом случае при рассмотрении одного из них (рис.2.3.7б) действие двух соседних в силу симметрии может быть заменено на две абсолютно жесткие поверхности.

Пусть на элементарную площадку поверхности расширяющейся сферической полости действует давление P продуктов детонации. В этом случае вертикальные компоненты P_v , действующие вдоль оси линейного заряда, компенсируются соответствующими компонентами от соседних элементарных сосредоточенных зарядов и в процессе расширения полости, ограниченной с двух сторон жесткими поверхностями, участвуют только горизонтальные компоненты P_r ,

энергетических параметров в зависимости от начальных условий взрывания. Полученные в результате решения задачи расчетные формулы позволяют выполнить оценку ожидаемой интенсивности сейсмовоздействия технологических взрывов с применением как сосредоточенных, так и линейных (скважинных, шпуровых) зарядов промышленных ВВ.

Отличительной особенностью применения скважинной отбойки при обработке уступов в их предельном положении является необходимость

которые зависят от угла φ и определяются как $P_r = P \cdot \sin(\varphi)$. Интегрирование P_r по $d\varphi$ в пределах от $\varphi = 0$ до $\varphi = \pi$ позволяет определить суммарное давление $P_{r(\Sigma)} = 2 \cdot P$.

Обозначив условный радиус элементарной сферы как R_0 , получаем следующие равенства для полной энергии в объеме сферы $E_{сф}$ и в объеме эллипсоида $E_{эл}$:

$$E_{сф} = \frac{32}{3} \cdot \pi \cdot R_0^3 \cdot P, \quad (2.3.56)$$

$$E_{эл} = \frac{16}{3} \cdot \pi \cdot R_0^3 \cdot P. \quad (2.3.57)$$

Подставив в (2.3.57) значение P из (2.3.56) и считая $E_{сф}$ энергией расширения полости при взрыве сосредоточенного заряда E_c , а $E_{эл}$ - энергией расширения полости при взрыве линейного заряда E_n , получаем соотношение $E_n = 0.5 \cdot E_c$.

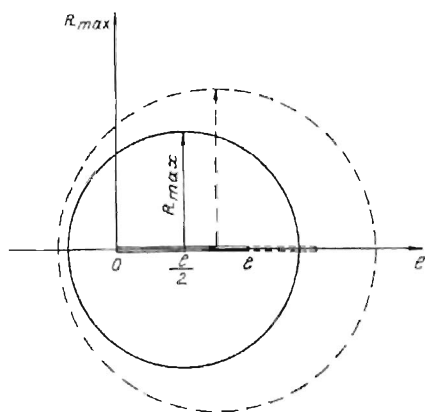


Рис.2.3.8. Расчетная схема

Второй (независимый) метод проверки основан на результатах решения задачи об изменении геометрических параметров котловой полости при увеличении длины линейного заряда. При этом были использованы следующие предположения:

во-первых, очевидно, что по мере увеличения длины L линейного заряда радиусом r_0 от начального значения $L_0 = 2 \cdot r_0$ (сосредоточенный заряд) до некоторого значения $L_{эф}$ форма котловой полости будет оставаться сферической, а ее максимальный радиус R_{max} будет увеличиваться,

поскольку общий вес ВВ с увеличением длины линейного заряда растет;

во-вторых, очевидно также, что геометрия заряда не может существенно влиять на характер протекания процесса детонации, который является основным фактором, определяющим параметры начального состояния расширяющихся продуктов детонации.

Исходя из этих предпосылок рассмотрим расчетную схему, представленную на рис.2.3.8. В качестве показателя, свидетельствующего об изменении геометрии котловой полости при увеличении длины линейного заряда используем расстояние Δ от торца линейного заряда до границы котловой полости (по оси заряда) в момент ее полного расширения:

$$\Delta = R_{max} - 0.5 \cdot L. \quad (2.3.58)$$

При $L < L_{эф}$ максимальный радиус полости R_{max} определяется по формуле, соответствующей случаю сосредоточенного заряда весом $Q = \pi \cdot r_0^2 \cdot L \cdot \gamma_{ВВ}$:

$$R_{max} = \left(\frac{3}{4} \cdot r_0^2 \cdot \frac{\eta_c \cdot \gamma_{ВВ} \cdot U_{зд}}{P_h} \right)^{1/3} \cdot L^{1/3}, \quad (2.3.59)$$

где η_c - коэффициент использования начальной энергии взрыва сосредоточенного заряда ВВ на расширение котловой полости, ед.; $\gamma_{ВВ}$ - объемный вес ВВ, кг/м³; U_{yd} - удельная энергия ВВ, кгм/кг; P_h - противодавление на глубине взрыва, кг/м².

Приведя равенство (2.3.59) к виду $R_{max} = A \cdot L^{1/3}$ и подставив это значение в (2.3.59), из условия $dA/dL = 0$ находим характерное значение длины линейного заряда $L_{эф} = \left(\frac{2}{3} \cdot A\right)^{3/2}$, при котором начинаются изменения в геометрии образусмой полости. Подставив это значение длины в равенство (2.3.59), получаем:

$$R_{max} = r_0 \cdot \left(\frac{\eta_c \cdot \gamma_{ВВ} \cdot U_{yd}}{2 \cdot P_h} \right)^{1/2}. \quad (2.3.60)$$

Обозначив коэффициент использования начальной энергии взрыва линейного заряда на расширение цилиндрической котловой полости как η_u , запишем аналогичное равенство, вытекающее из уравнения баланса энергии для зарядов с осевой симметрией:

$$R_{max} = r_0 \cdot \left(\frac{\eta_u \cdot \gamma_{ВВ} \cdot U_{yd}}{P_h} \right)^{1/2}. \quad (2.3.61)$$

Из сравнения (2.3.60) и (2.3.61) видно, что $\eta_u = 0.5 \cdot \eta_c$.

Таким образом, коэффициент использования начальной энергии взрыва на расширение полости при взрыве линейных зарядов вдвое меньше значения, соответствующего случаю применения сосредоточенных зарядов, что необходимо учитывать при расчетах по формуле (2.3.55).

Применительно к линейному заряду бесконечной длины формулу (2.3.48) расчета скорости смещения массива под действием волновой составляющей динамической нагрузки, пренебрегая малостью единицы по сравнению с величинами $(R_p/r_0)^2$ и $(R/r_0)^2$, можно представить в виде (при $R \geq R_p$):

$$v = v_{кр} \cdot \frac{R_p}{R}. \quad (2.3.62)$$

После раскрытия значений $v_{кр}$ и R_p получаем окончательный вид расчетной формулы:

$$v = k_c \cdot \frac{\sqrt{p}}{R}, \quad (2.3.63)$$

где p - линейная плотность заряда, кг/м.

Учитывая, что на практике применяются скважинные заряды ограниченной длины, формула (2.3.63) может быть использована только для очень близких расстояний от точки наблюдения до оси заряда, когда действием концевых участков заряда можно пренебречь. По мере удаления от скважинного заряда искажения от конечности его линейных размеров будут все ощутимее, поэтому в расчеты необходимо вносить соответствующие поправки.

Для учета конечных размеров реального скважинного заряда поступим следующим образом (рис.2.3.9). Учитывая, что удельная кинетическая энергия определяется как $e_v = 0.5 \cdot \rho_n \cdot v^2$ (где $\rho_n = \gamma_n/g$ - массовая плотность породы, кг·с²/м⁴), и используя ранее полученную зависимость (2.3.52), после

дифференцирования de_V/dQ , подстановки значений $dQ = p \cdot dl$ и $R = \sqrt{X_A^2 + (l_{заб} - Y_A + l)^2}$ после интегрирования полученного выражения в пределах от $l = 0$ до $l = L_3$ применительно к скважинному заряду получаем:

$$e_V = \frac{\rho_n \cdot k_c^2}{2} \cdot \frac{p}{X_A^2} \cdot F(L_3). \quad (2.3.64)$$

Функция учета конечных размеров заряда:

$$F(L_3) = \frac{l_{заб} - Y_A + L_3}{\sqrt{X_A^2 + (l_{заб} - Y_A + L_3)^2}} - \frac{l_{заб} - Y_A}{\sqrt{X_A^2 + (l_{заб} - Y_A)^2}}. \quad (2.3.65)$$

С учетом этого из соотношения $v = \sqrt{2 \cdot e_V / \rho_n}$ находим величину скорости смещения:

$$v = k_c \cdot \frac{\sqrt{p}}{X_A} \cdot \left[\frac{l_{заб} - Y_A + L_3}{\sqrt{X_A^2 + (l_{заб} - Y_A + L_3)^2}} - \frac{l_{заб} - Y_A}{\sqrt{X_A^2 + (l_{заб} - Y_A)^2}} \right]. \quad (2.3.66)$$

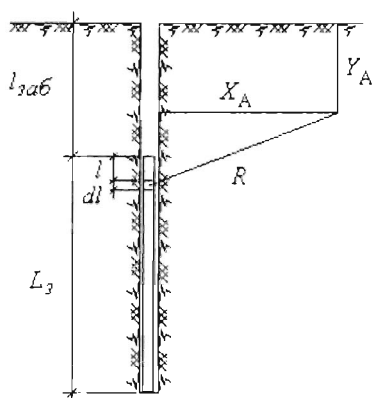


Рис. 2.3.9. Расчетная схема

Как видим, первых два множителя правой части равенства (2.3.66) определяют скорость смещения для бесконечного скважинного заряда, а третий множитель характеризует влияние конечных размеров реального скважинного заряда.

Для проверки полученных соотношений были использованы результаты независимых экспериментальных работ, проведенных на одном из карьеров ОАО "Апатит". Взрывные скважины диаметром 250 мм заряжали граммонитом 79/21 с линейной плотностью 43-47 кг/м. Крепость пород по шкале М.М.Протоdjяконова составляла $f = 8-12$.

На первом этапе была определена интенсивность сейсмо-воздействия одиночного скважинного заряда в условиях камуфлета (рис.2.3.10). Измерения выполнялись датчиками, установленными на глубине 11 м на удалениях соответственно 6, 12 и 18 м. Результаты инструментальных замеров показаны на рис.2.3.11 точками, здесь же нанесены две кривые, построенные по приведенным выше формулам. Как видим, расчетные значения скорости смещения достаточно точно отражают характер распределения экспериментальных точек.

На втором этапе экспериментальных работ была определена интенсивность сейсмоздействия одиночного скважинного заряда в условиях уступа (рис.2.3.12). Измерения выполнялись датчиками, установленными на глубине 11 м на удалении соответственно 3, 6 и 12 м. Результаты инструментальных замеров показаны на рис.2.3.13. точками. Как видим, и в этом случае расчетные значения скорости смещения достаточно точно отражают характер распределения экспериментальных точек.

*Данные любезно предоставлены докт.техн.наук С.А.Козыревым.

Как правило, одиночные скважинные заряды применяются крайне редко. В практике производства буровзрывных работ скважинные заряды обычно объединяют в группы (ряды), которые взрывают последовательно, с определенным замедлением, достаточным для эффективного дробления породы между рядами.

В этом случае максимальную скорость смещения можно определить исходя из принципа суперпозиции как $v = \sqrt{\frac{2}{\rho_n} \cdot \sum_{i=1}^N e_{V(i)}}$, где N - число скважинных зарядов

в ряду. Величина удельной кинетической энергии $e_{V(i)}$ для каждого из скважинных зарядов определяется по формуле (2.3.64) в единой системе пространственных координат. Такой подход можно считать достаточно корректным, поскольку, согласно существующим методам оценки интенсивности сейсмоздействия ряда одновременно взрывааемых скважинных зарядов, сейсмический эффект в данной точке определяется как сумма сейсмических эффектов от отдельных зарядов.

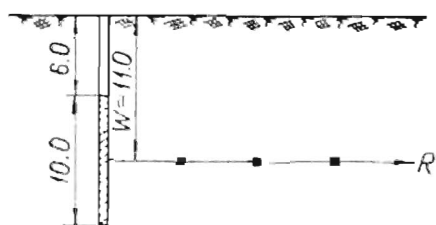


Рис.2.3.10. Схема размещения скважинного заряда на первом этапе работ

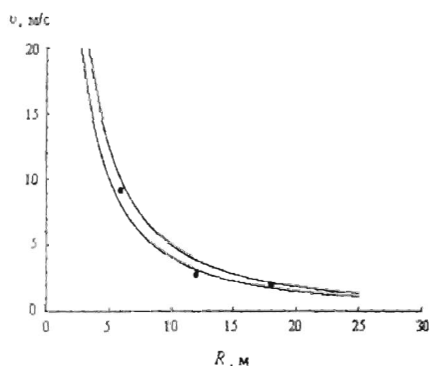


Рис.2.3.11. Сопоставление фактических и расчетных значений скорости смещения при взрыве скважинного заряда в условиях камуфлета

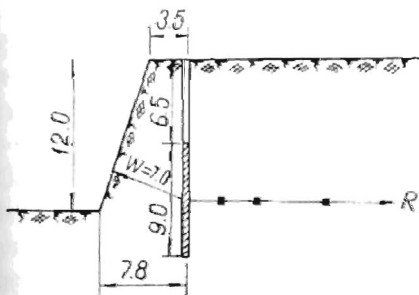


Рис.2.3.12. Схема размещения скважинного заряда на втором этапе работ

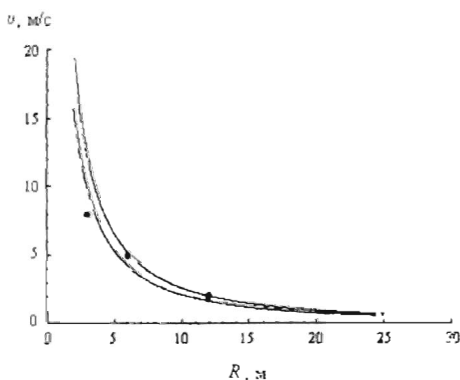


Рис.2.3.13. Сопоставление фактических и расчетных значений скорости смещения при взрыве скважинного заряда в условиях уступа

3. ОБЩИЕ ПОЛОЖЕНИЯ ПО ПРОЕКТИРОВАНИЮ И ПРОИЗВОДСТВУ БУРОВЗРЫВНЫХ РАБОТ ПРИ ПОСТАНОВКЕ УСТУПОВ В ПРЕДЕЛЬНОЕ ПОЛОЖЕНИЕ

Рассмотрим некоторые наиболее общие положения, определяющие основные принципы проектирования буровзрывных работ на предельном контуре карьера:

инженерно-геологическое и маркшейдерское обеспечение проектирования и производства буровзрывных работ при постановке уступов в предельное положение;

общие принципы проектирования буровзрывных работ при постановке уступов в предельное положение;

обоснование технологии и параметров взрывания предконтурных блоков.

3.1. Инженерно-геологическое и маркшейдерское обеспечение проектирования и производства буровзрывных работ

Инженерно-геологическое обеспечение буровзрывных работ. В общем случае геология участка является первичным и наиболее существенным фактором, определяющим как условия производства буровзрывных работ, так и характер изменения долговременной устойчивости каждого уступа в отдельности и всего борта в целом. Фактор геологии является, пожалуй, единственным фактором, который нельзя изменить в силу его природного характера и с которым приходится считаться даже несмотря на порой весьма неблагоприятные условия. Единственный реальный выход - по возможности наиболее полное изучение породного массива и получение максимально достоверной информации о его фактическом состоянии на различных участках производства работ, особенно на предельном контуре карьера, поскольку в конечном итоге состояние именно этого участка определяется как предельные углы наклона борта, так и условия обеспечения долговременной устойчивости породных обнажений.

Исходя из этого становится очевидным, что наиболее важным элементом проектирования технологических взрывов на предельном контуре карьера является учет фактического состояния и структурных особенностей породного массива непосредственно в зоне производства взрыва и в прилегающей к взрываемому участку области. Это обусловлено необходимостью не только обеспечения качественного дробления взрываемой породы и снижения до минимума техногенных нарушений формируемого уступа, но и соблюдения условий, исключающих существенное накопление деформаций на уступах других горизонтов, формирование потенциально неустойчивых участков и провоцирование их непрогнозируемого обрушения.

Указанные требования могут быть выполнены на основе детального изучения массива как непосредственно взрываемого участка, так и прилегающих к нему участков выше и ниже расположенных уступов. Результатом такого изучения должно быть детальное инженерно-геологическое описание, в котором были бы отражены следующие данные:

границы распространения всех петрографических разновидностей пород с указанием их прочностных свойств;

дизъюнктивные нарушения и тектонические трещины с указанием их протяженности и элементов залегания (азимута простираения, угол падения), основные системы явно выраженных трещин (с особым выделением трещин, определяющих угол откоса формируемого уступа), элементы их залегания (азимут простираения, угол падения), степень раскрытия, тип заполнителя;

наличие структурных неоднородностей, которые при отработке взрываемого уступа могут сформировать плоскость скольжения и стать причиной крупномасштабного обрушения (оползня) двух и более вышележащих уступов;

наличие обводненных участков как на взрываемом уступе, так и на вышележащих уступах; характер обводненности.

На основе полученного описания может быть построена пространственная инженерно-геологическая модель взрываемого участка с указанием фактических границ распространения петрографических разновидностей пород и их прочностных свойств, выявленных систем трещин, участков различной степени обводненности. После нанесения на эту модель проектных границ отбиваемого блока могут быть выявлены участки формируемого в конечном положении уступа, которые после производства взрыва могут стать потенциально опасными с точки зрения вывалообразования. При необходимости (недостатке имеющихся на момент построения модели фактических данных) выполняется натурное уточнение (детализация) недостающих структурных особенностей и проводится повторный анализ уточненной инженерно-геологической модели (для повышения эффективности и оперативности такого анализа целесообразно использование специализированных компьютерных программ, позволяющих выполнять расчеты устойчивости уступов по фактическим данным, полученным в результате детального инженерно-геологического описания).

Маркшейдерское обеспечение буровзрывных работ. Качество проектирования буровзрывных работ на предельном контуре карьера в значительной степени зависит от точности учета реальной геометрии планируемого к взрыву блока - его контура в плане, высотных отметок на рабочей площадке, наличия или отсутствия навала ранее взорванной породы и т.д. Получение фактических данных о пространственных параметрах блока - задача маркшейдерской службы рудника.

В состав маркшейдерских работ при подготовке технологического взрыва входит съемка фактической линии подошвы вышележащего уступа, контура бровки взрываемого уступа, характерных высотных отметок на рабочей площадке взрываемого уступа, фактических границ ранее взорванного блока, границы развала взорванной породы (в случае взрывания на неподобранный забой). Результаты съемки наносятся на инженерно-геологическую модель взрываемого участка, что позволяет определить предполагаемые объемы взрывания, выделить в пределах контура взрываемого блока структурно неоднородные участки, требующие дифференцированного подхода к определению параметров размещения и взрывания зарядов, уточнить места расположения отдельных скважин.

После составления и утверждения проекта массового взрыва маркшейдерская служба выносит на натуру проектную границу формируемой в конечном положении бермы, выполняет разметку контурных и отбойных

скважин, контролирует точность исполнения проекта бурения, выполняет съемку фактических параметров расположения пробуренных скважин на блоке. После производства взрыва маркшейдерская служба выполняет съемку контура развала породы, фактической линии бровки образованной бермы. Перед экскавацией отбитой горной массы маркшейдерская служба выносит на натуру контур предстоящей выемки и место начала работ, в процессе экскавации осуществляет контроль за полнотой очистки и планировки вновь образованной бермы, после экскавации выполняет съемку фактической линии подошвы уступа, фактических высотных отметок на уровне проектной отметки выемки.

3.2. Общие принципы проектирования буровзрывных работ

Основным требованием, предъявляемым к технологии отбойки на предельном контуре карьера, является обеспечение максимальной степени сохранности формируемых породных уступов - как откоса, так и бермы. Это обусловлено необходимостью поддержания безопасного состояния уступов на протяжении достаточно длительного времени существования карьера. Основной путь выполнения указанного требования очевиден: необходимо снизить интенсивность техногенного воздействия на окружающий породный массив до минимально приемлемого уровня, который бы обеспечил, с одной стороны, достаточную степень сохранности законтурного массива, с другой, достаточную технологичность производства буровзрывных работ.

Наиболее эффективными методами снижения интенсивности техногенного воздействия являются: применение контурного и буферного взрывания; ограничение объема блоков, взрываемых за один прием; изменение направления развития взрыва; использование комбинированных зарядов. Комплексное использование этих методов позволяет достичь желаемых результатов практически в любых условиях, характерных для большинства карьеров горнодобывающих предприятий.

Контурное взрывание. В общем случае метод контурного взрывания применяют для образования гладкой поверхности отрыва и снижения степени нарушенности законтурного массива. Характерной особенностью этого метода является реальная возможность защиты породы от растрескивания, благодаря чему она не теряет прочностных свойств. Качественно оформленные породные уступы, как правило, не требуют дополнительных затрат на их оборку (обезопасивание) и укрепление. Кроме того, в ряде случаев использование контурного взрывания способствует сокращению притока воды благодаря уменьшению степени разуплотнения законтурного массива, характеризующегося блочным строением.

По параметрам бурения, заряжания и очередности инициирования метод контурного взрывания можно разделить на предварительное щелеобразование, последующие оконтуривание и специальные методы.

Предварительное щелеобразование реализуется путем бурения вдоль проектной линии отрыва параллельных между собой и расположенных в плоскости отрыва скважин, которые заряжают линейными зарядами существенно меньшей, по сравнению с отбойными зарядами, линейной плотности, и взрывают одновременно с некоторым опережением по отношению к отбойным скважинным зарядам или

отдельно от них (в случае, когда щель формируется как отдельный технологический элемент, до бурения отбойных скважин).

Основным преимуществом предварительного щелеобразования является возможность отделения взрываемого впоследствии технологического блока от окружающего массива, что в нормальных (сухих) условиях позволяет существенно снизить интенсивность сейсмического воздействия отбойных скважинных зарядов на массив. Кроме того, предварительное щелеобразование обеспечивает максимальную степень гладкости образованной поверхности. С технической точки зрения предварительное щелеобразование является наиболее предпочтительным, поскольку может быть реализовано как в масштабах одного уступа, так и нескольких (сдвоенных, стросенных). Предварительное щелеобразование целесообразно применять для формирования вертикальных или крутопадающих уступов.

Последующие оконтуривание реализуется путем бурения вдоль проектной линии отрыва или непосредственно перед ней (в слабых породах) параллельных между собой и расположенных в плоскости отрыва скважин, которые заряжают линейными зарядами существенно меньшей, по сравнению с отбойными зарядами, линейной плотностью и взрывают одновременно с некоторым отставанием по отношению к отбойным скважинным зарядам на блоке (т.е. отбойку породы контурными зарядами производят на свободное пространство). В зависимости от структурных особенностей массива качество образованной поверхности уступа в этом случае может быть таким же, как и при предварительном щелеобразовании или несколько хуже, что обусловлено условиями работы контурных зарядов. Последующее оконтуривание может быть реализовано в пределах только одного уступа и не защищает окружающий породный массив от сейсмического действия взрыва отбойных скважинных зарядов, поэтому данный метод не нашел широкого применения на открытых работах.

Специальные методы контурного взрывания, основанные на использовании холостых (незаряженных) контурных скважин, расположенных на расстоянии друг от друга, равном 2-4 диаметра, на практике применяются очень редко (тем более в карьерных условиях) и поэтому здесь не рассматриваются.

Буферное взрывание. Помимо контурного взрывания для снижения интенсивности разрушения окружающего массива может быть использован метод так называемого буферного взрывания. Суть этого метода заключается в том, что последние два-три ряда отбойных скважин размещают по сгущенной сетке и заряжают соответственно меньшим количеством ВВ (уменьшая величину заряда по мере приближения к проектному контуру формируемого уступа и используя забойку и оставления воздушного промежутка между зарядом и забойкой, рис.3.2.1). Схему инициирования на блоке организуют таким образом, чтобы последовательное взрывание буферных зарядов производилось на свободную поверхность (после взрыва расположенных впереди основных отбойных зарядов).

Буферное взрывание является достаточно эффективным методом формирования породных уступов с непродолжительным сроком службы. Если же при этом использовать дополнительно и контурное взрывание (рис.3.2.2), то срок службы сформированных уступов может быть существенно увеличен.

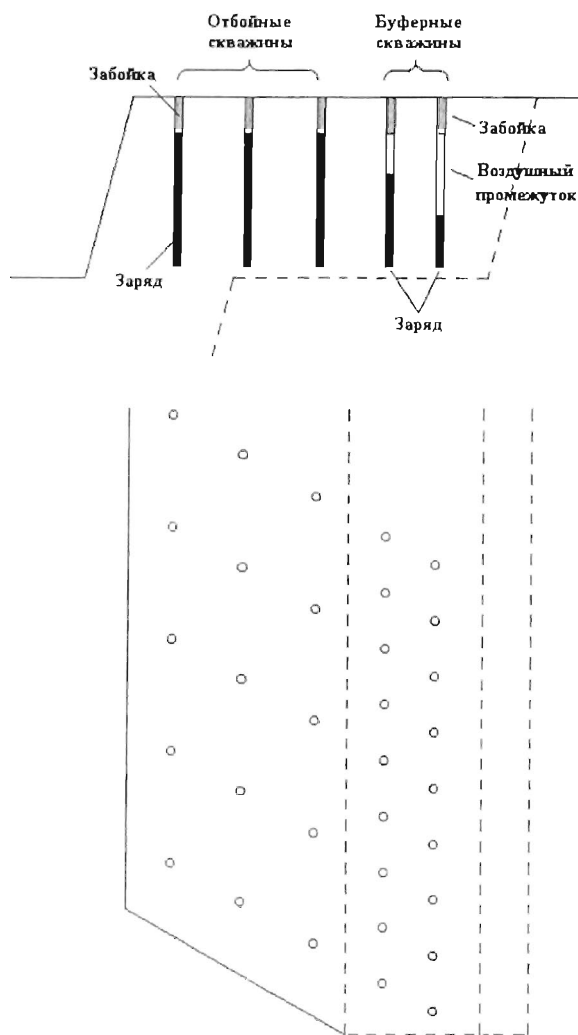


Рис.3.2.1. Общая схема размещения скважин при буферном взрывании

Использование буферных скважин уменьшенного по отношению к основным отбойным скважинам диаметра позволяет, с одной стороны, существенно упростить технологию их заряжания (за счет формирования заряда сплошной колонковой конструкции без оставления воздушного промежутка), с другой, добиться значительного снижения интенсивности сейсмовзрывного воздействия на окружающий породный массив.

Дополнительные методы. К дополнительным методам снижения техногенных нарушений относятся ограничение объема блоков, взрывааемых за один прием, изменение направления развития взрыва и использование комбинированных зарядов.

Ограничение объема блоков, взрывааемых за один прием, производится с учетом нескольких факторов:

фактической конфигурации блока на момент взрыва;
 условий сейсмической безопасности охраняемых объектов;
 структурных особенностей окружающего породного массива;
 наличия на вышележащих горизонтах потенциально опасных
 неустойчивых участков, могущих повлечь за собой значительные обрушения
 после производства взрыва;
 имеющихся в распоряжении типов ВВ и средств взрывания;
 выбранной технологической схемы отбойки (предполагается ли
 использование контурного взрывания, буферных скважин, комбинированных
 схем взрывания и т.д.).

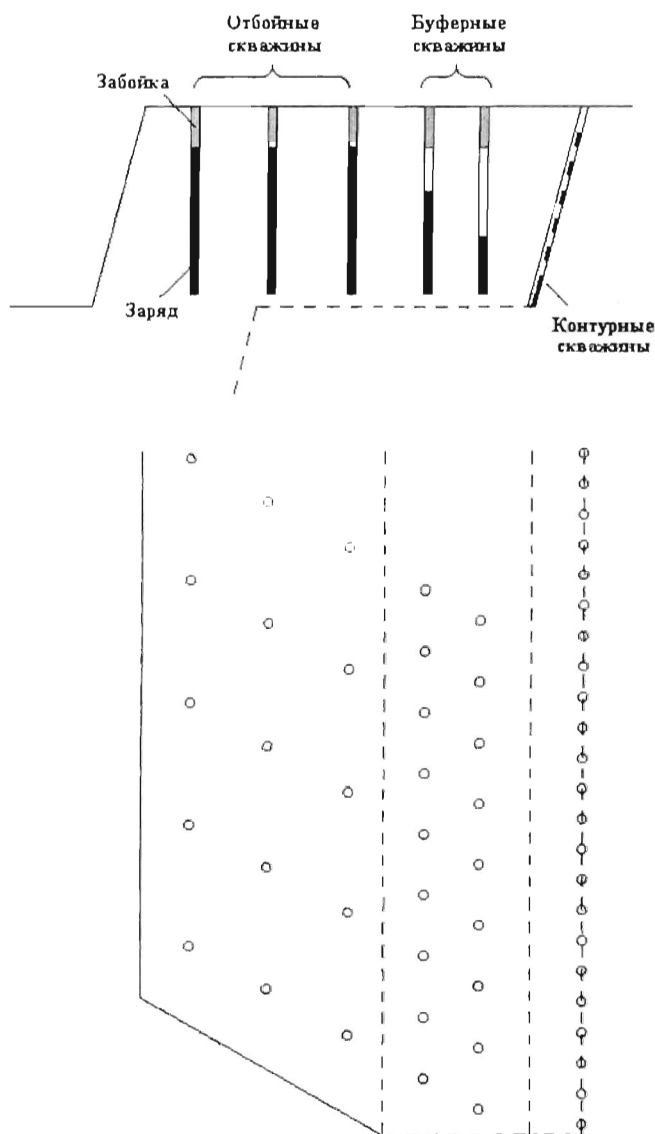


Рис.3.2.2. Общая схема размещения скважин при буферном взрывании

Изменение направления развития взрыва осуществляется путем изменения схемы инициирования и очередности взрывания отбойных скважинных зарядов, например, применения комбинированных схем взрывания с увеличенными интервалами замедления между рядами и использованием короткозамедленного взрывания отдельных скважин в ряду; использования диагональных или поперечных схем отбойки (отброса) породы.

Использование комбинированных зарядов позволяет регулировать интенсивность динамического нагружения окружающего породного массива в зависимости от условий размещения скважинных зарядов на блоке. Например, на основной отбойке применяются скважинные заряды сплошной колонковой конструкции из высокоплотных ВВ повышенной мощности (с применением или без применения забойки); при существенно нарушенной верхней части блока основные отбойные скважины могут заряжаться ВВ разной мощности (нижняя часть - ВВ повышенной мощности, верхняя - ВВ средней или низкой мощности); в буферных отбойных скважинах применяются укороченные заряды сплошной колонковой конструкции из низкоплотных ВВ средней мощности (с оставлением воздушного промежутка между верхним концом заряда и нижним концом забойки) или заряды сплошной колонковой конструкции (при уменьшенном диаметре буферных скважин); в контурных скважинах большого диаметра (200-250 мм) на участках крепких монолитных и слаботрещинчатых пород возможно использование линейных зарядов разного диаметра и разных типов ВВ (например, нижняя половина скважин заряжается шланговыми зарядами ШЗ-4, верхняя - гирляндовыми зарядами аммонита 6ЖВ с оставлением недозаряда в устьевой части скважин: такая конструкция позволяет снизить интенсивность разрушения кромки образуемой бермы безопасности).

3.3. Обоснование технологии и параметров взрывания предконтурных блоков

Изложим основные положения, определяющие целесообразность изменения технологии производства и параметров буровзрывных работ при постановке высоких уступов в конечное положение. Как уже отмечалось выше, основным требованием, предъявляемым к технологии формирования уступов в конечном положении, является обеспечение их долговременной устойчивости. В общем случае такая устойчивость определяется степенью сохранности уступа, которая напрямую зависит от технологии и параметров производства буровзрывных работ как на контуре, так и на отбойке. Степень сохранности будущего вертикального уступа может быть повышена за счет снижения интенсивности сейсмовзрывного воздействия скважинных зарядов на окружающий породный массив.

Основные принципы, которые необходимо соблюдать при разработке конкретных технологических решений, заключаются в следующем (рис.3.3.1):

с целью обеспечения сохранности породного массива в объеме будущего уступа (в его предельном положении) граница I зоны A основной массовой отбойки не должна приближаться к проектному контуру уступа (при отсутствии контурной щели) на ширину охранной зоны $L_{\text{оxp}} = L_1 + L_2$, определяемую из условия отсутствия остаточных деформаций за пределами проектного контура уступа;

после образования контурной щели отбойка породы в пределах охранной зоны должна производиться в щадящем режиме, для чего охранная

зона разбивается на две зоны отбойки: зону *Б*, в пределах которой допустимо использование отбойных скважин основного (245 мм) диаметра, и зону *В*, в пределах которой необходимо использование отбойных скважин уменьшенного диаметра (например, 105-150 мм);

удаление границы 2 от контурной щели (ширина предконтурного блока) определяется исходя из двух условий: во-первых, она не должна быть меньше размера зоны нарушений при взрыве скважин диаметром 245 мм, и во-вторых, она не должна быть меньше размера предохранительной бермы, разделяющей уступы в их предельном положении.

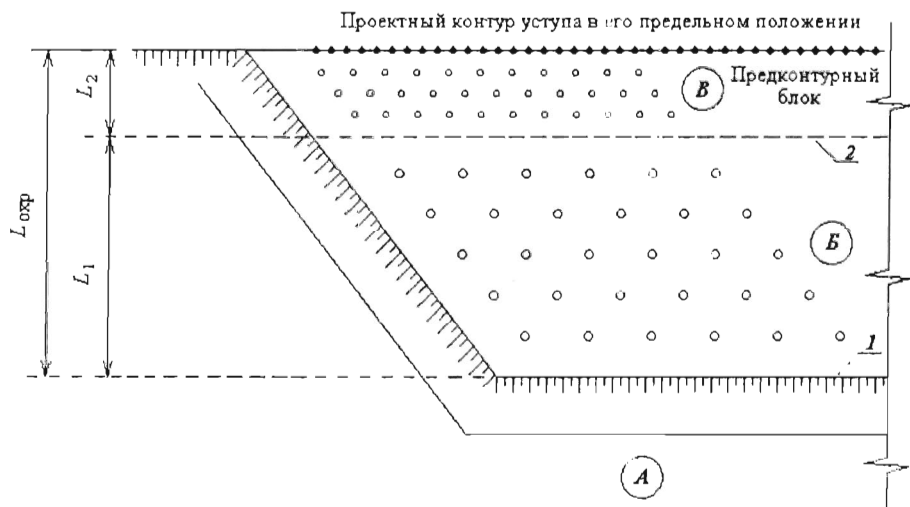


Рис. 3.3.1. Основные принципы "падающей" технологии отбойки при постановке уступов в предельное положение

В рамках изложенных принципов возможны два наиболее характерных варианта реализации падающей технологии отбойки: I) с одновременной отбойкой основного и предконтурного блоков (принципиальная схема показана на рис.3.3.2) и II) с опережающим формированием защитного слоя из дробленой породы (принципиальная схема показана на рис.3.3.3).

В первом варианте отбойка в пределах предконтурного блока производится одновременно с основной технологической отбойкой, при этом схема инициирования организуется с таким расчетом, чтобы в интервале замедления между взрывами соседних рядов основных технологических скважин вместить взрыв промежуточного диагонального ряда отбойных скважинных зарядов предконтурного блока.

Во втором варианте отбойка в пределах предконтурного блока производится с опережением по отношению к основной технологической отбойке, при этом схема инициирования организуется с таким расчетом, чтобы взрыв ближайшей к предконтурному блоку технологической скважины осуществлялся на уже сформированный участок защитного слоя, позволяющего экранировать до 60% энергии динамического воздействия отбойных скважинных зарядов большого диаметра.

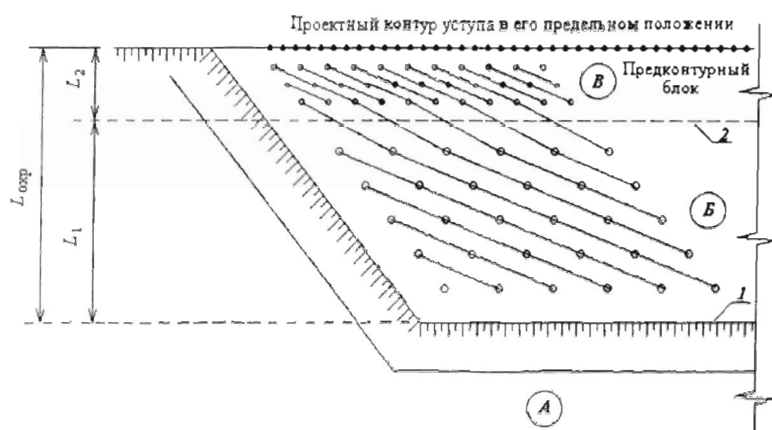


Рис.3.3.2. Принципиальная схема - вариант I

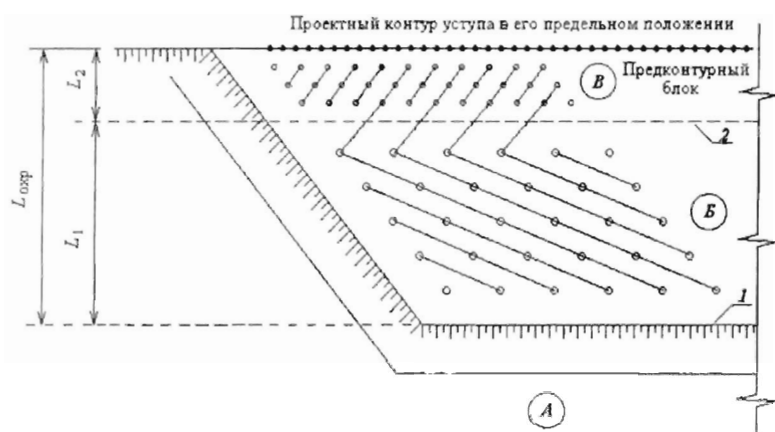


Рис.3.3.3. Принципиальная схема - вариант II

Рассмотрим основные моменты, определяющие возможность и условия эффективной реализации предлагаемых технологических решений.

3.3.1. Обоснование размеров охранной зоны и предконтурного блока

Основной причиной разупрочнения породного массива при взрыве является сейсмовзрывное воздействие, интенсивность которого принято оценивать величиной максимальной скорости смещения (v , м/с) породы в рассматриваемой точке на определенном удалении (R , м) от заряда:

$$v = k_c \cdot \left(\frac{Q^{1/3}}{R} \right)^{1.5}, \quad (3.3.1.1)$$

где Q - вес заряда, кг; k_c - коэффициент сейсмичности.

При этом

$$k_c = 0.13 \cdot f^{0.395} \cdot [(1 - \eta) \cdot U_{y0}]^{0.25}, \quad (3.3.1.2)$$

$$\eta = \frac{\gamma_0 - 1}{k - 1} \cdot \frac{373}{\gamma_{ee}} \cdot \left(\frac{10^6 \cdot f}{P_0} \right)^{\frac{k-1}{k}}, \quad (3.3.1.3)$$

$$P_0 = (\gamma_0 - 1) \cdot \gamma_{ee} \cdot U_{-B}, \quad (3.3.1.4)$$

$$\gamma_0 = \sqrt{1 + (k^2 - 1) \cdot \left(\frac{\gamma_{ee}}{373} \right)^{1.2}}, \quad (3.3.1.5)$$

где f - коэффициент крепости породы по шкале М.М.Протодяконова, ед.; η - доля начальной энергии взрыва, оставшейся в продуктах детонации на момент полного расширения котловой полости; U_{y0} - удельная энергия используемого типа ВВ, кгм/кг; P_0 - начальное давление продуктов детонации, кг/м²; γ_0 - показатель адиабаты на начальном этапе расширения продуктов детонации, ед.; k - показатель адиабаты на конечном этапе расширения продуктов детонации ($k = 1.4$), ед.; $\gamma_{вв}$ - объемный вес ВВ, кг/м³.

Как показано в [52], хрупкое разрушение породы при действии продольной сжимающей нагрузки (σ_1 , кг/м²) и при возможности свободной реализации поперечных деформаций начинается при давлениях, существенно меньших предела прочности породы на одноосное сжатие ($\sigma_{сж}$, кг/м²). При этом причиной разрушения являются остаточные, не скомпенсированные свободными поперечными деформациями поперечные растягивающие напряжения $\Delta\sigma_2$, связанные с продольной нагрузкой соотношением:

$$\Delta\sigma_2 = \sigma_1 \cdot f(v), \quad (3.3.1.6)$$

$$f(v) = v \cdot \frac{1 - 2 \cdot v}{1 - v}, \quad (3.3.1.7)$$

где v - коэффициент Пуассона породы, ед.; $f(v)$ - функция коэффициента Пуассона, ед.

Также установлено, что

по величине остаточные растягивающие напряжения $\Delta\sigma_2$ соответствуют пределу прочности породы на разрыв (σ_p , кг/м²);

появление остаточных деформаций происходит при нагрузках $\sigma_1 \approx \sigma_p$;

разрушение породы происходит при нагрузках $\sigma_1 = \sigma_p / f(v)$.

Ширина охранной зоны ($L_{охр}$, м) должна определяться исходя из условия отсутствия остаточных деформаций за пределами проектного контура уступа (т.е. при условии $\sigma_1 < \sigma_p$). В общем случае вероятность разупрочнения породного массива определяется соотношением между величинами удельного энергонасыщения породы (e_v , кгм/м³) и удельной энергоемкости ее хрупкого разрушения (A_p , кгм/м³):

$$e_v = \frac{\gamma_n \cdot v^2}{2 \cdot g}, \quad (3.3.1.8)$$

$$A_p = \frac{25740 \cdot f}{\gamma_n}, \quad (3.3.1.9)$$

где γ_n - объемный вес породы, кг/м³; g - ускорение силы тяжести, м/с².

Разупрочнения породного массива можно избежать, если величина удельного энергонасыщения рассматриваемого породного объема не превысит значения удельной энергоемкости, т.е. при условии $e_v < A_p$. Поскольку продольная сжимающая нагрузка σ_1 на достаточном удалении от заряда может быть представлена как $\sigma_1 = \rho_0 \cdot c_p \cdot v$ (где $\rho_0 = \gamma_0 / g$ - массовая плотность породы, $\text{кг} \cdot \text{с}^2 / \text{м}^4$; c_p - скорость звука в породе, м/с), то исходя из указанного выше условия предотвращения остаточных деформаций ($\sigma_1 < \sigma_p$) использование формулы (3.3.1.8) при значении скорости v , соответствующей нагрузке σ_1 , позволяет определить расстояние R (которое в данном случае является шириной охранной зоны, $L_{\text{опр}} = R$):

$$L_{\text{опр}} > 0.534 \cdot [(1 - \eta) \cdot U_{\text{уд}}]^{1/6} \cdot \frac{Q^{1/3}}{f^{1/150}} \cdot \left(\frac{5}{K_{\text{мп}}} \right)^{1/3}. \quad (3.3.1.10)$$

Аналогичным образом, но исходя из условия $\sigma_1 = \sigma_p / f_{(v)}$ можно определить и ширину предконтурного блока (L_2 , м) по фактору размера зоны разрушений:

$$L_2 > L_{\text{опр}} \cdot \left(v \cdot \frac{1 - 2 \cdot v}{1 - v} \right)^{2/3}. \quad (3.3.1.11)$$

В качестве иллюстрации на рис.3.3.1.1 представлены графики изменения ширины $L_{\text{опр}}$ охранной зоны и ширины L_2 предконтурного блока в зависимости от коэффициента крепости пород f . В расчетах принято: $v = 0.25$, $\gamma_{\text{вв}} = 900\text{-}1100 \text{ кг/м}^3$, $U_{\text{уд}} = 439810 \text{ кгм/кг}$ (ВВ типа граммонита 79/21). Рассматривался вариант отбойных скважин диаметром $D = 245 \text{ мм}$ с длиной заряжаемой части 10 м (длина забойки не учитывается), категория по трещиноватости $K_{\text{мп}} = 5$.

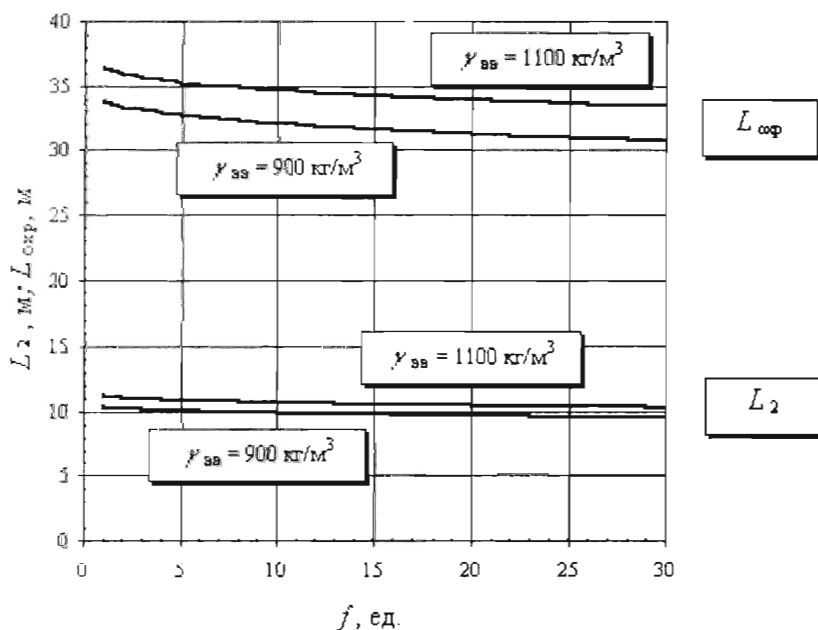


Рис.3.3.1.1. Изменение ширины $L_{\text{опр}}$ охранной зоны и ширины L_2 предконтурного блока в зависимости от коэффициента крепости пород f

Как видно из рис.3.3.1.1, ширина $L_{\text{охр}}$ охранной зоны для реальных условий составляет примерно 30-35 м (при $K_{\text{мр}} = 3$ это расстояние увеличивается до 35-40 м). Это означает, что в отсутствие контурной щели граница блоков технологической массовой отбойки с использованием скважинных зарядов диаметром 245 мм не должна приближаться к проектному контуру уступа в его предельном положении ближе, чем на указанное расстояние. После образования контурной щели граница применения отбойных скважин диаметром 245 мм может быть приближена к проектному контуру уступа на расстояние не более ширины L_2 предконтурного блока, которая для реальных условий составляет примерно 10-12 м (при $K_{\text{мр}} = 3$ ширина предконтурного блока увеличивается до 14-17 м). Разработка породы в пределах предконтурного блока должна производиться только отбойными скважинами уменьшенного диаметра.

3.3.2. Особенности выбора диаметра контурных зарядов и обоснование параметров контурного взрывания

В общем случае задачей контурного взрывания является образование плоской трещины между соседними контурными скважинами с минимальным отклонением от проектной плоскости образуемой контурной поверхности. Чтобы быть уверенными в корректности основных расчетных положений по оценке параметров заряжения и размещения контурных скважин, рассмотрим вначале вопрос о приоритетном механизме формирования контурной щели.

Волновой механизм. Волновой механизм предполагает формирование щели за счет взаимодействия волн напряжения, образуемых при взрыве контурных зарядов в соседних скважинах (рис.3.3.2.1). При этом начальное напряжение на стенке скважины является результатом взаимодействия воздушной ударной волны со стенкой скважины.

Вместе с тем очевидно, что до взаимодействия расходящихся волн (на рис.3.3.2.1 это положение 1) картина напряжений вокруг скважин будет симметричной, в том числе и для тангенциальных растягивающих напряжений σ_{θ} , определяющих разрывные усилия. И только после встречи волн (положения 2 и 3) происходит их взаимодействие, в результате которого суммарная величина тангенциальных напряжений $\Delta\sigma_{\theta\Sigma}$ увеличивается (по сравнению с напряжением σ_{θ} для одиночной волны на том же расстоянии от скважины). Если исходить из того, что в момент встречи волн (и позже) величина напряжения $\Delta\sigma_{\theta\Sigma}$ должна превышать предел прочности σ_p породы на разрыв, а также учесть, что для расходящихся волн радиальное напряжение σ_r с расстоянием падает (соответственно снижается и напряжение σ_{θ}), то получается, что еще до взаимодействия волн напряжений (положение 1) величина напряжения σ_{θ} должна существенно превышать предел прочности породы на разрыв.

Это можно проиллюстрировать следующими расчетами. В общем случае величина тангенциального напряжения определяется по формуле

$$\sigma_{\theta} = \lambda \cdot \sigma_{max} \cdot \frac{r_0}{R}, \quad (3.3.2.1)$$

где $\lambda = \nu/(1-\nu)$ - коэффициент бокового отпора, ед.; ν - коэффициент Пуассона породы, ед.; σ_{max} - начальное напряжение на стенке скважины, кг/м².

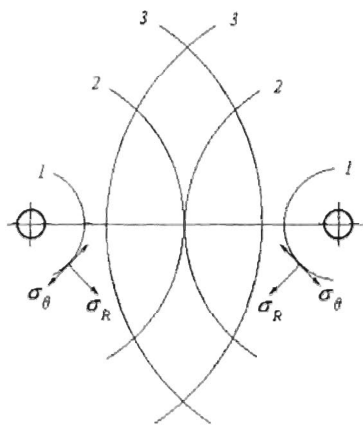


Рис.3.3.2.1. Волновая схема нагружения

В месте встречи волн (на линии между скважинами) суммарное тангенциальное напряжение

$$\sigma_{\theta} = 2 \cdot \lambda \cdot \sigma_{max} \cdot \frac{r_0}{R_a}, \quad (3.3.2.2)$$

где $R_a = a/2$ - расстояние до точки встречи волн напряжения, м; a - расстояние между скважинами, м.

Условие разрыва породы в месте встречи волн напряжения можно записать как $\sigma_{\theta} > \sigma_p$. С учетом этого из формулы (3.3.2.2) следует, что начальное напряжение σ_{max} должно определяться следующим образом:

$$\sigma_{max} > \frac{\sigma_p}{\lambda} \cdot \frac{R_a}{2 \cdot r_0}. \quad (3.3.2.3)$$

При $R < R_a$ из (3.3.2.1) с учетом (3.3.2.3) имеем:

$$\sigma_{\theta} = \sigma_p \cdot \frac{R_a}{2 \cdot R}. \quad (3.3.2.4)$$

Отсюда следует, что при $R < R_a/2$ выполняется условие $\sigma_{\theta} > \sigma_p$, т.е. реализуется разрушение разрывом. Однако при $R < R_a/2$ еще нет взаимодействия встречных волн, и напряжения вокруг каждой скважины симметричны. Поэтому направления разрывных разрушений (радиальных трещин) носят равновероятностный характер и не зависят от наличия или отсутствия соседней скважины. Вместе с тем на практике при качественном контурном взрывании такой картины не наблюдается. Кроме того, при наличии между заряженными контурными скважинами так называемых "холостых" (незаряженных) скважин (рис.3.3.2.2) сплошная среда в точке встречи волн отсутствует, поэтому зарождение трещины в результате взаимодействия волн невозможно (соответственно невозможен и ее дальнейший рост).

О сомнительности приоритета волнового механизма формирования трещины свидетельствуют еще два общеизвестных факта. Факт первый: энергоемкость разрушения породы открытыми наружными зарядами намного выше, чем внутренними. Это связано с тем, что при взрыве наружного заряда продукты его детонации имеют возможность неограниченного (и практически без сопротивления) расширения в воздух, что приводит к резкому сбросу

*Иногда практикуемый метод контурного взрывания, основанный на предположении, что "холостые" скважины, размещенные между заряжаемыми, служат так называемыми концентраторами напряжений.

давления газов и такому же резкому снижению нагрузки на породу. В случае же внутреннего заряда объем расширения продуктов детонации ограничен объемом зарядной камеры (скважины) и практически весь запас их энергии участвует в нагружении окружающей породы.

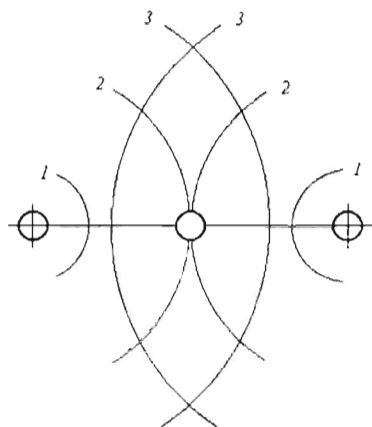


Рис. 3.3.2.2. Волновая схема нагружения при наличии "холостой" контурной скважины

Факт второй: "При взрыве наружных зарядов на поверхности земли сейсмическое действие не учитывается". Эта цитата из "Единых правил безопасности при взрывных работах" - лишнее подтверждение тому, что эффективность передачи энергии взрыва наружных зарядов крайне низка. Таким образом, приоритет волнового механизма формирования трещины при контурном взрывании представляется сомнительным.

Поршневой механизм. В отличие от давления в продольной волне напряжения, которая распространяется по породе со скоростью c_p , давление равновесной части продуктов детонации контурного заряда на стенки скважины формирует квазистатическое осесимметричное поле радиальных сжимающих напряжений σ_R , характер

распределения которых в пространстве можно определить следующим образом (рис. 3.3.2.3). На элемент площадки dS_0 на стенке скважины радиусом r_0 действует сила $dF_0 = \sigma_0 \cdot dS_0$. Чтобы выделенный объем породы находился в состоянии равновесия, необходимо приложить силу dF_R , равную dF_0 . Учитывая, что $dF_0 = \sigma_0 \cdot r_0 \cdot d\alpha$ и $dF_R = \sigma_R \cdot R \cdot d\alpha$, из условия $dF_R = dF_0$ получаем закон пространственного изменения радиального напряжения: $\sigma_R = \sigma_0 \cdot r_0 / R$.

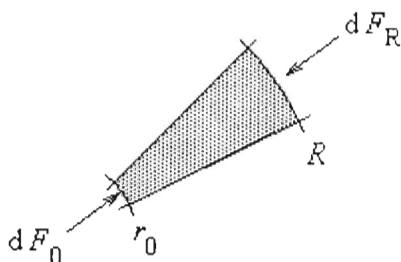


Рис. 3.3.2.3. Расчетная схема

Действие осесимметричного поля радиальных сжимающих напряжений σ_R приводит к появлению тангенциальных растягивающих напряжений σ_θ , обусловленных сопротивляемостью породы попытке ее разрыва. При этом величина σ_θ составляет лишь часть σ_R . Обозначив эту часть как κ , можно записать: $\sigma_\theta = \kappa \cdot \sigma_R$.

Общепринятым значением коэффициента κ считается коэффициент бокового отпора $\lambda = \nu / (1 - \nu)$.

* Утверждены постановлением Госгортехнадзора России от 30.01.2001, № 3.

Вместе с тем коэффициент λ соответствует условиям отсутствия боковых (поперечных) деформаций при действии продольной нагрузки. Это легко доказать, используя расчетную схему, приведенную на рис.3.3.2.4.

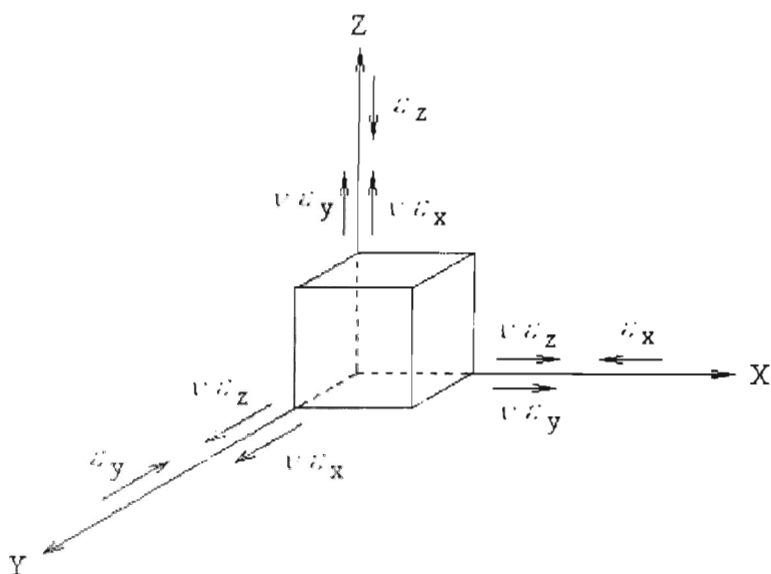


Рис.3.3.2.4. Расчетная схема

Согласно этой схеме, установившиеся в массиве деформации определяются следующим образом:

$$\epsilon'_Z = \epsilon_Z - \nu \cdot (\epsilon_X + \epsilon_Y), \tag{3.3.2.5}$$

$$\epsilon'_Y = \epsilon_Y - \nu \cdot (\epsilon_X + \epsilon_Z), \tag{3.3.2.6}$$

$$\epsilon'_X = \epsilon_X - \nu \cdot (\epsilon_Y + \epsilon_Z). \tag{3.3.2.7}$$

Зададим условие $\epsilon'_X = 0$ и $\epsilon'_Y = 0$. В этом случае получаем вторую систему уравнений:

$$\epsilon_Y = \nu \cdot (\epsilon_X + \epsilon_Z), \tag{3.3.2.8}$$

$$\epsilon_X = \nu \cdot (\epsilon_Y + \epsilon_Z). \tag{3.3.2.9}$$

Решение этой системы относительно ϵ_X и ϵ_Y дает следующий результат:

$$\epsilon_Y = \epsilon_Z \cdot \frac{\nu}{1 - \nu}, \tag{3.3.2.10}$$

$$\epsilon_X = \epsilon_Z \cdot \frac{\nu}{1 - \nu}. \tag{3.3.2.11}$$

Учитывая, что в общем случае $\sigma = \rho_0 \cdot c_p^2 \cdot \epsilon$ (где ρ_0 - массовая плотность породы, кг·с²/м⁴; c_p - скорость продольной волны в породе, м/с), получаем $\sigma_X = \sigma_Y = \lambda \cdot \sigma_Z$. Как видим, коэффициент λ характеризует соотношение между продольными и поперечными напряжениями только в условиях отсутствия поперечных деформаций сжатого объема.

С другой стороны, очевидно, что для разрыва среды необходимо не только преодолеть сдерживающее напряжение $\lambda \cdot \sigma_Z$, но и приложить дополнительную продольную нагрузку, приводящую к появлению в элементарном объеме поперечных растягивающих напряжений $\Delta \sigma_{X,Y}$, под действием которых происходит разрыв сплошности среды. Как показано в работе [52], величина таких растягивающих напряжений определяется соотношением

$$\Delta \sigma_{X,Y} = \sigma_Z \cdot \nu \cdot \frac{1 - 2 \cdot \nu}{1 - \nu}. \quad (3.3.2.12)$$

Соответственно полное боковое напряжение определится как $\sigma_{X,Y} = \lambda \cdot \sigma_Z + \Delta \sigma_{X,Y}$ или (после подстановки значений λ и $\Delta \sigma_{X,Y}$) как $\sigma_{X,Y} = 2 \cdot \nu \cdot \sigma_Z$. Отсюда величина коэффициента κ в формуле $\sigma_\theta = \kappa \cdot \sigma_R$ определяется как $\kappa = 2 \cdot \nu$.

Для последующего анализа выделим из контурного ряда две соседние скважины и рассмотрим действие сил в некоторой точке массива (рис.3.3.2.5). Из схемы видно, что действию растягивающих напряжений $\sigma_{\theta 1}$ противодействуют соответствующие компоненты сжимающих напряжений σ_{R2} , а действию напряжений $\sigma_{\theta 2}$ - компоненты напряжений σ_{R1} и σ_{R3} . В результате такого противодействия реально растягивающими напряжениями оказываются лишь нескомпенсированные напряжения $\Delta \sigma_{\theta 1}$ и $\Delta \sigma_{\theta 2}$:

$$\Delta \sigma_{\theta 1} = \sigma_{\theta 1} - \sigma_{R2} \cdot \sin(\alpha + \beta), \quad (3.3.2.13)$$

$$\Delta \sigma_{\theta 2} = \sigma_{\theta 2} - \sigma_{R1} \cdot \sin(\alpha + \beta). \quad (3.3.2.14)$$

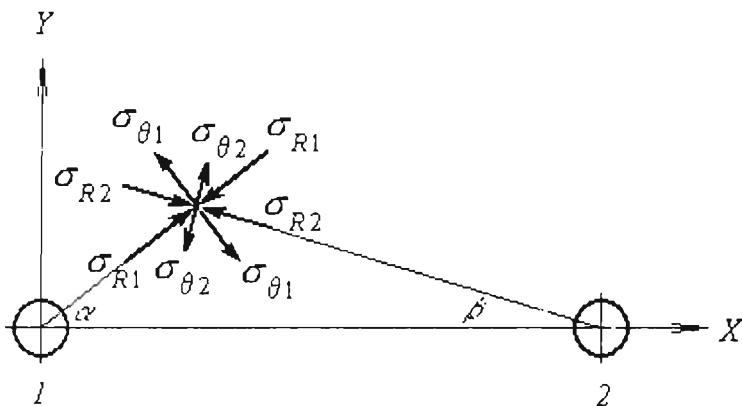


Рис. 3.3.2.5. Расчетная схема

Эти компоненты формируют суммарный вектор нескомпенсированного растягивающего напряжения $\Delta \sigma_{\theta \Sigma}$:

$$\Delta \sigma_{\theta \Sigma} = \sqrt{(\Delta \sigma_{\theta 1})^2 + (\Delta \sigma_{\theta 2})^2 + 2 \cdot \Delta \sigma_{\theta 1} \cdot \Delta \sigma_{\theta 2} \cdot \cos(\alpha + \beta)}. \quad (3.3.2.15)$$

При этом должны выполняться условия: $\Delta \sigma_{\theta 1} \geq 0$ и $\Delta \sigma_{\theta 2} \geq 0$ (в противном случае компоненты $\Delta \sigma_{\theta 1}$ и $\Delta \sigma_{\theta 2}$ являются сжимающими и не приводят к разрыву

сплошности среды). Величины параметров, входящих в приведенные формулы, следующие:

$$\alpha = \arctg\left(\frac{y}{x}\right), \quad (3.3.2.16)$$

$$\beta = \arctg\left(\frac{y}{a-x}\right), \quad (3.3.2.17)$$

$$\sigma_{R1} = \sigma_{01} \cdot \frac{r_{01}}{R_1}; \quad \sigma_{01} = \kappa \cdot \sigma_{R1}, \quad (3.3.2.18)$$

$$\sigma_{R2} = \sigma_{02} \cdot \frac{r_{02}}{R_2}; \quad \sigma_{02} = \kappa \cdot \sigma_{R2}. \quad (3.3.2.19)$$

Как правило, на практике все скважины в контурном ряду имеют одинаковый диаметр и заряжаются с одинаковой линейной плотностью. Поэтому можно записать: $r_{01} = r_{02} = r_0$, $\sigma_{01} = \sigma_{02} = \sigma_0$, где r_0 - радиус скважины, м; σ_0 - давление равновесной части продуктов детонации контурного заряда в объеме скважины, кг/м². Соответственно получаем:

$$\sigma_{R1} = \sigma_0 \cdot \frac{r_0}{R_1}; \quad \sigma_{R2} = \sigma_0 \cdot \frac{r_0}{R_2}. \quad (3.3.2.20)$$

Таким образом, формулы (3.3.2.13)-(3.3.2.20) с учетом установленного значения коэффициента κ позволяют оценить пространственное распределение растягивающих напряжений в условиях взаимодействия двух соседних контурных скважин (рис.3.3.2.5). При этом давление σ_0 равновесной части продуктов детонации контурного заряда в объеме скважины определяется как $\sigma_0 = P'_0 \cdot (d_0/D_{скв})^{2k}$, где P'_0 - начальное давление равновесной части продуктов детонации, кг/м²; d_0 - диаметр контурного заряда сплошной колонковой конструкции, м; $D_{скв}$ - диаметр скважины, м; $k = 1.4$ - показатель адиабаты расширения равновесной части продуктов детонации.

В качестве иллюстрации на рис.3.3.2.6 показан характер пространственного распределения нескомпенсированных растягивающих напряжений при взрыве контурных зарядов из аммонита 6ЖВ оптимального (смотри ниже) диаметра в породах крепостью $f = 16$ при коэффициенте Пуассона $\nu = 0.25$. Как видим, по бокам скважины четко выделяются узкие области (указаны оттенками красного цвета), в которых суммарный вектор $\Delta\sigma_{\Sigma}$ растягивающего напряжения превышает предел прочности породы на разрыв σ_p : при $\kappa = 2 \cdot \nu$ эти зоны выделяются более четко, при $\kappa = \lambda$ - менее, однако в обоих случаях они присутствуют*. Эти области и являются очагами зарождения трещин, рост которых обеспечивается расклинивающим эффектом продуктов детонации контурных зарядов.

*Результаты анализа показывают, что по мере уменьшения угла α от $\pi/2$ до 0 значение суммарного нескомпенсированного растягивающего напряжения $\Delta\sigma_{\Sigma}$ увеличивается, достигая наибольшего значения при $\alpha = 0$. Иными словами, очаг зарождения трещины расположен на пересечении контура скважины и линии, соединяющей две соседние скважины (т.е. очаги зарождения трещин в соседних зарядах направлены навстречу друг другу).

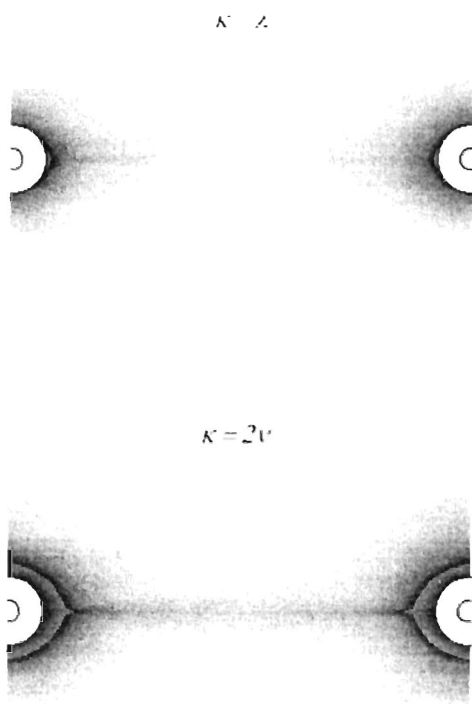


Рис.3.3.2.6. Характер пространственного распределения нескомпенсированных растягивающих напряжений

линии их размещения, а рост трещин по кратчайшему и уже подготовленному к разрыву пути обеспечивается расклинивающим эффектом продуктов детонации контурных зарядов. Итак, после установления приоритетного механизма формирования щели при контурном взрывании перейдем к изложению основных расчетных положений.

Основные расчетные положения. Как уже отмечалось в начале этого параграфа, задачей контурного взрывания является образование плоской трещины между соседними контурными скважинами с минимальным отклонением от проектной плоскости образуемой контурной поверхности. Для этого запас энергии продуктов детонации контурного заряда в объеме скважины должен быть достаточным для разрыва сплошности породы между двумя соседними контурными скважинами и не должен превышать величины, начиная с которой реализуется неуправляемое разрушение породы в глубь массива.

Выполнение этих требований обеспечивается использованием линейных контурных зарядов сплошной колонковой конструкции, диаметр которых (d_v , м) существенно меньше диаметра контурных скважин ($D_{схм}$, м). При этом соотношение

Оттенками синего цвета показано распределение напряжений $\Delta\sigma_{\theta\Sigma} < \sigma_p$ (белый цвет соответствует отсутствию растягивающих напряжений). Как видно из рис.3.3.2.6, рост трещин происходит по уже подготовленной к разрыву зоне соединяющей соседние скважины (т.е. по пути наименьшего сопротивления, который проходит как раз по линии, соединяющей соседние контурные скважины в ряду). Этим и объясняется эффект управляемого трещинообразования при контурном взрывании: щель образуется только в плоскости размещения контурных скважин.

Более детально характер распределения соотношения $\Delta\sigma_{\theta\Sigma}/\sigma_p$ в зависимости от приведенного расстояния показан на рис.3.3.2.7: для $\kappa = 2 \cdot v$ - кривыми 1 и 3, для $\kappa = \lambda$ - кривыми 2 и 4. Графики 1 и 3 соответствуют линии, соединяющей два соседних скважинных заряда, графики 2 и 4 - линии с углом $\alpha_* = \pi/2$ и $\bar{x}_* = 0$.

Таким образом, результаты анализа позволяют утверждать, что приоритетным механизмом формирования щели при контурном взрывании является поршневое действие равновесной части продуктов детонации контурных зарядов, зарождение трещин происходит на контуре скважин вдоль

между указанными диаметрами должно быть таким, чтобы в момент действия продуктов детонации на стенки скважины их состояние было полностью равновесным. В этом случае соотношение $d_0/D_{скв}$ может быть определено как

$$\frac{d_0}{D_{скв}} = \left(\frac{P_{max}}{P_0'} \right)^{\frac{1}{2-k}}, \quad (3.3.2.21)$$

где P_{max} - предельно допустимое давление продуктов детонации в объеме контурной скважины, кг/м²; P_0' - начальное давление равновесной части продуктов детонации, кг/м²; $k = 1.4$ - показатель адиабаты расширения равновесной части продуктов детонации, ед.

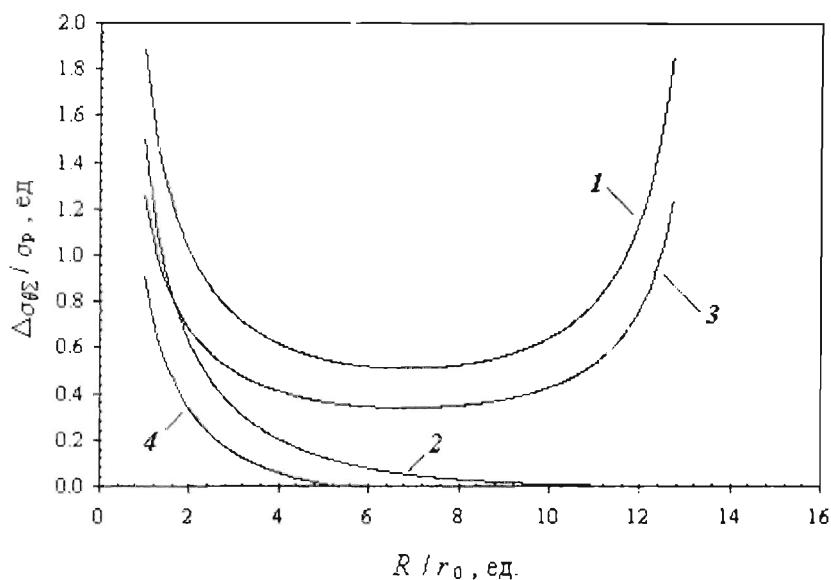


Рис.3.3.2.7. Распределение соотношения $\Delta\sigma_{\theta\Sigma}/\sigma_p$ в зависимости от расстояния:

1,3 - при $\alpha = 0$ ($1 \leq \bar{x} \leq \bar{a} - 1$); 2,4 - при $\alpha = \pi/2$ ($\bar{x} = 0$)

Для определения параметра P_{max} будем рассуждать следующим образом. Очевидно, что при $P_{max} = \sigma_p$ (предел прочности на разрыв) давления продуктов детонации явно недостаточно для разрыва среды на некотором удалении от контурной скважины. С другой стороны, также очевидно, что при $P_{max} = \sigma_{сж}$ (предел прочности на сжатие) наступает неуправляемое разрушение породы вокруг контурной скважины, поскольку в этом случае создаются условия для смятия, сдвига и разрыва породы уже на первоначальной стадии нагружения, еще до взаимодействия соседних контурных зарядов. Оптимальным является условие, при котором давление P_{max} ограничено величиной σ_{max} - максимальным сжимающим напряжением, при котором реализуется разрушение сдвигом. Как показали выполненные исследования, напряжение σ_{max} определяется следующим образом:

$$\sigma_{max} = \sigma_p \cdot \operatorname{tg}^2 \alpha. \quad (3.3.2.22)$$

При этом

$$\alpha_* = \frac{1}{2} \cdot \left[\frac{\pi}{2} + \arctg \left(\frac{1-2 \cdot v}{1-v} \right) \right], \quad (3.3.2.23)$$

где v - коэффициент Пуассона породы, ед.

С учетом (1.1.29) и (1.1.28) формулу (3.3.2.21) можно представить в виде

$$d_0 = D_{\text{св}} \cdot \left[\frac{\sigma_{\text{max}}}{(\gamma_\theta - 1) \cdot \gamma_{\text{св}} \cdot U_{\gamma\theta}} \right]^{\frac{1}{2 \cdot k}} \cdot \sqrt{\frac{\gamma_{\text{св}}}{373}}. \quad (3.3.2.24)$$

Если фактические значения σ_p и v неизвестны, для определения σ_{max} можно воспользоваться корреляционной зависимостью $\sigma_{\text{max}} = 654154 \cdot f^{0.6175}$, полученной по фактическим данным для 105 типов пород. Соответственно линейный вес контурного заряда сплошной колонковой конструкции (p_k , кг/м) определится равным

$$p_h = \frac{\pi \cdot d_0^2}{4} \cdot \gamma_{\text{св}}. \quad (3.3.2.25)$$

Это первый технологический параметр. Вторым технологическим параметром является расстояние между контурными скважинами (a_k , м), при котором обеспечивается выполнение второго из указанных выше принципов. Для определения этого параметра воспользуемся формулой:

$$p_k = \pi \cdot (R_p^2 - r_0^2) \cdot q_n, \quad (3.3.2.26)$$

где R_p - радиус зоны разрушения, м; r_0 - радиус заряда, м; q_n - так называемый нормальный удельный расход ВВ, кг/м³.

Как показано выше, параметр q_n при полном заполнении скважины взрывчатым веществом определяется по формуле (2.2.14):

$$q_n(\theta) = \sqrt{\frac{25740 \cdot f}{(1 - \eta) \cdot U_{\gamma\theta}}}.$$

С учетом разницы в диаметрах скважины и контурного заряда (при воздушном заполнении зазора между ними) удельный расход определяется по формуле (2.2.18):

$$q_n = q_n(\theta) \cdot \left(\frac{D_{\text{св}}}{d_0} \right)^{k+1}.$$

Учитывая, что расстояние между соседними контурными скважинами определяется как $a_k = 2 \cdot R_p \cdot k_{\text{вз}}$, получаем:

$$a_k = D_{\text{св}} \cdot \sqrt{\frac{\gamma_{\text{св}}}{q_n(\theta)} \cdot \left(\frac{d_0}{D_{\text{св}}} \right)^{k+1} + \left(\frac{d_0}{D_{\text{св}}} \right)^2} \cdot k_{\text{вз}}. \quad (3.3.2.27)$$

С весьма незначительной погрешностью эту формулу можно существенно упростить:

$$a_k = D_{\text{св}} \cdot \sqrt{\frac{\gamma_{\text{св}}}{q_n(\theta)} \cdot \left(\frac{d_0}{D_{\text{св}}} \right)^{k+1}} \cdot k_{\text{вз}}. \quad (3.3.2.28)$$

Для водонаполненных скважин, когда воздушного зазора нет и действие взрыва контурных зарядов на массив передается сразу после окончания детонации, расстояние между соседними контурными скважинами определяется по формуле:

$$a_k = d_0 \cdot \sqrt{\frac{\gamma_{\text{вв}}}{q_{II}(0)}} \cdot k_{\text{вз}}, \quad (3.3.2.29)$$

где $k_{\text{вз}} = 2^{0.25}$ - коэффициент*, учитывающий взаимодействие соседних контурных зарядов (применяется только при инициировании всей системы контурных зарядов с помощью детонирующего шнура; при использовании системы *None1* или аналогичных с размещением в контурных скважинах детонаторов одной ступени замедления коэффициент взаимодействия целесообразно принимать равным единице из-за наличия разброса в фактическом времени срабатывания детонаторов).

Для иллюстрации практического применения расчетных формул использованы приведенные в табл.3.3.2.1 характеристики наиболее представительных пород рудника "Железный" ОАО "Ковдорский ГОК". Расчеты выполнялись для ВВ типа аммонита 6ЖВ объемным весом $\gamma_{\text{вв}} = 1000 \text{ кг/м}^3$ (на графиках обозначено кружками) и прессованного тротила объемным весом $\gamma_{\text{вв}} = 1500 \text{ кг/м}^3$ (на графиках обозначено треугольниками).

Таблица 3.3.2.1

Характеристики наиболее представительных пород рудника "Железный"
ОАО "Ковдорский ГОК"

Порода	$\gamma_n, \text{ кг/м}^3$	$c_p, \text{ МПа}$	$c_s, \text{ МПа}$	$\sigma_{\text{сж}}, \text{ кг/м}^2$	$\sigma_p, \text{ кг/м}^2$	$\tau, \text{ кг/м}^2$	$\nu, \text{ ед.}$
Фениты	2890	5530	3280	15840000	906000	3730000	0.26
Оливиниты	3170	6150	3610	10520000	952000	2850000	0.22
Ийолиты	3070	5230	3340	9870000	684000	2200000	0.21
Пироксениты	3250	4900	2990	8620000	543000	2070000	0.24
Карбонатиты	2840	4630	2990	6570000	468000	1670000	0.23
Скарны	3000	5390	3110	10240000	835000	2680000	0.24
Гнейсы	2780	5140	2950	16350000	758000	3960000	0.25
Кальцит-форстерит-магнетитовая руда	3030	4330	2740	6320000	570000	1600000	0.16
Форстерит-магнетитовая руда	3890	6250	3530	10800000	840000	2850000	0.26

Характер изменения соотношений между диаметром контурного заряда сплошной колонковой конструкции и диаметром скважины, рассчитанных по формуле (3.3.2.4), показан на рис.3.3.2.8 (в функции предела прочности на сжатие) и на рис.3.3.2.9 (в функции предела прочности на разрыв).

Как видим, зависимость соотношения $d_0/D_{\text{св}}$ от предела прочности на разрыв более устойчивая, нежели от предела прочности на сжатие. Это же следует из формулы (3.3.2.4) с учетом (3.3.2.2) и (3.3.2.3).

*Числовое значение $2^{0.25}$ коэффициента взаимодействия двух соседних контурных зарядов получено с использованием зависимости (2.2.9) из условия $e_{V(1)} + e_{V(2)} = A_p$

при $V_n = \pi \cdot R^2$ и $R = a_k/2$.

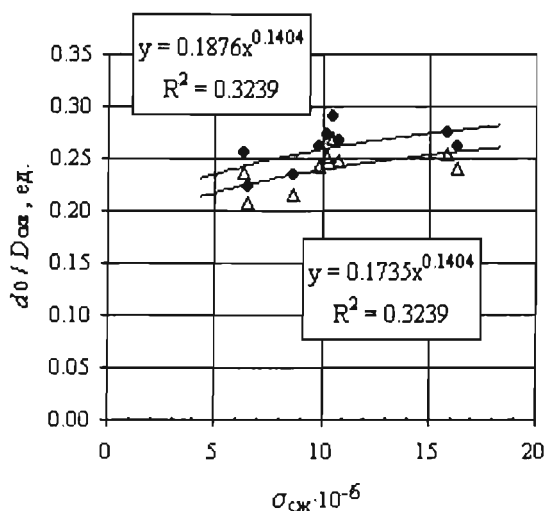


Рис.3.3.2.8. Изменение соотношения $d_0/D_{сж}$ в функции предела прочности на сжатие

На рисунке 3.3.2.10 показано распределение параметров a_k и p_k для четырех диаметров контурных скважин - 110, 150, 200 и 244.5 мм. Светлыми кружками обозначены данные для сухих скважин, темными - для водонаполненных. В обоих случаях (сухие или водонаполненные скважины) характер распределения для насыпных и прессованных ВВ практически одинаков. Аналогичная картина наблюдается и при распределении такого технологического показателя как удельный (на единицу площади оконтуренной поверхности) расход ВВ (рис.3.3.2.11).

Особое внимание необходимо уделить выбору диаметра контурных скважин. Нельзя забывать, что эффективность контурного взрывания, помимо прочих условий, определяется также и естественной трещиноватостью массива: нормальное управляемое формирование контурной щели возможно лишь в том случае, когда расстояние между контурными скважинами не превышает расстояния между естественными трещинами. Поскольку реальные породные массивы характеризуются, как правило, III–IV категориями по трещиноватости (что соответствует расстоянию между трещинами 0.5-1.5 м), становится очевидным, что скважины диаметром 100-150 мм по параметрам размещения в большей степени отвечают этому условию, нежели скважины диаметром 245 мм (рисунки 3.3.2.12, 3.3.2.13).

Анализ зарубежного опыта проектирования взрывных работ на дневной поверхности (в том числе и в карьерных условиях) показал, что рекомендации зарубежных специалистов ограничивают диаметры контурных скважин не более чем 5-6 дюймами (т.е. не более 127-152 мм). Кроме того, настоятельно рекомендуется применение "падающей" технологии отбойки предконтурного породного слоя, чтобы в максимальной степени сохранить устойчивость формируемого уступа.

Третьим технологическим параметром является величина забойки (недозаряда) контурных скважин. Этот параметр может быть рассчитан по формуле (3.3.3.26), приведенной ниже для отбойных зарядов, которая применительно к контурному взрыванию с учетом соотношения между диаметрами заряда и скважины выглядит следующим образом:

$$l_{зай} = D_{сж} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \pi}{9} \cdot \frac{\gamma_{вв}}{q_{рыхл}}} \cdot \left(\frac{d_0}{D_{сж}} \right)^{k-1}, \quad (3.3.2.30)$$

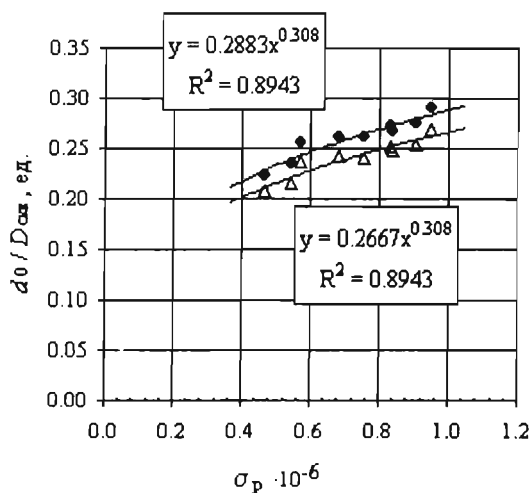


Рис.3.3.2.9. Изменение соотношения $d_0/D_{сх}$ в зависимости от предела прочности на разрыв

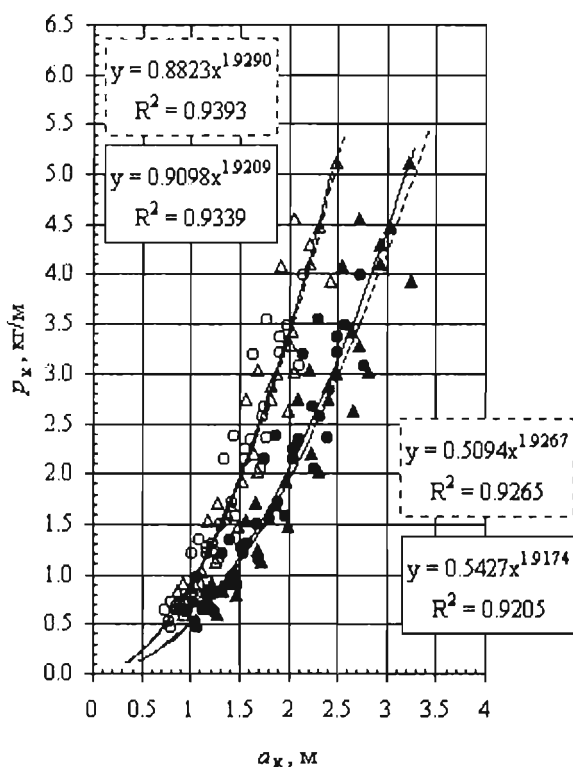


Рис.3.3.2.10. Соотношение между линейной плотностью контурных зарядов и расстоянием между ними

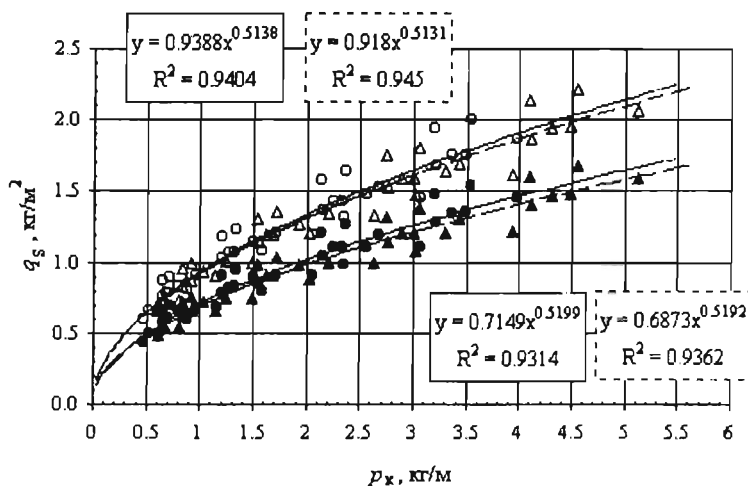


Рис.3.3.2.11. Взаимосвязь удельного (на единицу площади оконтуренной поверхности) расхода ВВ и линейной плотностью контурных зарядов

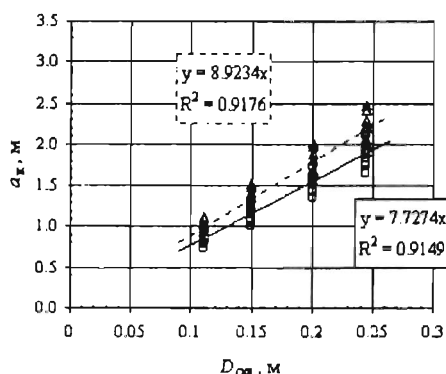


Рис.3.3.2.12. Зависимость расстояния между контурными скважинами от их диаметра для сухих скважин (при оптимальной плотности заряжения)

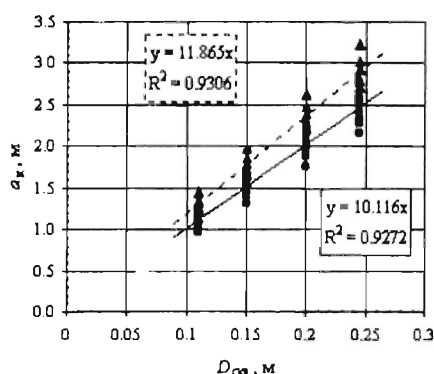


Рис.3.3.2.13. Зависимость расстояния между контурными скважинами от их диаметра для водонаполненных скважин (при оптимальной плотности заряжения)

где $D_{ок}$ - диаметр контурных скважин, м; d_0 - диаметр контурного заряда сплошной колонковой конструкции, м; $\gamma_{вв}$ - объемный вес взрывчатого вещества, кг/м^3 ; $q_{рвхл}$ - удельный расход взрывчатого вещества на рыхление, кг/м^3 .

И последним технологическим параметром является величина перебура контурных скважин. Исходя из необходимости обеспечения качественной проработки щели на уровне нижней отметки формируемого уступа величину перебура целесообразно принимать равной расстоянию между контурными скважинами ($l_{пер} = a_k$).

3.3.3. Обоснование параметров отбойки предконтурного породного слоя

Отбойка предконтурного породного слоя является основным источником повреждения поверхности откоса формируемого уступа и снижения степени его сохранности. В этих условиях основной задачей проектирования взрыва является выбор таких параметров размещения и заряжения отбойных скважин предконтурных рядов, которые бы обеспечили минимальные нарушения уступа.

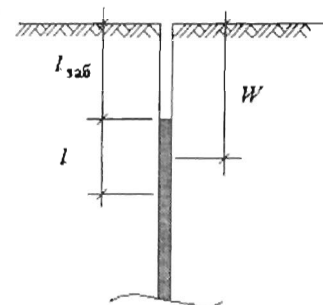


Рис. 3.3.3.1. Расчетная схема

Обоснование указанных параметров взрывания основывается на следующих предпосылках. Известно, что приустьевая часть линейного (скважинного, шпурового) заряда работает как сосредоточенный заряд дробления и выброса. Исходя из этого для определения эффективной длины (l_* , м) приустьевой части линейного заряда воспользуемся структурой апробированной и подтвержденной более чем вековой практикой ведения взрывных работ формулы М.М.Борескова:

$$Q = q \cdot W^3 \cdot (a + b \cdot n^3), \quad (3.3.3.1)$$

где Q - вес сосредоточенного заряда ВВ, кг; q - удельный расход ВВ, кг/м³; W - глубина размещения заряда, м; n - показатель действия взрыва, ед.; a и b - численные коэффициенты (в формуле М.М.Борескова $a = 0.4$, $b = 0.6$).

Приняв в соответствии с расчетной схемой (рис. 3.3.3.1) значения $Q = \rho \cdot l$ и $W = l_{заб} + 0.5 \cdot l$ (где ρ - линейный вес заряда, кг/м, $l_{заб}$ - длина забойки, м), преобразуем формулу (3.3.3.1) к виду решения относительно параметра n :

$$n = \left[\frac{l}{b} \cdot \frac{\rho}{q} \cdot \frac{l}{(l_{заб} + 0.5 \cdot l)^3} - \frac{a}{b} \right]^{1/3}. \quad (3.3.3.2)$$

Условие $dn/dl = 0$ позволяет определить эффективное значение $l_{эф}$, при котором наблюдается максимальное значение n_{max} :

$$l_{эф} = l_{заб}, \quad (3.3.3.3)$$

$$n_{max} = \left[\frac{l}{b} \cdot \frac{8}{27} \cdot \frac{\rho}{q} \cdot \frac{l}{l_{эф}^2} - \frac{a}{b} \right]^{1/3}. \quad (3.3.3.4)$$

Как видно из формулы (3.3.3.3), эффективная длина $l_{эф}$ заряда равна длине забойки $l_{заб}$. Каково же абсолютное значение $l_{эф}$? Для его определения вспомним, что $n = R_{вор}/W$, где $R_{вор}$ - радиус воронки разрушения, м. Тогда формулу (3.3.3.4) можно преобразовать к виду:

* На этом эффекте основан стандартный метод определения величины удельного расхода ВВ: в вертикальный шпур глубиной 1 м помещают такое количество ВВ, которое обеспечивает образование воронки разрушения с показателем действия взрыва, равным единице; эмпирически подобранное таким образом количество ВВ принимается за величину удельного расхода ВВ.

$$R_{\text{взр}} = 1.5 \cdot \left[\frac{1}{b} \cdot \frac{8}{27} \cdot \frac{p}{q} \cdot l_{\text{эф}} - \frac{a}{b} \cdot l_{\text{эф}}^3 \right]^{1/3}. \quad (3.3.3.5)$$

Из условия $dR_{\text{взр}}/dl_{\text{эф}} = 0$ находим искомое значение параметра $l_{\text{эф}}$:

$$l_{\text{эф}} = \sqrt{\frac{1}{a} \cdot \frac{8}{81} \cdot \frac{p}{q}} \quad (3.3.3.6)$$

Соответственно максимальное значение показателя действия взрыва определится равным:

$$n_{\text{max}} = \left(\frac{2 \cdot a}{b} \right)^{1/3}. \quad (3.3.3.7)$$

Исходя из структуры формулы (3.3.3.1) очевидно, что при $n_{\text{max}} = 1$ должно выполняться условие $a + b = 1$. С другой стороны, формула (3.3.3.7) определяет равенство $2 \cdot a/b = 1$. Решая совместно эти два равенства, получаем значения численных коэффициентов $a = 1/3$ и $b = 2/3$, что позволяет записать формулу (3.3.3.1) в виде:

$$Q = q \cdot W^3 \cdot \frac{1 + 2 \cdot n^3}{3}. \quad (3.3.3.8)$$

Формула М.М.Борескова может быть представлена в виде:

$$Q = q \cdot W^3 \cdot \frac{2 + 3 \cdot n^3}{5}. \quad (3.3.3.9)$$

Если обе формулы привести к виду $Q = q \cdot W^3 \cdot F(n)$, то из сравнения формул (3.3.3.8) и (3.3.3.9) видно, что имеет место незначительная разница в функциях показателя действия взрыва $F(n)$.

Для сопоставления этих двух формул воспользуемся известными представлениями функции $F(n)$, приведенными в [53]:

$$\text{Б.Белидор: } F(n) = \left(\frac{1 + n^2}{2} \right)^{3/2}; \quad (3.3.3.10)$$

$$\text{Р.Мореско: } F(n) = n^2 \cdot \sqrt{\frac{1 + n^2}{2}}; \quad (3.3.3.11)$$

$$\text{Г.Лебрен: } F(n) = \left(\frac{4 + 3 \cdot n}{7} \right)^3 \text{ при } n \leq 1, \quad (3.3.3.12)$$

$$F(n) = (0.09 + 0.91 \cdot n)^3 \text{ при } n \geq 1; \quad (3.3.3.13)$$

$$\text{Э.Рцига: } F(n) = 0.16 \cdot (1 + 4 \cdot n^3) \cdot (1 + 0.25 \cdot n); \quad (3.3.3.14)$$

$$\text{М.М.Фролов: } F(n) = 0.5 + 0.5 \cdot n^3; \quad (3.3.3.15)$$

$$\text{Г.Гаузер: } F(n) = n^3; \quad (3.3.3.16)$$

$$\text{Е.Бралион: } F(n) = 0.2 + 0.8 \cdot n^3; \quad (3.3.3.17)$$

$$\text{М.Дамбрен: } F(n) = \left(\sqrt{1 + n^2} - 0.41 \right)^3; \quad (3.3.3.18)$$

$$\text{А.Мейнеке: } F(n) = \frac{n^2 \cdot (1 + \sqrt{1 + n^2})}{1 + \sqrt{2}}; \quad (3.3.3.19)$$

$$\text{Г.Ларес: } F(n) = \left(\frac{n^2 + \sqrt{1 + n^2}}{1 + \sqrt{1 + n^2}} \right)^3; \quad (3.3.3.20)$$

$$\text{О.Е.Власов: } F(n) = \left(\frac{1 + n^2}{2} \right)^{9/4}; \quad (3.3.3.21)$$

$$\text{Г.И.Покровский: } F(n) = \left(\frac{1 + n^2}{2} \right)^2; \quad (3.3.3.22)$$

$$\text{Т.М.Саламахин: } F(n) = \frac{2 \cdot (3 \cdot n^2 + 4)^2}{n + 97}; \quad (3.3.3.23)$$

$$\text{Ф.А.Авдеев: } F(n) = (1 + n^2) \cdot (\sqrt{1 + n^2} - 1) + \frac{0.35}{1 + n^2}. \quad (3.3.3.24)$$

На рисунке 3.3.3.2 кривой 1 показан график средних значений $F(n)$, полученных по формулам (3.3.3.10)–(3.3.3.24), штриховыми линиями отмечены границы доверительного интервала при надежности прогнозирования 99%. кривой 2 – график функции $F(n)$, полученной в соответствии с формулой (3.3.3.8), а кривой 3 – график функции $F(n)$ по М.М.Борескову. Как видно из рисунка, график 2 функции $F(n) = (1 + 2 \cdot n^3)/3$ более точно отражает общий характер изменения $F(n) = \varphi(n)$, нежели известный вид функции $F(n)$ по М.М.Борескову: график 2 в отличие от графика 3 попадает в доверительную зону графика 1, полученного по значениям 14 известных представлений функции $F(n)$. Это дает основание считать значение функции $F(n) = (1 + 2 \cdot n^3)/3$ вполне корректным и допустимым для практического использования.

Для дальнейшего решения задачи, учитывая полученные значения численных коэффициентов $a = 1/3$ и $b = 2/3$, преобразуем формулу (3.3.3.4) с учетом соотношения (3.3.3.3) к виду

$$l_{заб} = \sqrt{\frac{8}{9} \cdot \frac{p}{q} \cdot \frac{1}{2 \cdot n_{max}^3 + 1}}. \quad (3.3.3.25)$$

Поскольку при взрыве отбойных зарядов предконтурного ряда должно быть полностью исключено воронкообразование (как основная причина разрушения верхней части формируемого в предельном положении уступа), используем условие $n_{max} = 0$ (камуфлетный взрыв). Тогда искомое значение параметра

$$l_{заб} = \sqrt{\frac{8}{9} \cdot \frac{p}{q}}. \quad (3.3.3.26)$$

Значение параметра $l_{зф}$ из формулы (3.3.3.6) соответственно определится как:

$$l_{зф} = \sqrt{\frac{8}{27} \cdot \frac{p}{q}}. \quad (3.3.3.27)$$

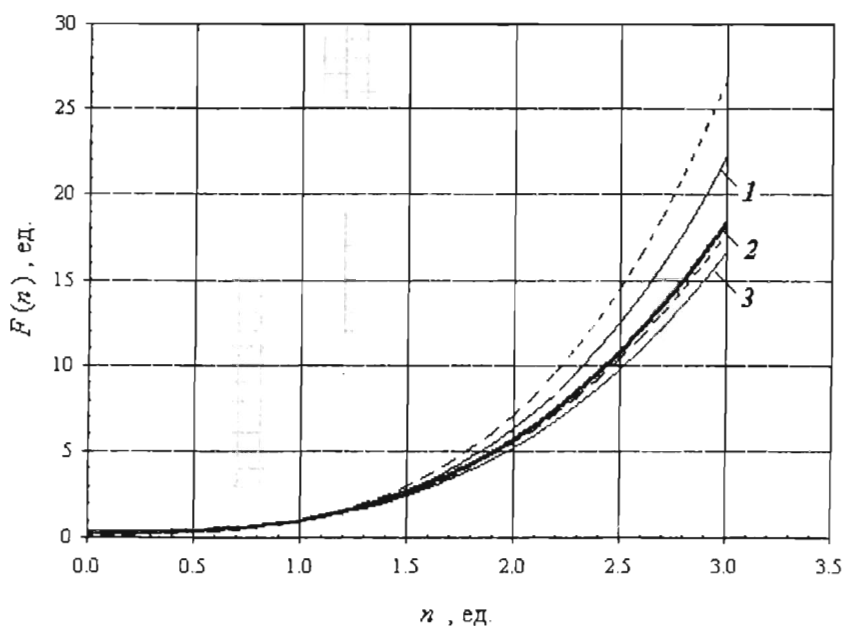


Рис.3.3.3.2. Сопоставление функций показателя действия взрыва

Данная формула справедлива при длине отбойного заряда $L_{зар} \geq l_{эф}$. Если же фактическая длина заряда по каким-либо причинам меньше характерного значения (3.3.3.6), то длину забойки следует определять по формуле:

$$l_{эф} = \left(3 \cdot \frac{p}{q} \cdot L_{зар} \right)^{1/3} - \frac{L_{зар}}{2}. \quad (3.3.3.28)$$

В случае камуфлетного взрыва скважинного заряда длиной $L_{зар} > L_{зар(min)}$ (где $L_{зар(min)}$ - минимальное значение длины заряда, при котором он еще может рассматриваться как линейный) радиус разрушения (R_p , м) равен:

при $L_{зар} \geq L_{зар(min)}$ -

$$R_p = \sqrt{\frac{I}{\pi} \cdot \frac{p}{q}}, \quad (3.3.3.29)$$

при $L_{зар} < L_{зар(min)}$ -

$$R_p = \left(\frac{3}{4 \cdot \pi} \cdot \frac{p \cdot L_{зар}}{q} \right)^{1/3}. \quad (3.3.3.30)$$

Именно параметр R_p определяет расстояние от щели до отбойного заряда предконтурного ряда ($b_* = R_p$).

Числовое значение $L_{зар(min)}$, определяющее условия расчета R_p , может быть получено из равенства:

$$\left(\frac{l}{\pi} \cdot \frac{p}{q}\right)^{1/2} = \left(\frac{3}{4 \cdot \pi} \cdot \frac{p \cdot L_{зар(mm)}}{q}\right)^{1/3}, \quad (3.3.3.31)$$

где левая часть равенства определяет радиус зоны разрушения при взрыве бесконечного линейного заряда, правая - при взрыве сосредоточенного заряда весом $Q = p \cdot L_{зар(mm)}$. Соответственно получаем:

$$L_{зар(mm)} = \frac{4}{3} \cdot \sqrt{\frac{l}{\pi} \cdot \frac{p}{q}}. \quad (3.3.3.32)$$

Следующим технологическим параметром является глубина перебура отбойных скважин. Для ее определения будем рассуждать следующим образом. Как было показано выше, скорость смещения породы при взрыве сосредоточенного заряда в общем может быть представлена как

$$v = k_{c(\alpha)} \cdot \left(\frac{Q^{1/3}}{R}\right)^\alpha, \quad (3.3.3.33)$$

где $k_{c(\alpha)}$ - коэффициент сейсмичности, зависящий от показателя степени α ; Q - вес сосредоточенного заряда, кг; R - расстояние от заряда до точки наблюдения, м.

Рассматривая концевую (забойную) часть отбойного скважинного заряда как сосредоточенный заряд весом $Q = p \cdot l_k$ (где l_k - длина концевой части заряда, м; p - его линейный вес, кг/м), расстояние R можно определить как $R = \Delta h + 0.5 \cdot l_k$ (где Δh - расстояние от торца отбойной скважины до границы зоны разрушения в точке А, рис.3.3.3.3). Поскольку в зоне разрушения $\alpha = 2.0$, равенство (3.3.3.33) можно представить в виде:

$$v = k_{c(\alpha=2.0)} \cdot p^{2/3} \cdot \frac{4 \cdot l_k^{2/3}}{(2 \cdot \Delta h + l_k)^2}. \quad (3.3.3.34)$$

Из условия $dv/dl_k = 0$ находим соотношение $\Delta h = l_k$, подстановка которого в (3.3.3.34) при $v = v_{кр}$ (где $v_{кр}$ - критическая скорость смещения на границе зоны разрушения, м/с) определяет величину Δh как:

$$\Delta h = \left[\frac{4}{9} \cdot \frac{k_{c(\alpha=2.0)}}{v_{кр}} \cdot p^{2/3} \right]^{3/4}. \quad (3.3.3.35)$$

$$\text{При этом } k_{c(\alpha=2.0)} = k_{c(\alpha=1.5)} \cdot \left(\frac{k_{c(\alpha=1.5)}}{v_{кр}}\right)^{1/3}, \quad (3.3.3.36)$$

где $k_{c(\alpha=1.5)}$ - коэффициент сейсмичности, определяемый по формуле (2.3.51).

Раскрывая значения входящих в (3.3.3.35) параметров, окончательно получаем:

$$\Delta h = \sqrt{\frac{2}{9 \cdot \pi} \cdot \frac{p}{q}}. \quad (3.3.3.37)$$

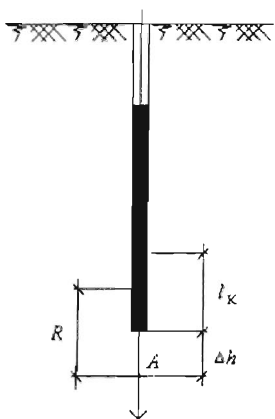


Рис.3.3.3.3. Поясняющая схема

В качестве примера на рис.3.3.3.4 представлены результаты расчетов, выполненных при $f = 12$ для трех типов ВВ: гранулотол ($U_{yd} = 452620$ кгм/кг, $\gamma_{вв} = 1000$ кг/м³), эмулит ВЭТ-300 ($U_{yd} = 311710$ кгм/кг, $\gamma_{вв} = 1200$ кг/м³) и эмулит ВЭТ-700 ($U_{yd} = 248514$ кгм/кг, $\gamma_{вв} = 1100$ кг/м³). Как видим, при использовании одного и того же типа ВВ применение скважин уменьшенного диаметра позволяет существенно уменьшить глубину Δh зоны разрушения под торцом отбойных скважинных зарядов. Если же рассматривать одинаковый диаметр скважин, то в этом случае наблюдаются практически одинаковые значения Δh для гранулотола и эмулита ВЭТ-300, в то время как использование эмулита ВЭТ-700 позволяет несколько уменьшить величину Δh .

Отсюда следует достаточно важный технологический вывод: комплексные мероприятия по реализации технологии "щадящего" взрывания (применение в предконтурной зоне отбойных скважин уменьшенного диаметра в сочетании с низкоэнергетическими типами ВВ) позволяют уменьшить глубину зоны интенсивного разрушения породы под торцами отбойных скважин. Исходя из общей расчетной схемы, а также учитывая установленное соотношение $l_k = \Delta h$, можно считать, что именно параметр l_k определяет глубину перебура отбойных скважин:

$$L_{пер} = \sqrt{\frac{2}{9 \cdot \pi} \cdot \frac{p}{q}}. \quad (3.3.3.38)$$

Если расстояние от отбойных скважин до щели было определено ранее как $b = R_p$, то параметры размещения основных отбойных скважин на блоке (в том числе и расстояние a между отбойными скважинами в предконтурном ряду) могут быть определены в соответствии с расчетной схемой, представленной на рис.3.3.3.5. В общем случае размещение отбойных скважин должно быть таким, чтобы с максимальной эффективностью реализовать имеющийся запас потенциальной энергии взрыва на дробление породы: границы зоны дробления любых трех соседних зарядов (например A , B и C) имеют общую узловую точку D , отстоящую от каждой из трех скважин на одинаковом удалении R_p . При этом в междурядном пространстве не остается участков непроработанной породы. Учитывая, что $AD = BD = CD = R_p$, легко убедиться, что

$$a = \sqrt{3} \cdot R_p, \quad (3.3.3.39)$$

$$b = 1.5 \cdot R_p, \quad (3.3.3.40)$$

где a - расстояние между отбойными скважинами в ряду, м; b - расстояние между рядами, м; R_p - радиус разрушения, определяемый по формулам (3.3.3.29) или (3.3.3.30), м.

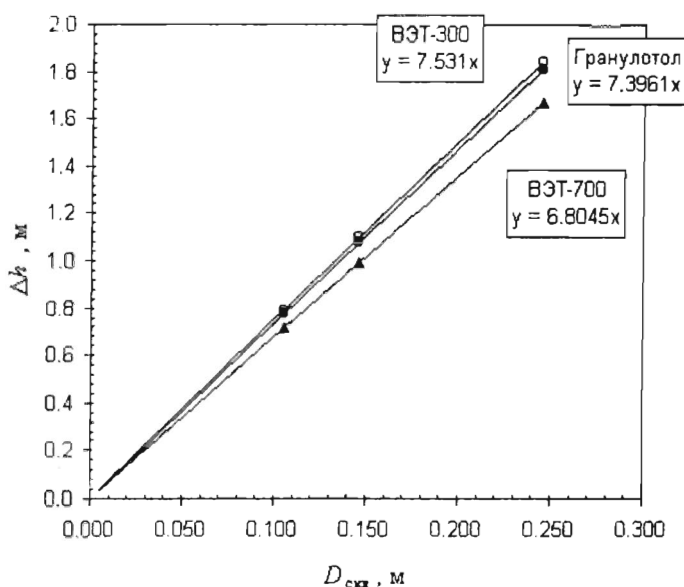


Рис.3.3.3.4. Изменение глубины зоны разрушения в зависимости от диаметра скважинного отбойного заряда и типа используемого ВВ

С другой стороны, установлено [54], что приведенные диаметры воронок выброса при взрыве сосредоточенного заряда укладываются на одну окружность (рис.3.3.3.6.). На этой же окружности находится и центр заряда. Расчетная схема представлена на рис.3.3.3.7. Решение будем отыскивать по условию максимума объема воронки разрушения ($V_{вор} \rightarrow \max$).

Применительно к сосредоточенному заряду из условия $dV_{вор}/d\alpha = 0$ нетрудно получить характерное значение угла полураствора воронки $\alpha_* = \arctg(1/\sqrt{2})$, что соответствует показателю действия взрыва $n_* = 1/\sqrt{2} \approx 0.707$. Применительно к линейным (скважинным) зарядам аналогичные значения угла α и показателя действия взрыва n составляют $\alpha_* = \arctg(1/\sqrt{3})$ и $n_* = 1/\sqrt{3} \approx 0.577$. Если расположить два соседних скважинных заряда таким образом, чтобы границы воронок разрушения соприкасались (рис.3.3.3.8), то, как видно из расчетной схемы, $a/b = 2 \cdot \tg \alpha_*$ или, после подстановки значения $\tg \alpha_* = 1/\sqrt{3}$, $a/b = 2/\sqrt{3}$. Но это точно такой же результат, который получается из формул (3.3.3.39) и (3.3.3.40). Следовательно, расчетная схема, приведенная на рис.3.3.3.5, действительно отражает условия отбойки максимального объема породы и может быть признана корректной. Соответственно и расчетные формулы (3.3.3.39) и (3.3.3.40) также можно считать корректными.

Таким образом, формулы (3.3.3.39) и (3.3.3.40) могут быть использованы для определения сетки бурения основных отбойных скважин. В качестве иллюстрации на рисунках 3.3.3.9 и 3.3.3.10 показаны графики зависимости расстояния между скважинами (РМС) и расстояния между рядами (РМР) для скважин диаметром 244.5 мм при зарядке гранулотолом.

С целью уменьшения зоны нарушения массива при отбойке рабочих уступов целесообразно использование отбойных скважин разного диаметра, например, основная отбойка производится скважинами диаметром 245 мм, а последний ряд - скважинами диаметром 171 мм (рис.3.3.3.11). Для каждого диаметра существуют свои параметры сетки бурения (a_1, b_1 для ряда 1, a_2, b_2 для ряда 2). В случае их совместного применения расстояние между рядами 1 и 2 (b_{1-2} , м) следует уточнить исходя из основного условия - взрыв скважин большего диаметра не должен нарушить скважинные заряды меньшего диаметра.

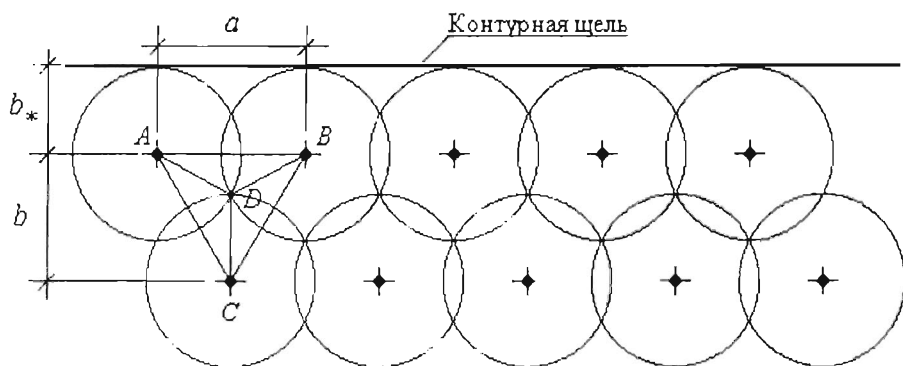


Рис.3.3.3.5. Расчетная схема для определения параметров размещения отбойных скважин

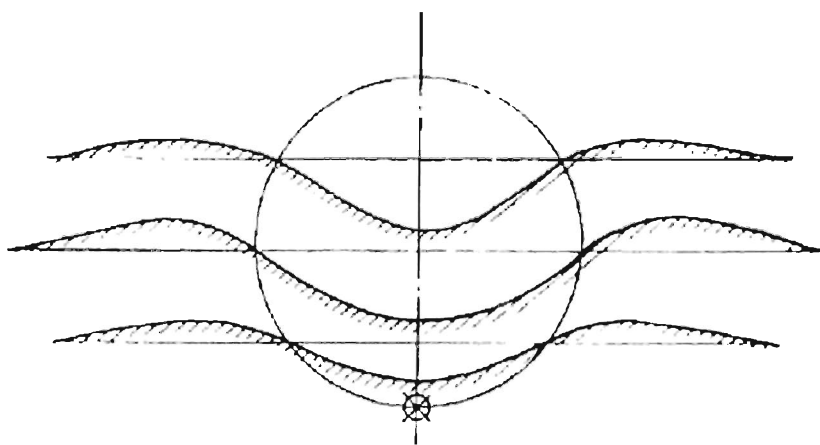


Рис.3.3.3.6. Размещение диаметров воронок, по [54]

Решение задачи может быть получено следующим образом. Исходя из общей логики рассуждений, приведенных выше, при определении параметров a и b в качестве пространственной границы для зоны разрушения при взрыве отбойных скважин большего диаметра целесообразно принять границу распределения узловых точек (на рис.3.3.3.5 точка D) пересечения зон разрушений при взрыве отбойных скважин меньшего диаметра (на рис.3.3.3.11 эта граница показана штриховой линией).

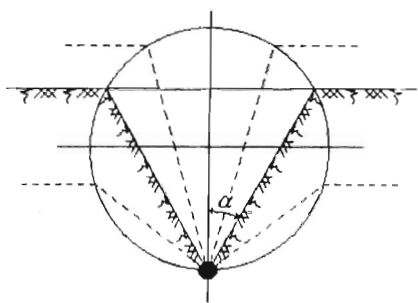


Рис.3.3.3.7. Расчетная схема

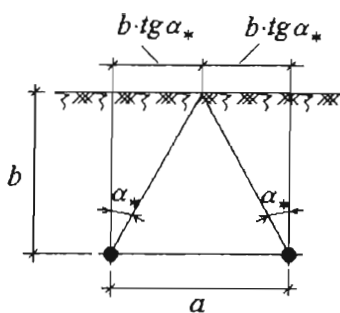


Рис.3.3.3.8. Расчетная схема

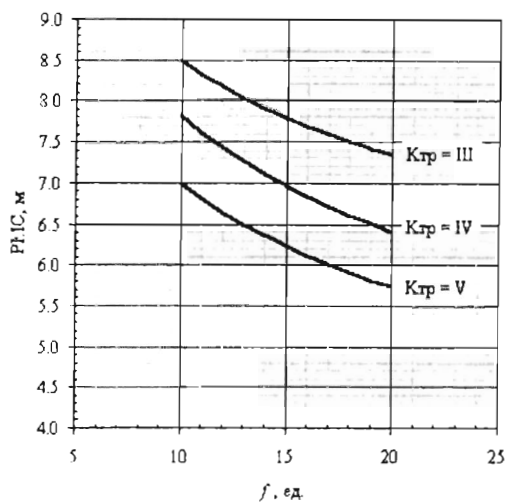


Рис.3.3.3.9. Зависимость расстояния между скважинами от коэффициента крепости пород и категории их трещиноватости

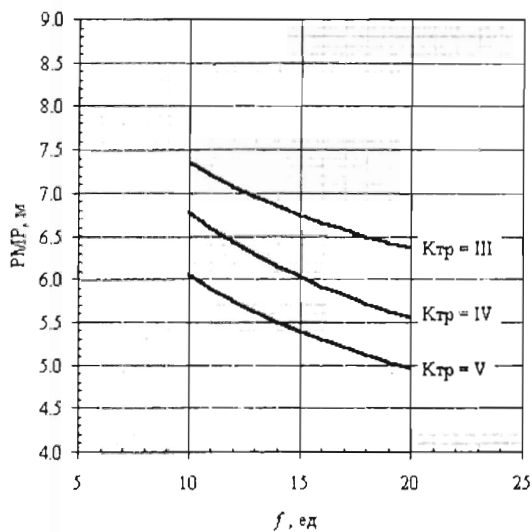


Рис.3.3.3.10. Зависимость расстояния между рядами от коэффициента крепости пород и категории их трещиноватости

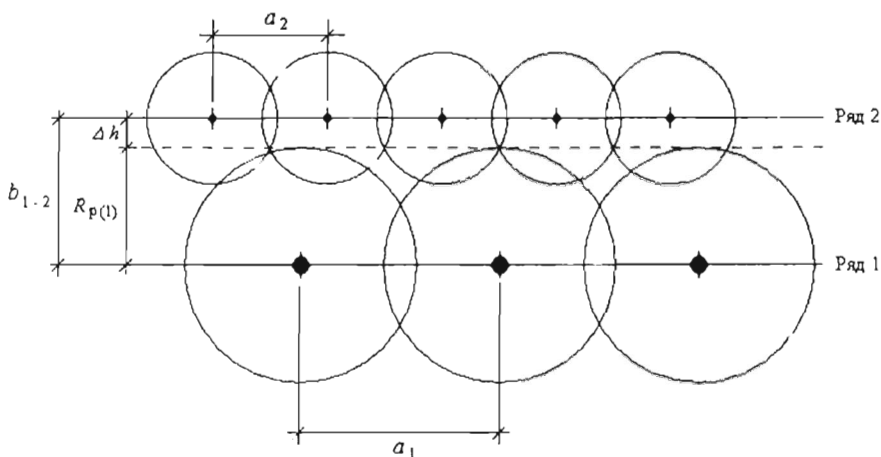


Рис.3.3.3.11. Расчетная схема

В этом случае, как видно из рис.3.3.3.11, расстояние b_{1-2} определяется суммой $\Delta h + R_{p(1)}$, где Δh - расстояние от ряда размещения отбойных скважин меньшего диаметра до границы распределения узловых точек, м; $R_{p(1)}$ - радиус зоны разрушения при взрыве отбойных скважин большего диаметра, м. Учитывая, что параметр Δh определяется как $\Delta h = \sqrt{R_{p(2)}^2 - (a_2/2)^2}$ (где $R_{p(2)}$ - радиус зоны разрушения при взрыве отбойных скважин меньшего диаметра, м; a_2 - расстояние между отбойными скважинами меньшего диаметра, м), а параметр a_2 определяется как $a_2 = 1.5 \cdot R_{p(2)}$, расстояние b_{1-2} в общем виде равно:

$$b_{1-2} = R_{p(1)} + 0.5 \cdot R_{p(2)}, \quad (3.3.3.41)$$

$$\text{или } b_{1-2} = \sqrt{\frac{p_1}{\pi \cdot q_{отб(1)}}} + \frac{1}{2} \cdot \sqrt{\frac{p_2}{\pi \cdot q_{отб(2)}}}, \quad (3.3.3.42)$$

где p_1 и p_2 - вместимость отбойных скважин соответственно большего и меньшего диаметра, кг/м; $q_{отб(1)}$ и $q_{отб(2)}$ - расчетный удельный расход на отбойку скважинами соответственно большего и меньшего диаметра (при использовании разных типов ВВ), кг/м³.

На практике, как правило, зарядание всех скважин на блоке производится одним и тем же типом ВВ при одинаковой плотности. В этом случае формулу (3.3.3.42) можно преобразовать к виду:

$$b_{1-2} = \sqrt{\frac{p_1}{\pi \cdot q_{отб}}} \cdot \left(1 + \frac{1}{2} \cdot \frac{D_{скв(2)}}{D_{скв(1)}} \right). \quad (3.3.3.43)$$

Учитывая, что для скважин большего диаметра $b_1 = 1.5 \cdot \sqrt{\frac{p_1}{\pi \cdot q_{отб}}}$, поправочный коэффициент изменения расстояния между соседними рядами отбойных скважин большего и меньшего диаметров ($K_b = b_{1-2}/b_1$) составит:

$$K_b = \frac{2}{3} \cdot \left(1 + \frac{1}{2} \cdot \frac{D_{\text{скав}}(2)}{D_{\text{скав}}(1)} \right). \quad (3.3.3.44)$$

Например, при $D_{\text{скав}}(1) = 245$ мм и $D_{\text{скав}}(2) = 171$ мм поправочный коэффициент равен $K_b = 0.899$. Это означает, что если при отбойке блока скажинами диаметром 245 мм расстояние между рядами таких зарядов составляет, например, 6 м, то при использовании последнего ряда скажин диаметром 171 мм расстояние между ним и предпоследним рядом скажин диаметром 245 мм составит уже не 6 м, а $6 \times 0.899 = 5.4$ м. Расстояние между скажинами в ряду (a_1 и a_2) соответствует первоначальному расчетному и остается без изменений.

Итак, формулы (3.3.3.25)-(3.3.3.30) и (3.3.3.38)-(3.3.3.40) являются базовыми для определения параметров размещения и заряжания отбойных скажин как в приконтурной зоне, так и на основной отбойке. Необходимо также иметь в виду следующее. Как показали результаты ранее выполненных исследований, соотношение между размером максимального (D_{max} , м) и среднего (d_{cp} , м) куска во взорванной горной массе как в карьерных, так и в подземных условиях в 95% случаев находится в диапазоне $D_{\text{max}}/d_{\text{cp}} \approx 4.15-4.95$, составляя в среднем 4.55. Применительно к отбойке предконтурного породного слоя это значение позволяет ввести ограничение на диаметр отбойных скажинных зарядов следующим образом: определив расстояние между рядами отбойных скажин $b_* = L_2/4.55$ (где L_2 - ширина предконтурного блока, м), а также учитывая, что линейная плотность отбойных скажинных зарядов может быть представлена как $p = \pi \cdot D_{\text{скав}}^2 \cdot \gamma_{\text{ВВ}}/4$, из формулы (3.3.3.29) находим максимальный диаметр скажин для отбойки предконтурного блока:

$$D_{\text{скав}} = 0.440 \cdot L_2 \cdot \sqrt{\frac{q}{\gamma_{\text{ВВ}}}}. \quad (3.3.3.45)$$

Например, при ширине предконтурного блока $L_2 = 12-14$ м (см. раздел 3.3.1), представленного крепкими породами IV категории по взрываемости, и использовании в качестве ВВ насыпного гранулола ($\gamma_{\text{ВВ}} \approx 900$ кг/м³) с удельным расходом $q = 0.846$ кг/м³ рекомендуемый диаметр отбойных скажин составит $D_{\text{скав}} = 0.162-0.189$ м. При использовании эмульсионных ВВ ($\gamma_{\text{ВВ}} \approx 1150$ кг/м³) с удельным расходом $q = 1.209$ кг/м³ рекомендуемый диаметр отбойных скажин составит $D_{\text{скав}} = 0.171-0.200$ м. Как видим, в обоих случаях может быть использован один и тот же диаметр скажин (ближайший к расчетному диапазону) в типоряде имеющегося бурового оборудования с уменьшенным диаметром бурения.

Учет этих особенностей необходим при проектировании параметров взрывания непосредственно над формируемой бермой, поверхность которой должна иметь минимальные техногенные нарушения. В этом случае целесообразно проанализировать различные варианты отбойки, в том числе с нулевым перебором или с недобуром до проектной отметки бермы.

Рассмотрим порядок корректировки параметров размещения и взрывания отбойных зарядов с измененными значениями длины забойки и перебура. Используем условные обозначения: p - вместимость отбойной скажины, кг/м; H_v - высота уступа, м; $l_{\text{пер}}$ - расчетная длина перебура, м; $l_{\text{заб}}$ -

расчетная длина забойки, м; a - расчетное расстояние между отбойными скважинами в ряду, м; b - расчетное расстояние между рядами, м; m - расчетный коэффициент сближения отбойных скважин (по сетке бурения), ед.; $l_{пер(2)}$ - новая длина перебура, м; $l_{заб(2)}$ - новая длина забойки, м; m_2 - расчетный коэффициент сближения отбойных скважин при новых значениях длины забойки и перебура (по сетке бурения), ед.; a_2 - новое расстояние между отбойными скважинами в ряду, м; b_2 - новое расстояние между рядами, м.

Корректировка сетки бурения отбойных скважин. При расчетных значениях $l_{пер}$ и $l_{заб}$ фактический удельный расход на отбойку

$$q_{факт} = p \cdot \frac{H_y + l_{пер} - l_{заб}}{a \cdot b \cdot H_y}. \quad (3.3.3.46)$$

При новых значениях $l_{пер(2)}$ и $l_{заб(2)}$ фактический удельный расход на отбойку

$$q_{факт(2)} = p \cdot \frac{H_y + l_{пер(2)} - l_{заб(2)}}{a_2 \cdot b_2 \cdot H_y}. \quad (3.3.3.47)$$

Изменение сетки бурения определяем по условию $q_{отб} = q_{отб(2)}$. Соответственно получаем:

$$a_2 \cdot b_2 = a \cdot b \cdot \frac{H_y + l_{пер(2)} - l_{заб(2)}}{H_y + l_{пер} - l_{заб}}. \quad (3.3.3.48)$$

Исходя из условия геометрического подобия расчетной и новой сеток бурения отбойных скважин определим условие $m_2 = m = 2/\sqrt{3}$. Учитывая, что $m = a/b$ и $m_2 = a_2/b_2$, из формулы (3.3.3.48) получаем:

$$b_2 = b \cdot \sqrt{\frac{H_y + l_{пер(2)} - l_{заб(2)}}{H_y + l_{пер} - l_{заб}}}, \quad (3.3.3.49)$$

$$a_2 = b_2 \cdot \frac{2}{\sqrt{3}}. \quad (3.3.3.50)$$

Корректировка интервала замедления. В разделе 3.3.4 приведена формула (3.3.4.3) для определения интервала замедления в зависимости от условий взрывания. Поскольку при корректировке сетки бурения изменяются только параметры a и b , новое значение интервала замедления Δt_2 может быть определено из соотношения:

$$\Delta t_{(2)} = \Delta t \cdot \frac{a_2 \cdot b_2}{a \cdot b}. \quad (3.3.3.51)$$

Использование формулы (3.3.3.48) позволяет представить формулу (3.3.3.51) в виде:

$$\Delta t_2 = \Delta t \cdot \frac{H_y + l_{пер(2)} - l_{заб(2)}}{H_y + l_{пер} - l_{заб}}. \quad (3.3.3.52)$$

Пример численного расчета. Начальные условия: $f = 14 - 16$; $K_{тр} = 4.0$; $H_y = 12$ м; ВЭТ-700. Расчетные значения основных параметров: $b = 4.0$ м; $a = 4.6$ м; $l_{пер} = 1.3$ м; $l_{заб} = 4.0$ м; $\Delta t = 51$ мс. Зададим $l_{пер(2)} = 0.0$ м и $l_{заб(2)} = 6.0$ м. В соответствии с формулами (3.3.3.49) и (3.3.3.50) получаем:

$$b_2 = 4.0 \cdot \sqrt{\frac{12.0 + 0.0 - 6.0}{12.0 + 1.3 - 4.0}} = 3.2 \text{ м},$$

$$a_2 = 3.2 \cdot \frac{2}{\sqrt{3}} = 3.7 \text{ м},$$

$$\Delta t_2 = 51 \cdot \frac{12.0 + 0.0 - 6.0}{12.0 + 1.3 - 4.0} = 33 \text{ мс}.$$

То есть при $l_{\text{пер}(2)} = 0.0 \text{ м}$ и $l_{\text{заб}(2)} = 6.0 \text{ м}$ сетка бурения равна $3.2 \times 3.7 \text{ м}$, интервал замедления - 33 мс.

Зададим $l_{\text{пер}(2)} = 0.5 \text{ м}$ и $l_{\text{заб}(2)} = 5.0 \text{ м}$. В соответствии с формулами (3.3.349) и (3.3.3.50) получаем:

$$b_2 = 4.0 \cdot \sqrt{\frac{12.0 + 0.5 - 5.0}{12.0 + 1.3 - 4.0}} = 3.6 \text{ м}.$$

$$a_2 = 3.6 \cdot \frac{2}{\sqrt{3}} = 4.1 \text{ м},$$

$$\Delta t_2 = 51 \cdot \frac{12.0 + 0.5 - 5.0}{12.0 + 1.3 - 4.0} = 41 \text{ мс}.$$

То есть при $l_{\text{пер}(2)} = 0.5 \text{ м}$ и $l_{\text{заб}(2)} = 5.0 \text{ м}$ сетка бурения равна $3.6 \times 4.1 \text{ м}$, интервал замедления - 41 мс.

Таким образом, формулы (3.3.3.49) и (3.3.3.50) позволяют откорректировать параметры сетки бурения отбойных скважин, а формула (3.3.3.52) - интервал замедления в зависимости от внесенных в первоначальные расчетные данные изменений.

3.3.4. Обоснование интервалов замедления для отбойных скважинных зарядов

Одним из основных параметров, определяющих эффективность скважинной отбойки уступов, является интервал замедления (Δt , с). При слишком малых интервалах замедления резко возрастает уровень сейсмического действия массового взрыва, что приводит к необходимости уменьшения объемов взрывания. При слишком больших существенно возрастает дальность разлета взорванной породы, ухудшается качество дробления. Поэтому величина интервала замедления должна быть оптимальной как с точки зрения качества дробления, так и с точки зрения сейсмики.

Для определения интервала замедления будем рассуждать следующим образом. Как показано выше, начальная энергия E'_0 равновесной части продуктов детонации, определяющей их поршневое действие, составляет лишь часть полной энергии взрыва E_0 . В расчете на 1 м длины отбойной скважины формулу (2.2.2) можно представить как

$$E'_0 = p \cdot U_{y0} \cdot \frac{\gamma_0 - 1}{k - 1} \cdot \left(\frac{373}{\gamma_{BB}} \right)^k. \quad (3.3.4.1)$$

При этом масса (M , кг·с²/м) вовлеченной в движение породы

$$M = a \cdot b \cdot \frac{\gamma_n}{g}, \quad (3.3.4.2)$$

где a - расстояние между отбойными скважинами в ряду, м; b - расстояние между рядами отбойных скважин, м; γ_n - объемный вес породы, кг/м³; g - ускорение силы тяжести, м/с².

Из условия равенства кинетической энергии движения породы величине начальной энергии равновесной части продуктов детонации можно определить значение скорости движения $v = \sqrt{2 \cdot E'_0 / M}$. На одну отбойную скважину приходится площадь $S = a \cdot b$ отбиваемой породы. При этом характерный размер (длина стороны) эквивалентного по площади квадрата $L = \sqrt{a \cdot b}$. При расположении отбойной скважины в центре эквивалентного квадрата расстояние от скважины до любой из сторон квадрата равно $L/2$. Соответственно время перемещения породы на расстояние $L/2$ составит $\Delta t = L / (2 \cdot v)$. Именно это значение и определяет величину интервала замедления. После подстановки всех известных параметров получаем:

$$\Delta t = \frac{a \cdot b}{D_{схв}} \cdot \sqrt{\frac{l}{2 \cdot \pi \cdot g \cdot U_{yd}} \cdot \frac{\gamma_n}{\gamma_{вв}} \cdot \frac{k-1}{\gamma_0-1} \cdot \left(\frac{\gamma_{вв}}{373} \right)^k} \quad (3.3.4.3)$$

В качестве примера на рисунках 3.3.4.1 и 3.3.4.2 показано распределение значений Δt , полученных по формуле (3.3.4.3) в зависимости от коэффициента крепости f по шкале М.М.Протоdjяконова для 105 типов пород, фактические свойства которых заимствованы из различной справочной литературы. Взрывчатое вещество - гранулотол ($\gamma_{вв} = 1000$ кг/м³, $U_{yd} = 452620$ кДж/кг). Крестиками показаны данные, полученные при удельном расходе на отбойку, равном q_p , точками - $q_n(v)$.

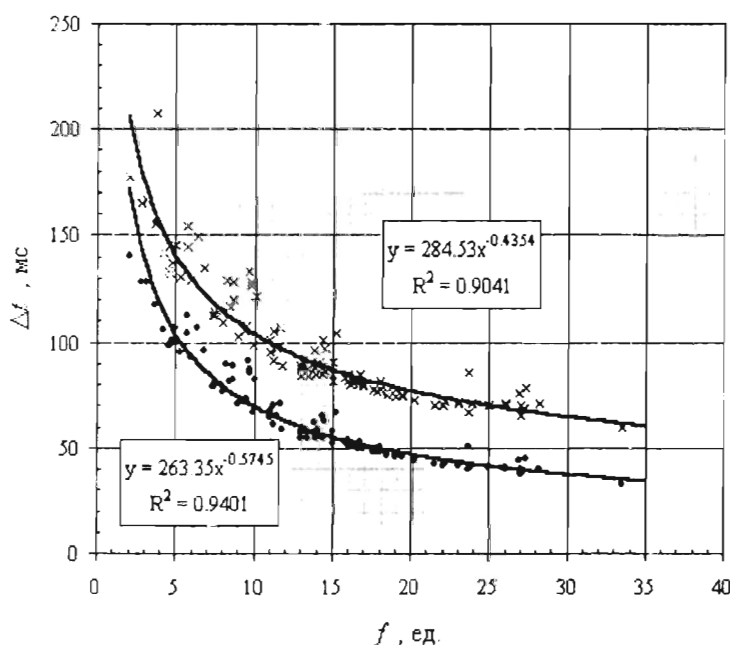


Рис. 3.3.4.1. Зависимость Δt от f (диаметр отбойных скважин 245 мм)

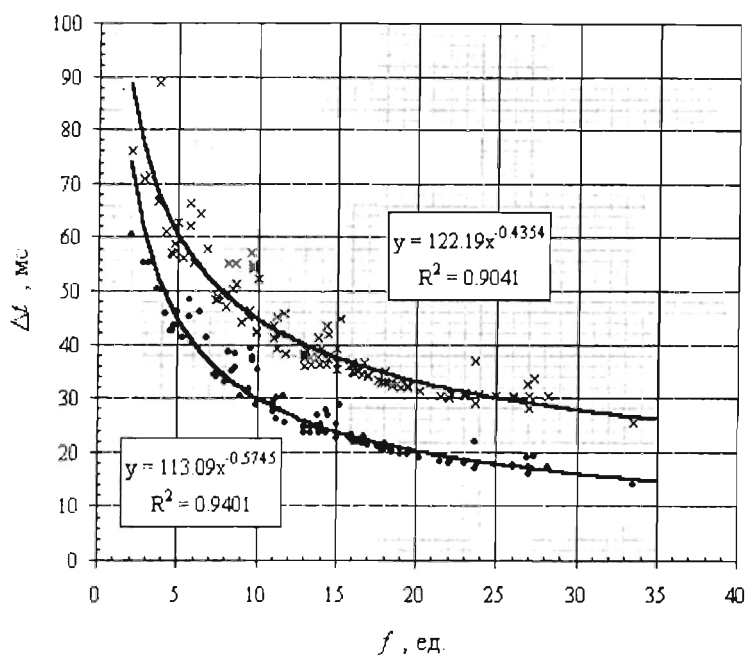


Рис.3.3.4.2. Зависимость Δt от f (диаметр отбойных скважин 105 мм)

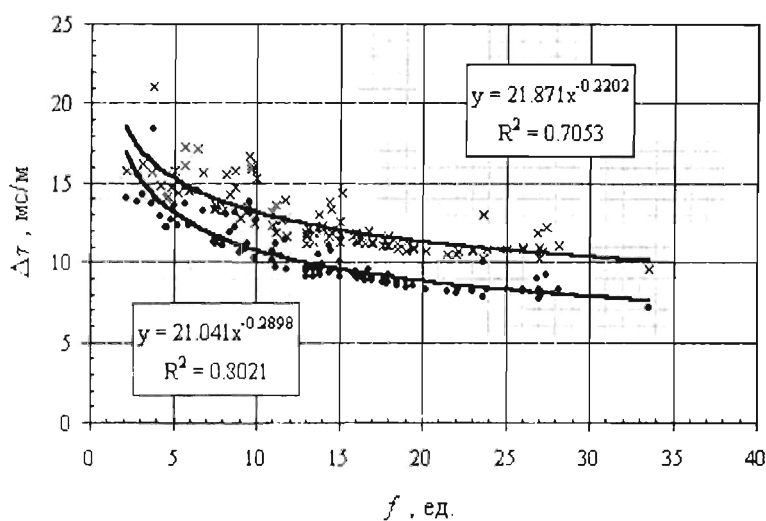


Рис.3.3.4.3. Зависимость $\Delta \tau$ от f

Для упрощения практических расчетов представляется целесообразным перейти от абсолютного значения интервала замедления Δt к приведенному показателю $\Delta \tau = \Delta t / \sqrt{a \cdot b}$, который для отбойных скважин (при зарядке на полное сечение) не зависит от диаметра $D_{скн}$ и определяется лишь типом применяемого на отбойке взрывчатого вещества и свойствами взрывааемых пород. Как видно

из рис.3.3.4.3, характер изменения показателя Δt определяется крепостью (f) и структурными особенностями пород, влияющими на величину удельного расхода взрывчатого вещества на отбойку ($q_{\text{рыхл}} \leq q_{\text{отб}} \leq q_{\text{п(0)}}$). Зная сетку бурения отбойных скважин и крепость пород, по графикам можно определить интервал замедления - $\Delta t = \Delta \tau \cdot \sqrt{a \cdot b}$.

3.3.5. Особенности контурной и предконтурной отбойки при вынужденном использовании скважин большого диаметра

При отсутствии бурового оборудования с уменьшенным диаметром бурения контурная и предконтурная отбойка вынужденно производится с использованием скважин того же диаметра, что и на основной добыче (как правило, 240-250 мм). Очевидно, что в этом случае уровень динамической нагрузки на охраняемый породный массив существенно увеличивается в силу возрастания масштаба источника нагрузки - скважинного заряда большого диаметра. Поэтому необходимо предусмотреть дополнительные технологические решения, снижающие степень повреждения поверхности откоса и особенно бермы формируемого уступа, поскольку ширина последней должна быть достаточной для обеспечения безопасности в случае естественного обрушения породных отдельностей с расположенных выше уступов.

В качестве наиболее вероятных технологических причин повреждения бермы и сокращения ее ширины можно назвать две: взрывание контурных зарядов при образовании отрезной щели и взрывание отбойных зарядов предконтурного ряда при отработке блока в условиях заранее сформированной отрезной щели (напомним, что здесь рассматривается случай использования скважин только большого диаметра, например 244.5 мм).

Взрывание контурных зарядов. Основными причинами разрушения бермы при взрывании контурных зарядов отрезной щели являются наличие слоя интенсивно нарушенной породы в зоне перебура отбойных скважин ранее взорванного бермового уступа и действие продуктов детонации достаточно мощных контурных зарядов при их вылете из устья скважин в условиях нарушенного приустьевого породного слоя. В этих условиях представляется целесообразным следующее техническое решение (рис.3.3.5.1): между основными контурными скважинами 1 забуриваются дополнительные контурные скважины 2, длина которых составляет примерно 1/3-1/4 длины основных контурных скважин (порядок расчетов представлен ниже). Заряжание основных контурных скважин осуществляется шланговыми зарядами 3 (например, ШЗ-4), при этом длина заряда равна разнице между длиной основной и дополнительной контурных скважин (иными словами, шланговые заряды ШЗ-4 размещаются в основных контурных скважинах только на участке ниже отметки забоя дополнительных контурных скважин). Дополнительные контурные скважины, а также верхняя часть основных контурных скважин заряжаются контурными зарядами 4 пониженной линейной плотности ($p_k \approx 1.5-2.0$ кг/м), например, изготовленными из патронированного (диаметром 32 мм) аммонита 6ЖВ и двух ниток детонирующего шнура. Длина незаряжаемой устьевой части как основных, так и дополнительных контурных скважин должна соответствовать толщине приповерхностного разрушенного слоя (примерно 2.0-2.5 м).

Взрывание всех контурных скважин (как основных, так и дополнительных) осуществляют одновременно с использованием нижнего инициирования (в этом случае эффективность действия контурных зарядов существенно увеличивается, что повышает качество проработки щели в ее нижней части).

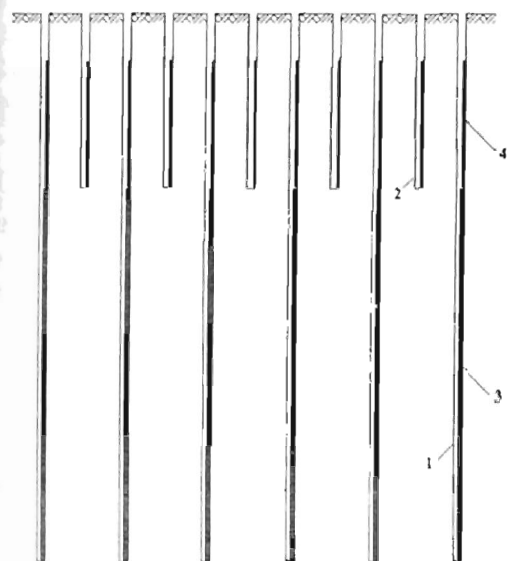


Рис.3.3.5.1. Предлагаемая схема предварительного щелеобразования

Что дает предлагаемое техническое решение? Во-первых, смещение достаточно мощных шланговых зарядов ШЗ-4 в нижнюю часть основных контурных скважин снижает уровень динамической нагрузки на приповерхностную часть образуемой бермы, обеспечивая при этом нормальное формирование отрезной щели ниже уровня забоя дополнительных контурных скважин.

Во-вторых, использование контурных зарядов пониженной линейной плотности как в дополнительных контурных скважинах, так и в верхней части основных контурных скважин позволяет обеспечить нормальное формирование отрезной щели (за счет вдвое меньшего расстояния между этими частями скважин) и снизить

интенсивность динамической нагрузки на приповерхностную часть образуемой бермы за счет применения контурных зарядов пониженной линейной плотности.

Основные параметры контурной отбойки по предлагаемому варианту определяется следующим образом. Длину контурного заряда ШЗ-4 рассчитывают по формуле:

$$L_z = L_{скв} \cdot \left(\frac{D_{скв}}{d_0} \right)^2 \cdot \left(\frac{\sigma}{P_0'} \right)^{1/k}, \quad (3.3.5.1)$$

где $L_{скв}$ - длина основной контурной скважины с учетом перебура, м; $D_{скв}$ - диаметр основной контурной скважины, м; σ - предельное эффективное давление (с учетом коэффициента динамического упрочнения, равного двум, эффективное давление определяется как $\sigma = 2 \cdot \sigma_p$, где σ_p - предел прочности породы на разрыв, кг/м²); P_0' - начальное давление равновесной части продуктов детонации заряда, кг/м²; k - значение показателя адиабаты расширения равновесной части продуктов детонации, соответствующее минимальному объемному весу ВВ, равному 373 кг/м³ ($k = 1.4$), ед.

Величина давления P_0' определяется по формуле:

$$P_0' = (\gamma_0 - 1) \cdot \gamma_{вв} \cdot U_{уд} \cdot \left(\frac{373}{\gamma_{вв}} \right)^k, \quad (3.3.5.2)$$

где γ_0 - начальный показатель адиабаты, ед.; $\gamma_{\text{вв}}$ - объемный вес ВВ, кг/м³; $U_{\text{уд}}$ - удельная энергия ВВ, кдж/кг.

Начальное значение показателя адиабаты определяется по формуле:

$$\gamma_0 = \sqrt{1 + (k^2 - 1) \cdot \left(\frac{\gamma_{\text{вв}}}{373} \right)^{\frac{k+1}{2}}} . \quad (3.3.5.3)$$

Рассчитав длину заряда L_3 и зная полную длину $L_{\text{скв}}$ контурной скважины, можно определить длину дополнительных контурных скважин:

$$L_{\text{скв}}(2) = L_{\text{скв}} - L_3 . \quad (3.3.5.4)$$

Длину незаряжаемой устьевой части основных и дополнительных скважин определяем из условия ее равенства толщине приповерхностного слоя разрушенной предыдущими взрывами породы (но не менее 10 диаметров скважины):

$$L_{\text{заб}} = h_{\text{нар}} . \quad (3.3.5.5)$$

Соответственно, получаем длину контурного заряда пониженной плотности:

$$L_3(2) = L_{\text{скв}}(2) - L_{\text{заб}} . \quad (3.3.5.6)$$

После этого делаем проверку по давлению продуктов детонации на выходе из скважины (должно выполняться условие $\sigma_* < 2 \cdot \sigma_p$):

$$\sigma_* = P_{0(2)}' \cdot \left(\frac{d_{0(2)}^2}{D_{\text{скв}}^2} \cdot \frac{L_3(2)}{L_{\text{скв}}(2)} \right)^k . \quad (3.3.5.7)$$

При этом эквивалентный диаметр дополнительного контурного заряда ($d_{0(2)}$, м) определяется исходя из принятой линейной плотности ($p_{\kappa(2)}$, кг/м) и объемного веса ($\gamma_{\text{вв}}(2)$, кг/м³) используемого ВВ:

$$d_{0(2)} = \sqrt{\frac{p_{\kappa(2)} \cdot 4}{\gamma_{\text{вв}}(2) \cdot \pi}} . \quad (3.3.5.8)$$

Проверку соответствия принятой линейной плотности контурных зарядов фактическим условиям взрывания производят по формуле определения расстояния между контурными скважинами:

$$a_{\kappa} = D_{\text{скв}} \cdot \sqrt{\frac{\gamma_{\text{вв}}}{q_n} \cdot \left(\frac{d_0}{D_{\text{скв}}} \right)^{k+1} + \left(\frac{d_0}{D_{\text{скв}}} \right)^2} \quad (3.3.5.9)$$

При этом $q_n = \sqrt{\frac{25740 \cdot f}{(1 - \eta) \cdot U_{\text{уд}}}}$, (3.3.5.10)

$$\eta = \frac{\gamma_0 - 1}{k - 1} \cdot \frac{373}{\gamma_{\text{вв}}} \cdot \left(\frac{10^6 \cdot f}{P_0} \right)^{\frac{k-1}{k}} , \quad (3.3.5.11)$$

$$f = \sigma_{\text{сж}} \cdot 10^{-6} , \quad (3.3.5.12)$$

где q_n - нормальный удельный расход ВВ, кг/м³; η - коэффициент остатка начальной энергии взрыва, ед.; f - коэффициент крепости породы по шкале М.М.Протоdjаконова, ед.

Для дополнительных контурных скважин должно выполняться условие $a_{\kappa(2)} > a_{\kappa} / 2$, где a_{κ} - расстояние между основными контурными скважинами, м.

Пример численного расчета. Начальные условия: порода – фениты ($\sigma_{сж} = 1584 \cdot 10^4 \text{ кг/м}^2$, $f = 15.84$); основные контурные заряды: ШЗ-4 ($p_k = 3.9 \text{ кг/м}$), прессованный тротил ($\gamma_{вв} = 1500 \text{ кг/м}^3$, $U_{уд} = 452620 \text{ кдж/кг}$); дополнительные контурные заряды: патронированный (диаметром 32 мм) аммонит 6ЖВ ($p_{к(2)} = 2 \text{ кг/м}$, $\gamma_{вв(2)} = 1000 \text{ кг/м}^3$, $U_{уд(2)} = 439810 \text{ кдж/кг}$); диаметр основных и дополнительных контурных скважин $D_{скв} = 0.2445 \text{ м}$ (скважины сухие); проектная высота сдвоенного уступа $H_y = 24 \text{ м}$; глубина нарушенного слоя $h_{нар} = 2.5 \text{ м}$.

Порядок расчета параметров основных контурных зарядов:
показатель адиабаты продуктов детонации:

$$\gamma_0 = \sqrt{1 + (1.4^2 - 1) \cdot \left(\frac{1500}{373}\right)^{\frac{1.4+1}{2}}} = 2.470;$$

коэффициент остатка начальной энергии взрыва:

$$\eta = \frac{2.470 - 1}{1.4 - 1} \cdot \frac{373}{1500} \cdot \left[\frac{15840000}{(2.470 - 1) \cdot 1500 \cdot 452620} \right]^{\frac{1.4-1}{1.4}} = 0.278;$$

нормальный удельный расход ВВ:

$$q_n = \sqrt{\frac{25740 \cdot f}{(1 - 0.278) \cdot 452620}} = 1.117 \text{ кг/м}^3;$$

эквивалентный диаметр основного контурного заряда:

$$d_0 = \sqrt{\frac{3.9}{1500} \cdot \frac{4}{\pi}} = 0.058 \text{ м};$$

расстояние между основными контурными скважинами:

$$a_k = 0.2445 \cdot \sqrt{\frac{1500}{1.117} \cdot \left(\frac{0.058}{0.2445}\right)^{1.4+1} + \left(\frac{0.058}{0.2445}\right)^2} = 1.60 \text{ м};$$

глубина перебура основных контурных скважин:

$$L_{пер} = a_k = 1.60 \text{ м};$$

начальное давление равновесной части продуктов детонации:

$$P'_0 = (2.470 - 1) \cdot 1500 \cdot 452620 \cdot \left(\frac{373}{1500}\right)^{1.4} = 1.42 \cdot 10^8 \text{ кг/м}^2;$$

длина основного контурного заряда:

$$L_z = (24 + 1.60) \cdot \left(\frac{0.2445}{0.058}\right)^2 \cdot \left(\frac{2 \cdot 90.6 \cdot 10^4}{1.42 \cdot 10^8}\right)^{1/1.4} = 20.18 \text{ м};$$

длина устьевой незаряжаемой части основных контурных скважин:

$$L_{зав} = 24 + 1.60 - 20.18 = 5.42 \text{ м};$$

Порядок расчета параметров дополнительных контурных зарядов:

длина дополнительных контурных скважин:

$$L_{скв(2)} = L_{зав} = 5.42 \text{ м};$$

длина устьевой незаряжаемой части дополнительных контурных скважин:

$$L_{зав(2)} = h_{нар} = 2.5 \text{ м};$$

длина дополнительного контурного заряда:

$$L_{3(2)} = 5.42 - 2.5 = 2.92 \text{ м};$$

показатель адиабаты продуктов детонации:

$$\gamma_{0(2)} = \sqrt{1 + (1.4^2 - 1) \cdot \left(\frac{1000}{373}\right)^{\frac{1.4+1}{2}}} = 2.033;$$

коэффициент остатка начальной энергии взрыва:

$$\eta_{(2)} = \frac{2.033 - 1}{1.4 - 1} \cdot \frac{373}{1000} \cdot \left[\frac{15840000}{(2.033 - 1) \cdot 1000 \cdot 439810} \right]^{\frac{1.4-1}{1.4}} = 0.369;$$

нормальный удельный расход ВВ:

$$q_{н(2)} = \sqrt{\frac{25740 \cdot f}{(1 - 0.369) \cdot 439810}} = 1.212 \text{ кг/м}^3;$$

эквивалентный диаметр дополнительного контурного заряда:

$$d_{0(2)} = \sqrt{\frac{2.0}{1000} \cdot \frac{4}{\pi}} = 0.050 \text{ м};$$

расстояние между дополнительными и основными контурными скважинами:

$$a_{с(2)} = 0.2445 \cdot \sqrt{\frac{1000}{1.212} \cdot \left(\frac{0.050}{0.2445}\right)^{1.4+1} + \left(\frac{0.050}{0.2445}\right)^2} = 1.05 \text{ м};$$

начальное давление равновесной части продуктов детонации:

$$P'_{0(2)} = (2.033 - 1) \cdot 1000 \cdot 439810 \cdot \left(\frac{373}{1000}\right)^{1.4} = 1.14 \cdot 10^8 \text{ кг/м}^2;$$

давление продуктов детонации дополнительных контурных зарядов на выходе из скважины:

$$\sigma_{*(2)} = 1.14 \cdot 10^8 \cdot \left(\frac{0.050^2}{0.2445^2} \cdot \frac{2.92}{5.42}\right)^{1.4} = 56.3 \cdot 10^4 \text{ кг/м}^2.$$

Как видно из приведенных результатов, расчетное расстояние между дополнительными и основными контурными скважинами, равное 1.05 м, больше, чем половина расстояния между основными контурными скважинами ($1.60:2 = 0.80$ м), следовательно, дополнительные контурные заряды принятой линейной плотности 2.0 кг/м соответствуют условиям взрывания. При этом давление продуктов детонации дополнительных контурных зарядов на выходе из скважины существенно меньше предельного значения $2 \cdot \sigma_p$ (что является необходимым технологическим требованием).

Взрывание отбойных зарядов предконтурного ряда. Основной причиной дополнительного разрушения бермы формируемого уступа при отработке блока в условиях существующей отрезной щели является дробящее и метательное действие взрыва отбойных скважин предконтурного ряда. В условиях горизонтальной поверхности рабочей площадки часть энергии продуктов детонации вертикальных отбойных скважин неизбежно затрачивается на разрушение приповерхностного породного слоя и его перемещение вверх и в стороны, в том числе и в направлении бермы. Иными словами, верхняя часть отбойного скважинного заряда работает, как заряд дробления и выброса. При этом, как установлено в разделе 3.3.3, эффективная длина приустьевой части скважинного заряда ($l_{эф}$, м) рассчитывается по формуле (3.3.3.6). С учетом

необходимости предотвращения значительного выброса взорванной породы длину забойки скважины ($l_{заб}$, м) следует определять по формуле (3.3.3.9). Таким образом, минимальная глубина эффективно работающей скважины $l_{ска} = l_{заб} + l_{эф}$. Расстояние между предконтурным рядом таких скважин и отрезной щелью (b^* , м) определяется по формуле (3.3.3.11), а расстояние между скважинами в ряду (a^* , м) - по формуле (3.3.3.21) и согласуется с расстоянием a для скважин основной отбойки ($a^* = a/2$).

Исходя из этого основная идея предлагаемого технического решения (схема пространственно-временного перераспределения отбойных зарядов) заключается в следующем (рис.3.3.5.2): между основными отбойными скважинами 1 предконтурного ряда, пробуренными по сетке обычных технологических скважин при отбойке блока, забуривают дополнительные отбойные скважины 2 длиной $l_{зар(2)}$; длину заряда в дополнительных скважинах принимают из условия $l_{зар(2)} \leq l_{эф}$; основные отбойные скважины 1 заряжают только до уровня забоя дополнительных скважин. Иными словами, верхняя часть заряда основных технологических скважин 1, принятых на отбойке блока, в предконтурном ряду переносится в дополнительные отбойные скважины 2. Взрывание основных и дополнительных скважин осуществляют поочередно короткозамедленно.

Дополнительным условием эффективной реализации схемы пространственно-временного перераспределения является следующее: поскольку параметры $l_{эф}$, $l_{заб}$ и $l_{нсп}$ определяют характерное значение высоты отбиваемого уступа $H_{y(min)} = l_{заб} + 2 \cdot l_{эф} - l_{нсп}$, то при $H_y \geq H_{y(min)}$ длину заряда в дополнительных скважинах принимают из условия $l_{зар(2)} = l_{эф}$, а при $H_y < H_{y(min)}$ - из условия $l_{зар(2)} = l_{зар} / 2$, где $l_{зар}$ - длина заряда отбойной скважины традиционной конструкции. Такой подход обеспечивает условие $l_{зар(2)} \leq l_{эф}$.

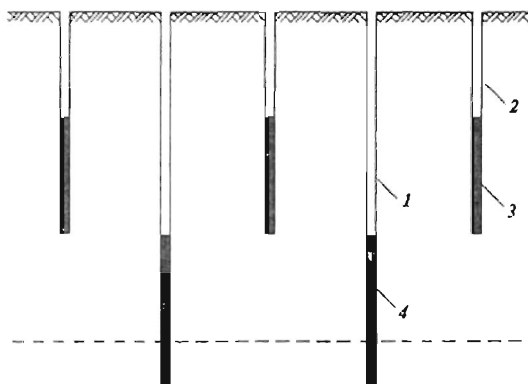


Рис.3.3.5.2. Принципиальная схема размещения отбойных скважинных зарядов предконтурного ряда

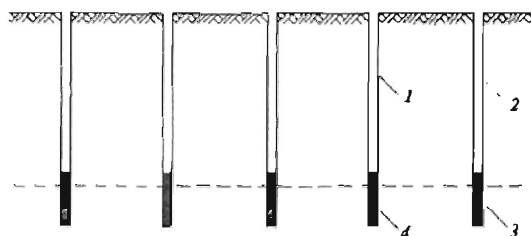


Рис. 3.3.5.3. Принципиальная схема размещения отбойных скважинных зарядов предконтурного ряда

чтобы все-таки снизить взрывное воздействие на берму, основные и дополнительные скважины бурят одинаковой глубины (по параметрам основных скважин), а оба соседних заряда длиной $l_{зар(1)} = l_{зар(2)} = l_{зар}/2$ располагают в нижней части скважин (рис.3.3.5.3). Во-первых, интенсивность действия каждого заряда на берму будет примерно вдвое ниже, чем заряда традиционной конструкции длиной $l_{зар}$, а во-вторых, такое расположение зарядов $l_{зар(1)}$ и $l_{зар(2)}$ обеспечит качественную проработку нижней части уступа (без оставления так называемых "козлов").

Порядок расчетов следующий:
по формуле (3.3.3.26) определяем длину забойки отбойных скважин:

$$l_{заб} = \sqrt{\frac{8}{9} \cdot \frac{p}{q}};$$

по формуле (3.3.3.20) определяем длину перебура:

$$l_{пер} = \sqrt{\frac{2}{9 \cdot \pi} \cdot \frac{p}{q}};$$

находим длину заряда отбойной скважины традиционной конструкции:

$$l_{зар} = H_y + l_{пер} - l_{заб};$$

по формуле (3.3.3.27) определяем эффективную длину заряда:

$$l_{эф} = \sqrt{\frac{8}{27} \cdot \frac{p}{q}};$$

находим характерное значение высоты отбиваемого уступа:

$$H_{y(min)} = l_{заб} + 2 \cdot l_{эф} - l_{пер};$$

находим длину заряда в дополнительных скважинах:

$$l_{зар(2)} = l_{эф} \text{ при } H_y \geq H_{y(min)},$$

$$l_{зар(2)} = l_{зар}/2 \text{ при } H_y < H_{y(min)};$$

находим длину дополнительной скважины:

$$l_{скв(2)} = l_{заб} + l_{зар(2)};$$

находим длину заряда основной скважины:

$$l_{зар(1)} = l_{зар} - l_{зар(2)};$$

Более того, при $l_{зар} \leq l_{эф}$ применение дополнительных скважин представляется нецелесообразным, поскольку в этом случае оба соседних заряда (и основной и дополнительной скважинах) одинакового веса будут находиться практически на одинаковой глубине и существенной разницы в их действии на берму формируемого уступа не будет. В этом случае лучше поступить следующим образом:

находим длину забойки основной скважины:

$$l_{заб(1)} = l_{заб} + l_{заб(2)}.$$

Если учесть, что эффективность разрушения и выброса взорванной породы приповерхностного слоя определяется объемом газообразных продуктов детонации скважинного заряда, становится очевидным, что минимальные нарушения бермы будут наблюдаться при минимально возможной (но эффективной с точки зрения дробления заданного объема предконтурного породного слоя) длине скважинного заряда. Этим условиям отвечают дополнительные отбойные заряды предконтурного ряда с указанными выше параметрами, обеспечивающие необходимое дробление породы при минимальном воздействии на приповерхностную часть массива. Энергетических возможностей зарядов основных отбойных скважин для разрушения бермы заведомо недостаточно, поскольку они расположены на значительном удалении от бермы и основной формой реализации их взрыва является разрушение породы нижней и средней частей взрываемого уступа. Кроме того, в данном случае исключается образование негабарита, появление которого при увеличенной забойке обычных технологических скважин весьма вероятно.

Что дает предлагаемое техническое решение? Во-первых, пространственно-временное перераспределение частей отбойного заряда традиционной конструкции (верхняя часть заряда - в дополнительных отбойных скважинах, нижняя часть заряда - в нижней части основных отбойных скважин) позволяет более равномерно распределить динамическую нагрузку на массив за отрезной щелью, что способствует увеличению его сохранности.

Во-вторых, использование для разрушения верхней части уступа дополнительных отбойных скважин с ограниченной длиной заряда позволяет существенно снизить интенсивность динамического воздействия на берму (в силу уменьшения длины заряда и соответственно снижения его общего веса и количества газообразных продуктов детонации, определяющего интенсивность метательного действия взрыва).

В-третьих, применение различных по мощности ВВ (в основных отбойных скважинах - более мощного, в дополнительных - менее мощного) дает возможность более эффективно управлять действием взрыва без существенного изменения технологии производства зарядных работ.

Пример численного расчета. Начальные условия: порода - фениты ($\gamma_n = 2890 \text{ кг/м}^3$; $\sigma_{сж} = 1584 \cdot 10^4 \text{ кг/м}^2$, $f = 15.84$; категория по трещиноватости - III); проектная высота уступа $H_y = 12 \text{ м}$, диаметр отбойных скважин $D_{ска} = 0.2445 \text{ м}$, взрывчатое вещество - граммнит 79/21 ($\gamma_{вв} = 1000 \text{ кг/м}^3$, $U_{гд} = 439810 \text{ кДж/кг}$); линейная плотность заряжения отбойных скважин $p = 47 \text{ кг/м}$;

Порядок расчета. Показатель адиабаты продуктов детонации:

$$\gamma_0 = \sqrt{1 + (1.4^2 - 1) \cdot \left(\frac{1000}{373}\right)^{\frac{1.4+1}{2}}} = 2.033;$$

коэффициент остатка начальной энергии взрыва:

$$\eta = \frac{2.033 - 1}{1.4 - 1} \cdot \frac{373}{1000} \cdot \left[\frac{15840000}{(2.033 - 1) \cdot 1000 \cdot 439810} \right]^{\frac{1.4-1}{1.4}} = 0.369;$$

нормальный удельный расход ВВ:

$$q_n = \sqrt{\frac{25740 \cdot 15.84}{(1 - 0.369) \cdot 439810}} = 1.212 \text{ кг/м}^3;$$

удельный расход ВВ на рыхление:

$$q_p = (1 - 0.369) \cdot 1.212 = 0.765 \text{ кг/м}^3;$$

удельный расход ВВ на отбойку с учетом категории породы по трещиноватости:

$$q_{отб} = 1.212 \cdot III/V = 0.727 \text{ кг/м}^3;$$

Поскольку $q_{отб} < q_p$, в качестве удельного расхода ВВ на отбойку принимаем

$$q_{отб} = q_p = 0.765 \text{ кг/м}^3;$$

длина забойки отбойных скважин традиционной конструкции:

$$l_{заб} = \sqrt{\frac{8}{9} \cdot \frac{47}{0.765}} = 7.39 \text{ м};$$

длина перебура отбойных скважин традиционной конструкции:

$$l_{пер} = \sqrt{\frac{2}{9 \cdot \pi} \cdot \frac{47}{0.765}} = 2.08 \text{ м};$$

длина отбойной скважины традиционной конструкции:

$$l_{ска} = 12 + 2.08 = 14.08 \text{ м};$$

длина заряда в отбойной скважине традиционной конструкции:

$$l_{зар} = 12 + 2.08 - 7.39 = 6.69 \text{ м};$$

эффективная длина заряда:

$$l_{эф} = \sqrt{\frac{8}{27} \cdot \frac{47}{0.765}} = 4.27 \text{ м};$$

характерное значение высоты отбиваемого уступа:

$$H_{y(min)} = 7.39 + 2 \cdot 4.27 - 2.08 = 13.85 \text{ м};$$

длина заряда в дополнительных скважинах ($H_y < H_{y(min)}$):

$$l_{зар(2)} = \frac{6.69}{2} = 3.35 \text{ м};$$

длина дополнительной скважины:

$$l_{ска(2)} = 7.39 + 3.35 = 10.74 \text{ м};$$

длина заряда основной скважины ($H_y < H_{y(min)}$):

$$l_{зар(1)} = \frac{6.69}{2} = 3.35 \text{ м};$$

длина забойки основной скважины:

$$l_{заб(1)} = 7.39 + 3.35 = 10.74 \text{ м};$$

минимальное значение длины заряда, при котором он еще может рассматриваться как линейный:

$$L_{зар(min)} = \frac{4}{3} \cdot \sqrt{\frac{1}{\pi} \cdot \frac{47}{0.765}} = 5.90 \text{ м};$$

радиус разрушения вокруг отбойного заряда предконтурного ряда (при $L_{зар(1)} < L_{зар(min)}$):

$$R_{p(*)} = \left(\frac{3}{4 \cdot \pi} \cdot \frac{47 \cdot 3.67}{0.765} \right)^{1/3} = 3.78 \text{ м};$$

расстояние от отрезной щели до предконтурного ряда:

$$b_* = R_{p(*)} = 3.78 \text{ м};$$

радиус разрушения вокруг заряда традиционной конструкции отбойных технологических скважин блока (при $L_{зар} > L_{зар(min)}$):

$$R_p = \sqrt{\frac{1}{\pi} \cdot \frac{47}{0.765}} = 4.42 \text{ м};$$

расстояние между отбойными технологическими скважинами в ряду:

$$a = \sqrt{3} \cdot R_p = 7.66 \text{ м};$$

расстояние между предконтурным рядом и ближайшим рядом отбойных технологических скважин блока:

$$b = 1.5 \cdot R_p = 6.63 \text{ м};$$

расстояние между основными и дополнительными скважинами в предконтурном ряду:

$$a_{*(2)} = \frac{7.66}{2} = 3.83 \text{ м};$$

интервал замедления для основных отбойных скважин:

$$\Delta t = \frac{7.66 \cdot 6.63}{0.2445} \cdot \sqrt{\frac{1}{2 \cdot \pi \cdot 9.81 \cdot 439810} \cdot \frac{2890}{1000} \cdot \frac{1.4 - 1}{2.033 - 1} \cdot \left(\frac{1000}{373} \right)^k} = 0.084 \text{ с};$$

интервал замедления для дополнительных отбойных скважин по отношению к основным:

$$\Delta t = \frac{3.83 \cdot 6.63}{0.2445} \cdot \sqrt{\frac{1}{2 \cdot \pi \cdot 9.81 \cdot 439810} \cdot \frac{2890}{1000} \cdot \frac{1.4 - 1}{2.033 - 1} \cdot \left(\frac{1000}{373} \right)^k} = 0.042 \text{ с}.$$

При использовании *Nonel Unidet* (номиналы 0, 17, 25, 42, 67, 109, 176 мс) определяем ближайшие замедления 67 и 42 мс. Схема инициирования и условные обозначения показаны на рис.3.3.5.4, где числами указаны замедления (в миллисекундах).

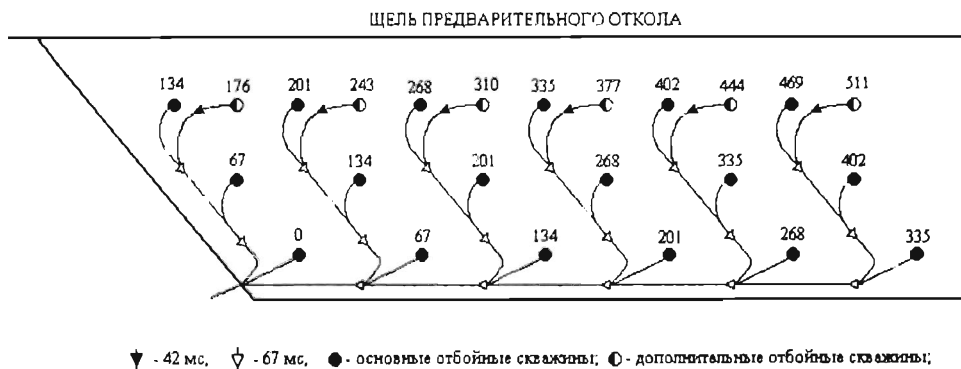


Рис.3.3.5.4. Схема инициирования и условные обозначения

Таким образом, приведенные выше формулы позволяют определить практически все параметры, необходимые для размещения, заряжения и взрывания отбойных и контурных скважин.

3.3.6. Ограничение числа рядов отбойных скважин на блоке и управление схемой взрывания

Дополнительным мероприятием по снижению интенсивности динамического воздействия на охраняемый породный массив за отрезной щелью является ограничение числа рядов отбойных скважин и управление схемой взрывания при отработке блока. Естественно, основное ограничение на предельный объем взрывания вводится по фактору обеспечения сейсмобезопасности охраняемых объектов (зданий, сооружений и т.п.). В этом случае существенным параметром является как общее количество взрываемого ВВ, так и количество ВВ на ступень замедления. С другой стороны, очевидно, что чем меньше объем взрывания на блоке, тем меньше нагрузка на массив за отрезной щелью. Теоретически идеальным случаем было бы использование на блоке всего одного ряда отбойных скважин, каждая из которых взрывалась бы с замедлением по отношению к предыдущей.

Вместе с тем нормальное дробление породы может быть обеспечено только при взаимодействии двух и более одновременно (или с минимальным замедлением) взрываемых скважинных зарядов, поскольку в этом случае создаются условия объемного нагружения отбиваемого породного слоя, приводящие к его качественному дроблению. Этот же вывод подтверждается результатами опытно-промышленных испытаний, выполненных в условиях рудника "Железный" ОАО "Ковдорский ГОК". Учитывая, что сопротивление по подошве для первого ряда отбойных скважин может потребовать существенного усиления нижней части скважинных зарядов, что соответствующим образом повлияет на состояние массива за отрезной щелью в случае двухрядного взрывания, целесообразно использовать трехрядное расположение отбойных скважин, относя усиленный первый ряд на большее удаление от отрезной щели, снижая тем самым динамическую нагрузку на охраняемый породный массив.

Таким образом, с точки зрения обеспечения необходимого качества дробления породы при отработке предконтурного блока и максимального снижения интенсивности сейсмовзрывного воздействия отбойных зарядов на породный массив за отрезной щелью количество рядов отбойных скважин не должно превышать трех, в крайнем случае четырех, но при условии использования дополнительных внутрирядных замедлений.

Число рядов отбойных скважин имеет также и технологическое ограничение, а именно: ширина рабочей площадки должна обеспечивать возможность безопасной работы и маневрирования бурового и зарядного оборудования.

На рисунке 3.3.6.1 показана поясняющая схема размещения на уступе бурового станка (например, типа СБШ-250). На поперечном разрезе показано его положение в процессе бурения первого ряда отбойных скважин, на плане - маневровый круг (диаметром D_m , м), необходимый для полного разворота станка на 360° (при одной застопоренной гусенице как предельный случай маневрирования).

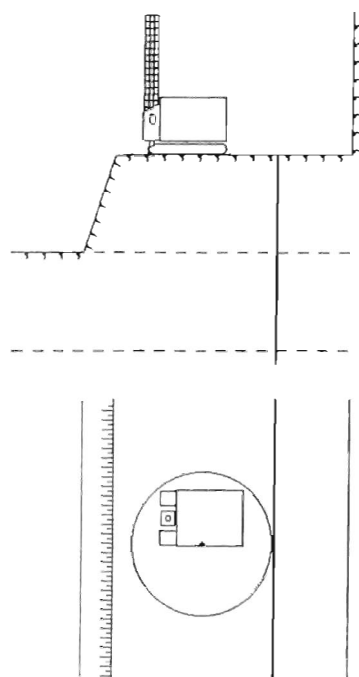


Рис.3.3.6.1. Поясняющая схема

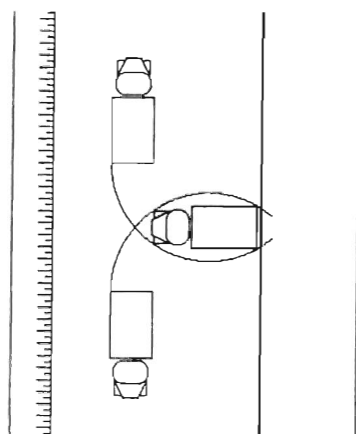


Рис.3.3.6.2. Поясняющая схема

С одной стороны, нужно учитывать, что станок не может приближаться к краю уступа на некоторое безопасное расстояние ($B_{без}$, м). С другой, результаты ранее выполненных опытов по сбрасыванию камней с уступа высотой 24 м показали, что расстояние от места падения камня на берму до основания уступа (L_n , м), с которого камень был сброшен, достигает 7.5-8.0 м, поэтому представляется целесообразным ограничить возможность захода станка за отрезную щель. Соответственно ширину отбиваемого технологического блока можно определить как $L_{от}(1) \geq B_{без} + D_m$.

Аналогичным образом необходимо учитывать особенности маневрирования зарядных машин или другого автомобильного транспорта, используемого для доставки ВВ к месту зарядки (рис.3.3.6.2). В этом случае ширину отбиваемого технологического блока можно определить как $L_{от}(2) \geq B_{без} + R_n + 0.5 \cdot L_a$, где R_n - наружный габаритный радиус поворота, м; L_a - полная длина автомобиля, м.

В качестве окончательного значения ширины отбиваемого технологического блока принимается максимальное из полученных значений $L_{от}$. После этого число рядов отбойных скважин определится как $N_p \geq (L_{от} - B_{без})/b$. (полученное значение N_p округляют до ближайшего большего, поскольку это увеличивает ширину уступа и тем самым обеспечивает условия, более безопасные с точки зрения маневрирования буровых станков и автотранспорта).

Сущность управления схемой взрывания при отработке блока заключается в создании условий, обеспечивающих наименьшую интенсивность динамической нагрузки за контурный массив. Такие условия могут быть обеспечены использованием не только междурядного, но и внутрирядного замедления, что позволяет реализовать схему практически поскважинного взрывания без ухудшения качества дробления породы. В качестве примера на рисунках 3.3.6.3-3.3.6.5 приведены принципиальные схемы инициирования

с использованием неэлектрической системы *Nonel United* (номиналы 0, 17, 25, 42, 67, 109 и 176 мс) в условиях ранее сформированной отрезной щели.



Рис.3.3.6.3. Схема взрывания при трех рядах отбойных скважин (с применением отбойных зарядов традиционной конструкции)

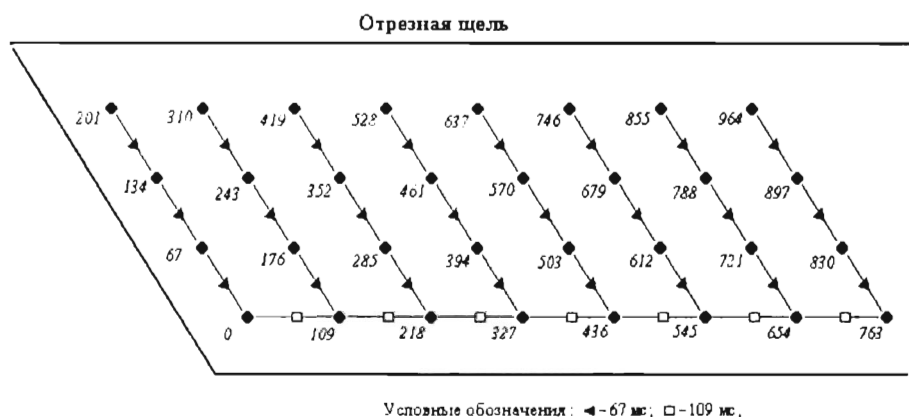


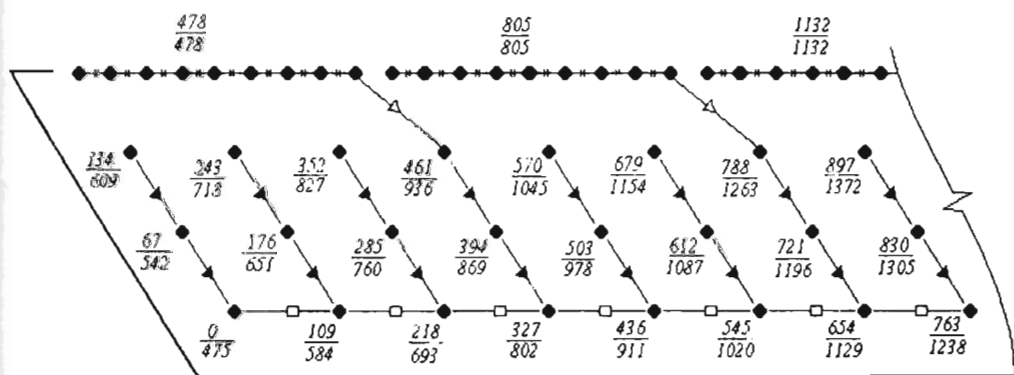
Рис.3.3.6.4. Схема взрывания при четырех рядах отбойных скважин (с применением отбойных зарядов традиционной конструкции)



Рис.3.3.6.5. Схема взрывания при трех рядах отбойных скважин (с применением пространственно распределенных отбойных зарядов предконтурного ряда; внутрискважинные замедления: в дополнительных скважинах - 500 мс, во всех остальных - 475 мс)

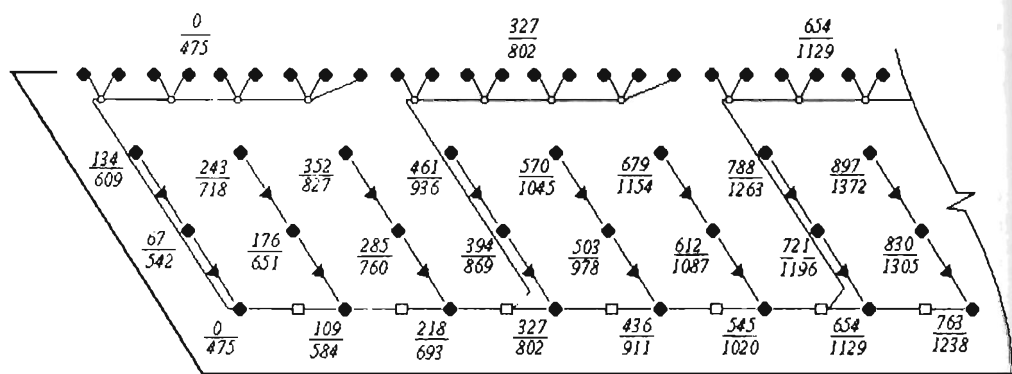
Если щель предварительного откола сформирована заранее (до бурения и взрывания отбойных скважин на блоке), ее защитная эффективность на момент отработки блока может быть существенно снижена в результате частичного смыкания (после сброса давления продуктов детонации контурных зарядов) и заполнения водой (при обводненности массива на участке взрывания), что негативно отражается на состоянии массива за щелью при последующем взрыве отбойных скважинных зарядов. Наиболее благоприятными условиями снижения интенсивности динамического нагружения охраняемого массива являются условия, когда образованная контурным взрыванием щель предварительного откола на момент взрывания отбойных скважинных зарядов находится в состоянии максимального раскрытия и заполнена газообразными продуктами детонации, которые даже в обводненных условиях обеспечивают сухое состояние щели на протяжении достаточного для отработки всего блока времени. Такие условия могут быть реализованы при формировании щели одновременно с отбойкой блока. В этом случае целесообразно применение опережающего секционного взрывания контурных зарядов. В качестве примера на рис.3.3.6.6 показана схема инициирования зарядов с использованием детонаторов U-475 на отбойке и детонирующего шнура на контуре, а на рис.3.3.6.7 - с использованием детонаторов U-475 как на отбойке, так и на контуре (в числителе - время инициирования, в знаменателе - время взрывания).

Естественно, каждая конкретная схема инициирования составляется с учетом имеющегося на предприятии ассортимента средств взрывания. Однако при этом всегда должен соблюдаться принцип максимально возможного снижения количества ВВ на ступень замедления, причем схема инициирования должна обеспечивать работу каждого последующего отбойного заряда на вновь образованную свободную поверхность.



Условные обозначения: $\triangleleft$ - 17 мс; $\blacktriangleleft$ - 67 мс; $\square$ - 109 мс; $\bullet$ - ДШ,

Рис.3.3.6.6. Схема с использованием детонаторов U-475 на отбойке и ДШ на контуре



Условные обозначения: $\blacktriangle$ - 67 мс; $\square$ - 109 мс;

Рис.3.3.6.7. Схема с использованием на отбойке и контуре детонаторов U-475

Учитывая особенности взрывания на предельном контуре карьера, представляется целесообразным подробнее остановиться на выборе схем отбойки. Ранее получены следующие расчетные формулы:

расстояние между сухими контурными скважинами (3.3.2.28), м:

$$a_k = D_{\text{скв}} \cdot \sqrt{\frac{\gamma_{\text{ва}}}{q_{\text{н}}(0)}} \cdot \left(\frac{d_0}{D_{\text{скв}}} \right)^{\frac{k+1}{2}} \cdot k_{\text{вз}};$$

расстояние между отбойными скважинами в ряду (3.3.3.39), м:

$$a = \sqrt{3} \cdot \sqrt{\frac{l}{\pi} \cdot \frac{P_{\text{отб}}}{q_{\text{отб}}}};$$

расстояние между отбойными рядами (3.3.3.40), м:

$$b = 1.5 \cdot \sqrt{\frac{l}{\pi} \cdot \frac{P_{\text{отб}}}{q_{\text{отб}}}};$$

Для отбойных скважин определим условие $d_0 = D_{\text{скв}}$. В этом случае формула (3.3.2.28) примет вид:

$$a_k = D_{\text{скв}} \cdot \sqrt{\frac{\gamma_{\text{ва}}}{q_{\text{н}}(0)}} \cdot k_{\text{вз}}. \quad (3.3.6.1)$$

Для первой схемы инициирования (рис.3.3.6.8а) получаем: расстояние между отбойными скважинами в диагонали, м:

$$a_{\text{д(1)}} = \sqrt{\left(\frac{a}{2} \right)^2 + b^2}; \quad (3.3.6.2)$$

расстояние между диагоналями, м:

$$b_{\text{д(1)}} = \sqrt{a^2 - \left(\frac{a_{\text{д(1)}}}{2} \right)^2}; \quad (3.3.6.3)$$

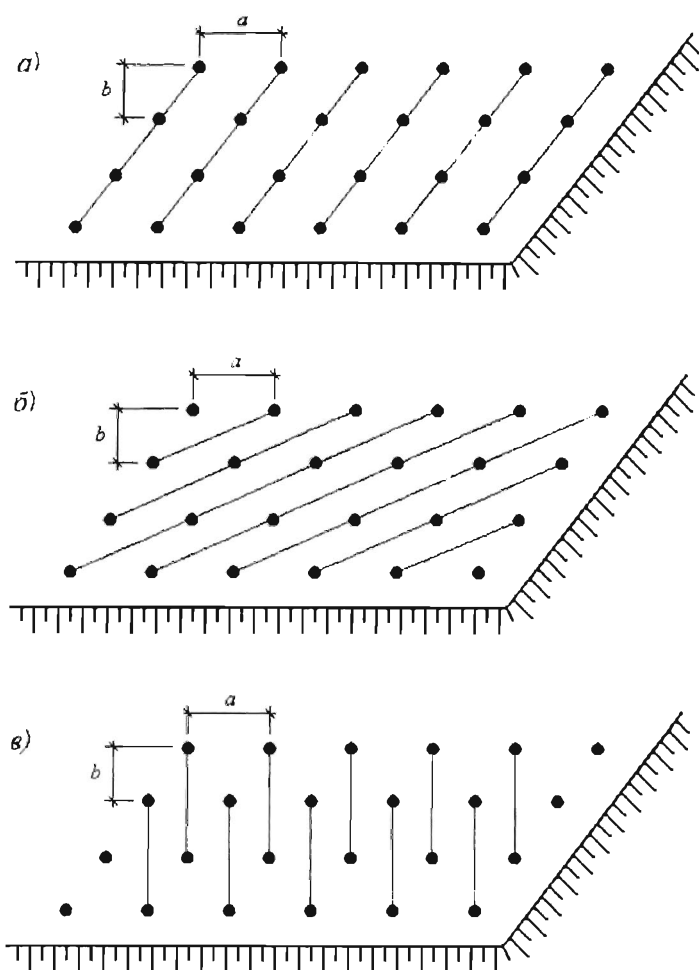


Рис.3.3.6.8. Схемы размещения одновременно взрывааемых отбойных скважин

Для второй схемы инициирования (рис.3.3.6.8б) получаем:
расстояние между отбойными скважинами в диагонали, м:

$$a_{0(2)} = \sqrt{\left(\frac{3}{2} \cdot a\right)^2 + b^2}; \quad (3.3.6.4)$$

расстояние между диагоналями, м:

$$b_{0(2)} = \sqrt{a^2 - \left(\frac{a_{0(2)}}{2}\right)^2}. \quad (3.3.6.5)$$

Результаты расчетов, выполненных для 105 типов пород, сведения о свойствах которых заимствованы из справочной литературы, представлены на рис.3.3.6.9 в функции $f_p = 10^{-6} \cdot \sigma_p$, где σ_p - предел прочности породы на разрыв, кг/м². Темными кружками (кривая 1) показано распределение значений a_k , полученных по формуле (3.3.6.1), крестиками (кривая 2) -

распределение значений $a_{\partial(1)}$, полученных по формуле (3.3.6.2), треугольниками (кривая 3) - распределение значений $a_{\partial(2)}$, полученных по формуле (3.3.6.4).

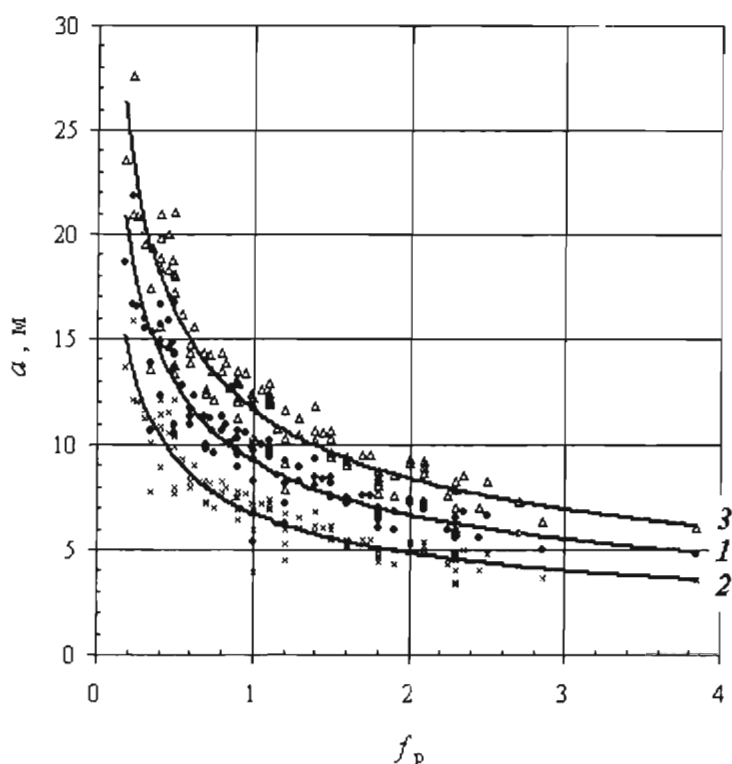


Рис.3.3.6.9. Сопоставление расстояния между отбойными скважинами

Как видно из графиков, при реализации первой схемы инициирования (рис.3.3.6.8а) расстояние $a_{\partial(1)}$ между одновременно взрывающимися отбойными скважинами существенно меньше предельного расстояния a_k , определяющего параметры формирования щели. Это означает, что часть продуктов детонации, заполняя образованную щель, будет работать только на выброс слоя породы, а не на его дробление. При реализации второй схемы инициирования (рис.3.3.6.8б) расстояние $a_{\partial(2)}$ между одновременно взрывающимися отбойными скважинами существенно больше предельного расстояния a_k , определяющего параметры формирования щели. Это означает, что продукты детонации будут работать только на дробление породы, без дополнительных потерь начальной энергии взрыва.

Характерно, что при поперечной схеме отбойки (рис.3.3.6.8в) расстояние $a_n = 2 \cdot b$ между одновременно взрывающимися отбойными скважинами равно расстоянию $a_{\partial(2)}$, в чем легко убедиться, подставив в формулу (3.3.6.4) значения a , b соответственно из формул (3.3.3.39) и (3.3.3.40). Однако при поперечной схеме отбойки количество одновременно взрывающихся скважин в ряду меньше, чем при диагональной (по второй схеме инициирования, рис.3.3.6.8б). Применительно к схемам, приведенным на рис.3.3.6.8 (сетка бурения скважин

одна и та же, общее количество взрывчатого вещества одинаково) количество ступеней замедления для первой схемы (рис.3.3.6.8а) равно 6, для второй (рис.3.3.6.8б) - 9, для третьей (рис.3.3.6.8в) - 14.

Использование приведенных выше формул позволяет определить величину коэффициента сближения одновременно взрывааемых скважинных зарядов: для первой схемы инициирования (рис.3.3.6.8а) $m = 2/\sqrt{3} \approx 1.155$; для второй (рис.3.3.6.8б) $m = 2 \cdot \sqrt{3} \approx 3.464$; для третьей (рис.3.3.6.8в) $m = 2 \cdot \sqrt{3} \approx 3.464$.

Таким образом, с точки зрения полноты использования начальной энергии взрыва на дробление отбиваемого породного объема наиболее целесообразными можно считать диагональную (рис.3.3.6.8б) и поперечную (рис.3.3.6.8в) схемы инициирования, причем поперечная схема отбойки позволяет в 1.5-2 раза снизить количество ВВ на ступень замедления и тем самым уменьшить интенсивность сейсмозрывного воздействия на охраняемый законтурный массив на 20-40%.

Пример численного расчета. Начальные условия: проектная высота уступа $H_y = 12$ м, диаметр отбойных скважин $D_{\text{ске}} = 0.2445$ м, линейная плотность их заряжения $p = 47$ кг/м, принятый удельный расход ВВ на отбойку $q = 0.75$ кг/м³, расстояние между рядами отбойных скважин $b_* = 6.49$ м (определено в предыдущем примере численного расчета), безопасное удаление от края уступа для бурового оборудования, зарядной машины и другого автомобильного транспорта $B_{\text{без}} = 3.0$ м, буровой станок СБШ-250 (длина $D = 8.6$ м, ширина $Ш = 5.0$ м, диаметр круга маневрирования $D_w = 2 \cdot \sqrt{(D/2)^2 + Ш^2} = 13.2$ м), автомобиль МАЗ-53352 (наружный габаритный радиус поворота $R_n = 11.5$ м, полная длина автомобиля $L_a = 8.5$ м).

Порядок расчета:

ширина отбиваемого технологического блока по фактору маневрирования бурового станка:

$$L_{\text{от}(1)} \geq 3.0 + 13.2 = 16.2 \text{ м};$$

ширина отбиваемого технологического блока по фактору маневрирования автомобиля:

$$L_{\text{от}(2)} \geq 3.0 + 11.5 + 0.5 \cdot 8.5 = 18.8 \text{ м}.$$

Принимаем максимальное из полученных значений: $L_{\text{от}} = 18.8$ м. Исходя из этого значения определяем число рядов отбойных скважин на блоке:

$$N_p \geq (18.8 - 3.0)/6.49 = 2.435.$$

Полученное значение округляем до ближайшего большего: $N_p = 3$. Как видим, это значение соответствует величине, указанной в качестве верхнего ограничения с точки зрения обеспечения нормального дробления породы. Теперь уточним полную ширину отбиваемого технологического блока от края уступа до отрезной щели:

$$L_{\text{от}} = B_{\text{без}} + b_* \cdot N_p = 3.0 + 6.49 \cdot 3 = 22.5 \text{ м}.$$

Таким образом, при подходе горных работ к предельному контуру карьера должна быть обеспечена ширина последнего (предконтурного) отбиваемого блока не менее полученного расчетного значения.

3.3.7. О целесообразности использования сыпучей забойки взрывных скважин и ее эффективной длине

Не обсуждая организационные, технические или экономические аспекты применения забойки, отметим лишь, что основное ее назначение - удерживать продукты детонации в скважине до момента полной реализации процессов разрушения взрываемого породного объема. Очевидно, что запирающая эффективность забойки в первую очередь определяется механизмом ее выталкивания, а корректное описание этого механизма обуславливает обоснованность реально принимаемых технологических решений.

Решения, основанные на использовании дифференциальных уравнений движения забойки с учетом ее трения о стенки скважины (например [55,56]), достаточно громоздки, требуют применения методов численного интегрирования и носят скорее исследовательский, нежели прикладной характер. Кроме того, в таких решениях всегда остаются некоторые неопределенные моменты: например, связанные с коэффициентом бокового распора в распространяющейся по забойке волне уплотнения (в таком случае давление на стенки скважины со стороны сжатой забойки намного превышает предел прочности породы на сжатие и скважина на участке забойки должна разрушаться, чего на практике не наблюдается); с коэффициентом трения забойки о стенки скважины (а почему не с внутренним трением или динамической вязкостью самой забойки?) и некоторые другие, что весьма затрудняет понимание механизма "работы" забойки.

В этой связи представляется целесообразным рассмотреть данный вопрос более детально. В общем случае механизм выталкивания забойки из скважины качественно можно разделить на два очевидных последовательных этапа: вначале под действием продуктов детонации происходит ее уплотнение, а уже затем - собственно выталкивание из скважины. При этом процесс уплотнения забойки сопровождается изменением параметров состояния продуктов детонации, под действием которых это уплотнение реализуется. Соответственно, процессы уплотнения забойки и разуплотнения продуктов детонации являются процессами взаимосвязанными. Однако для лучшего понимания рассмотрим вначале каждый из этих процессов по отдельности.

Волна уплотнения забойки. Представим цилиндрическую трубку (рис.3.3.7.1) с абсолютно жесткими стенками (это существенно упрощает основные решения), в которой находится цилиндрический поршень, а справа от поршня - покоящийся газ, например воздух. Предположим, что спустя время Δt поршень переместится вправо на некоторое расстояние Δl со скоростью $v_+ = \Delta l / \Delta t$. При этом в силу определенной сжимаемости газа перед поршнем образуется "подушка" из сжатого до плотности ρ газа, фронт которой будет перемещаться также вправо, но уже со скоростью N_+ и на расстояние $\Delta L = N_+ \cdot \Delta t$.

Соотношение между скоростями N_+ и v_+ можно определить исходя из закона сохранения массы вещества, вовлеченного в процесс уплотнения:

$$\Delta L \cdot S_0 \cdot \rho_0 = (\Delta L - \Delta l) \cdot S_0 \cdot \rho. \quad (3.3.7.1)$$

где S_0 - площадь поперечного сечения трубки, м^2 ; ρ_0 и ρ - массовая плотность вещества соответственно в исходном и сжатом состоянии, $\text{кг}\cdot\text{с}^2/\text{м}^4$.

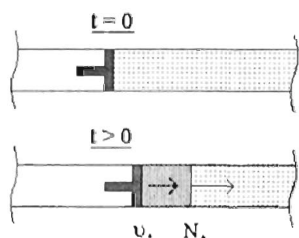


Рис. 3.3.7.1. Расчетная схема

Подставляя вместо ΔL и Δl их значения, находим взаимосвязь скорости распространения волны уплотнения и скорости смещения вещества в этой волне:

$$N_+ = v_+ \cdot \left(l - \frac{\rho_0}{\rho} \right)^{-1} \quad (3.3.7.2)$$

Исходя из закона сохранения энергии можно записать равенство:

$$P \cdot \Delta V = \rho \cdot V \cdot v_+^2, \quad (3.3.7.3)$$

где P - избыточное давление, обуславливающее движение поршня со скоростью v_+ , $\text{кг}/\text{м}^2$.

Левая часть этого равенства представляет собой потенциальную энергию в объеме ΔV (внешнюю работу сжатия), а правая - кинетическую энергию сжатого объема V . Учитывая, что $\Delta V/V = (V_0 - V)/V = V_0/V - 1 = \rho/\rho_0 - 1$, из равенства (3.3.7.3) следует:

$$v_+ = \sqrt{\frac{P}{\rho_0} \cdot \left(l - \frac{\rho_0}{\rho} \right)}. \quad (3.3.7.4)$$

Подставляя в (3.3.7.4) вместо параметра $l - \rho_0/\rho$ его значение из (3.3.7.2), получаем известную формулу избыточного (или ударного) давления:

$$P = \rho_0 \cdot v_+ \cdot N_+. \quad (3.3.7.5)$$

Следовательно, наши рассуждения верны. Это дает основание, используя (3.3.7.4) и (3.3.7.2), представить формулу скорости распространения волны уплотнения в виде:

$$N_+ = \sqrt{\frac{P}{\rho_0} \cdot \left(l - \frac{\rho_0}{\rho} \right)^{-1}}. \quad (3.3.7.6)$$

Введем обозначение $\theta = l - \rho_0/\rho$ (этот параметр присутствует в приведенных выше формулах и характеризует степень уплотнения вещества под давлением P). Параметр θ можно определить исходя из следующих соображений. Поскольку на практике для забойки взрывных скважин наиболее доступным является различный сыпучий материал (буровая мелочь, песок и т.п.), представим его в виде многокомпонентной среды, а для упрощения задачи ограничимся только тремя компонентами (с соответствующим объемным содержанием α_i , ед.): газообразной α_g , жидкой $\alpha_{ж}$ и твердой α_m . Используя известные формы представления ударных адиабат (для жидкости и твердого тела - в виде уравнения Тэга, для газа - в виде адиабаты Пуассона, которую можно также привести к виду уравнения Тэга), параметр θ можно определить следующим образом [57]:

$$\theta = l - \alpha_g \cdot B_g - \alpha_{ж} \cdot B_{ж} - \alpha_m \cdot B_m. \quad (3.3.7.7)$$

$$\text{При этом } B_g = \left(\frac{n_g \cdot P}{\rho_{0g} \cdot c_g^2} + I \right)^{-\frac{1}{n_g}},$$

$$B_{жс} = \left(\frac{n_{жс} \cdot P}{\rho_{0жс} \cdot c_{жс}^2} + I \right)^{-\frac{1}{n_{жс}}},$$

$$B_m = \left(\frac{n_m \cdot P}{\rho_{0m} \cdot c_m^2} + I \right)^{-\frac{1}{n_m}},$$

где ρ_{0g} , c_g - исходная массовая плотность ($\text{кг} \cdot \text{с}^2/\text{м}^4$) и скорость звука ($\text{м}/\text{с}$) для газообразной компоненты; $\rho_{0жс}$, $c_{жс}$ - для жидкой компоненты; ρ_{0m} , c_m - для твердой компоненты; n_g , $n_{жс}$ и n_m - показатели адиабаты соответственно для газообразной, жидкой и твердой компонент (общепринятые значения $n_g = 1.4$, $n_{жс} = 7.15$ и $n_m = 3.0$).

Начальная плотность трехкомпонентного материала забойки определяется как

$$\rho_0 = \alpha_g \cdot \rho_{0g} + \alpha_{жс} \cdot \rho_{0жс} + \alpha_m \cdot \rho_{0m} \quad (3.3.7.8)$$

Для однокомпонентной среды ее объемное содержание равно единице.

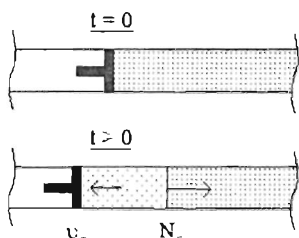


Рис.3.3.7.2. Расчетная схема

Волна разуплотнения продуктов детонации. Рассмотрим случай (рис.3.3.7.2), когда поршень из начального положения смещается за время Δt влево на некоторое расстояние Δl со скоростью $v_- = \Delta l / \Delta t$. При этом между поршнем и покоящимся газом возникает область разрежения (пониженного давления), которую покоящийся газ стремится заполнить, передавая часть своего вещества. В результате по газу начнет распространяться волна разуплотнения, скорость

фронта которой (N_- , $\text{м}/\text{с}$) будет определяться разницей давлений в зоне разрежения и в зоне покоя. При этом расстояние, на которое за время Δt переместится фронт волны разуплотнения, равно $\Delta L = N_- \cdot \Delta t$.

Соотношение между скоростями N_- и v_- можно определить исходя из закона сохранения массы вещества, вовлеченного в процесс разуплотнения:

$$\Delta L \cdot S_0 \cdot \rho_0 = (\Delta L + \Delta l) \cdot S_0 \cdot \rho \quad (3.3.7.9)$$

Подставляя вместо ΔL и Δl их значения, находим взаимосвязь скорости распространения волны уплотнения и скорости смещения вещества в этой волне:

$$N_+ = v_+ \cdot \left(\frac{\rho_0}{\rho} - I \right)^{-1}. \quad (3.3.7.10)$$

Исходя из закона сохранения энергии можно записать равенство:

$$P \cdot \Delta V = \rho \cdot V \cdot v_-^2, \quad (3.3.7.11)$$

где P - давление, обуславливающее движение поршня со скоростью v_- , $\text{кг}/\text{м}^2$.

Левая часть этого равенства представляет собой потенциальную энергию в объеме ΔV (внешнюю работу разуплотнения), правая - кинетическую энергию разуплотненного газа в объеме V . Учитывая, что $\Delta V/V = (V - V_0)/V = 1 - V_0/V = 1 - \rho/\rho_0$, из равенства (3.3.7.9) следует:

$$v_- = \sqrt{\frac{P}{\rho_0} \cdot \left(\frac{\rho_0}{\rho} - 1 \right)} \quad (3.3.7.12)$$

Подставляя это значение в (3.3.7.10), получаем формулу скорости распространения волны разуплотнения:

$$N_- = \sqrt{\frac{P}{\rho_0} \cdot \left(\frac{\rho_0}{\rho} - 1 \right)^{-1}} \quad (3.3.7.13)$$

Отношение ρ_0/ρ (для волны разуплотнения) определяется как $(P'_0/P)^{1/k}$.

Полученные формулы позволяют определить основные кинематические параметры волн уплотнения и разуплотнения.

На основании совмещения двух решений качественную картину действия продуктов детонации на забойку можно представить следующим образом (рис.3.3.7.3): по мере уплотнения забойки размер зоны разуплотнения продуктов детонации увеличивается, причем давление в этой зоне ниже, чем давление в зоне покоя продуктов детонации. Иными словами, уплотнение забойки осуществляется за счет потенциальной энергии только некоторой "активной" части продуктов детонации, которая непосредственно примыкает к выталкиваемой забойке, а запас ее потенциальной энергии определяется давлением в объеме зоны разуплотнения. Таким образом, в процессе уплотнения и выталкивания забойки участвуют продукты детонации не всего заряда, а лишь ее концевой (непосредственно примыкающей к забойке) части, длина которой увеличивается по мере уплотнения и выталкивания забойки. При этом скорость перемещения фронта волны уплотнения забойки определяется разницей давления в зоне разуплотнения продуктов детонации и давления в зоне покоя забойки, а скорость перемещения фронта волны разуплотнения продуктов детонации будет определяться разницей давления в зоне покоя продуктов детонации и в зоне их разуплотнения.

Приведенные выше зависимости функционального вида получены в предположении абсолютно жестких стенок трубки (скважины). В реальных же условиях разница между давлением продуктов детонации и прочностью пород на сжатие весьма велика, в результате чего образуется котловая полость. Это вносит определенные коррективы в порядок расчетов: фронт волны разуплотнения будет перемещаться по продуктам детонации, которые в каждый момент времени будут характеризоваться новым состоянием, определяемым процессом расширения котловой полости, а давление в зоне разуплотнения продуктов детонации, определяющее параметры перемещения забойки, будет изменяться как с учетом положения фронта разуплотнения, так и с учетом размера котловой полости непосредственно в зоне разуплотнения продуктов детонации. Необходимо отметить, что при таком комплексном учете перечисленных факторов получить необходимые зависимости в функциональном виде практически невозможно, поэтому задача может быть решена только численными методами (компьютерное моделирование). Вместе с тем базовый вывод о том, что в процессе уплотнения и выталкивания

забойки участвует только концевая ("активная") часть продуктов детонации, справедлив и в этом случае.

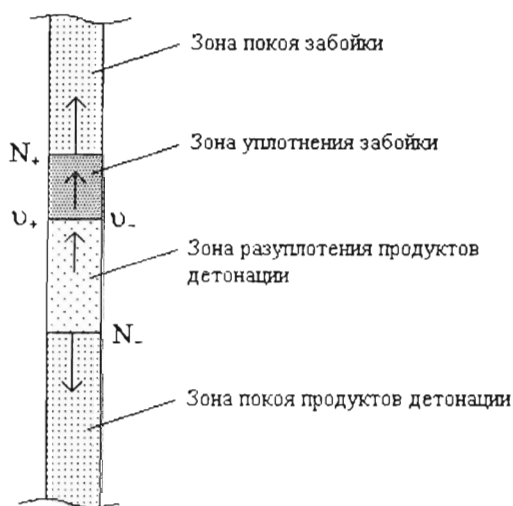


Рис.3.3.7.3. Поясняющая схема формирования зон уплотнения забойки и разуплотнения продуктов детонации

штриха относятся к взрыву без забойки (или с воздушной забойкой), со штрихом - к взрыву с забойкой длиной, равной зоне уплотнения за время развития котловой полости (около 1 м), состоящей из 90 % породной компоненты и 10% воздуха (объемное содержание). Расчеты выполнялись вплоть до момента падения давления продуктов детонации до атмосферного, т.е. учитывали и процесс перемещения взорванной массы. Верхняя горизонтальная линия на рис.3.3.7.4 соответствует расчетной длине недозаряда, нижняя - длине собственно заряда взрывчатого вещества.

Как видно из рис.3.3.7.4, выброс воздушной забойки происходит очень быстро (уже через 3.7 мс, кривая 2), а волна разуплотнения (кривая 3) движется по продуктам детонации гораздо медленнее, чем при взрыве с забойкой. Однако, как видно из рис 3.3.7.5, давление в зоне разуплотнения продуктов детонации при взрыве без забойки (кривая 1) намного меньше давления в этой же зоне при взрыве с забойкой (кривая 2; для сравнения кривой 3 показан характер изменения давления без выталкивания забойки, т.е. в идеальных условиях).

Из рисунка 3.3.7.5 также видно, что в случае применения забойки существенно возрастает разрушающий импульс (при $P > \sigma_{сж}$), переданный породе непосредственно из зоны разуплотнения продуктов детонации, в то время как давление в этой зоне при взрыве без забойки вообще ниже предела прочности породы на сжатие. Отсюда следует достаточно важный технологический вывод (рис.3.3.7.6): уменьшение длины недозаряда, соответствующее увеличению длины верхней части заряда и применение забойки позволят увеличить интенсивность разрушения приповерхностной части уступа и снизить выход негабарита из этой зоны. В сочетании с таким методом, как взрывание

В качестве иллюстрации на рисунках 3.3.7.4 и 3.3.7.5 приведены результаты расчетов для случая взрыва скважинного заряда диаметром 244.5 мм из эталонного ВВ (аммонит 6ЖВ) в породе крепостью $f = 16$ (высота уступа $H_{уст} = 12$ м, удельный расход на отбойку $q_{отб} = 1.22$ кг/м³, длина недозаряда $l_{до} = 5.34$ м, длина перебура $l_{пер} = 1.65$ м, длина заряда $l_{зар} = 8.31$ м). Кривыми 1 и 1' показано изменение положения фронта волны уплотнения, кривыми 2 и 2' - изменение положения границы раздела "забойка - продукты детонации", кривыми 3 и 3' - изменение положения фронта волны разуплотнения продуктов детонации. Обозначения без

на подпорную стенку (который позволяет уменьшить фактическое сопротивление по подошве для первого ряда и за счет увеличения степени энергонасыщения отбиваемого породного слоя снизить выход негабарита с первого ряда) применение забойки может оказаться достаточно эффективным (хотя и в этом случае необходимо сопоставить фактические затраты на увеличение длины верхней части зарядов в отбойных скважинах и организацию их забойки с фактическими затратами на обустройство, зарядание и взрывание негабарита; может оказаться, что гораздо дешевле ликвидировать негабариты, чем применять массовую забойку отбойных скважин).

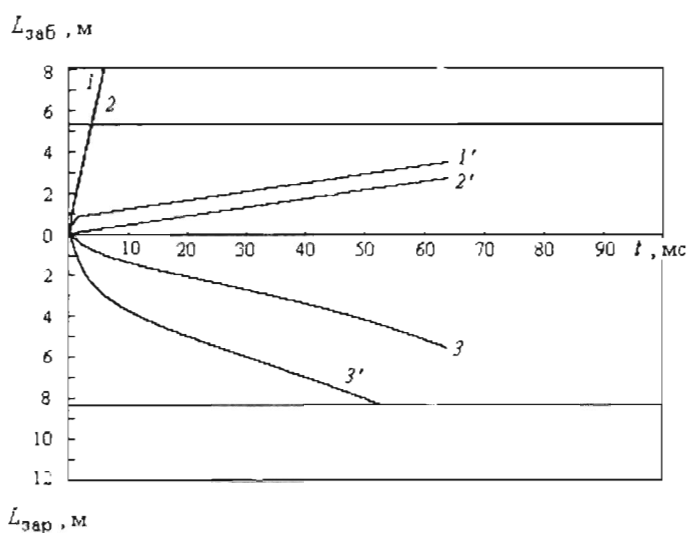


Рис.3.3.7.4. Результаты расчетов кинематических параметров

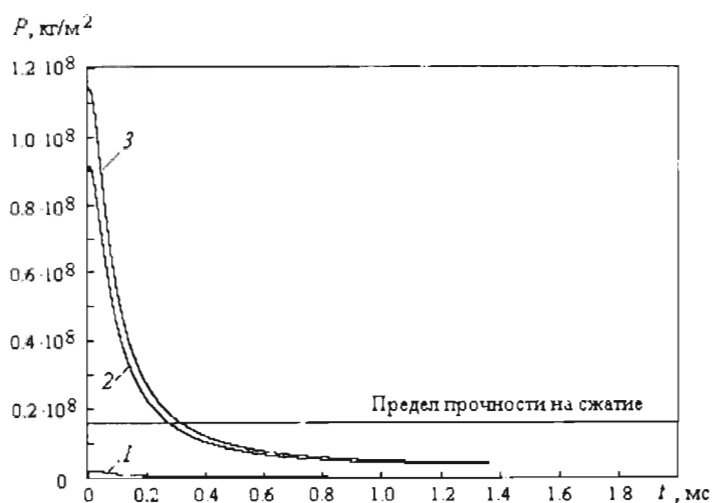


Рис.3.3.7.5. Результаты расчетов давления

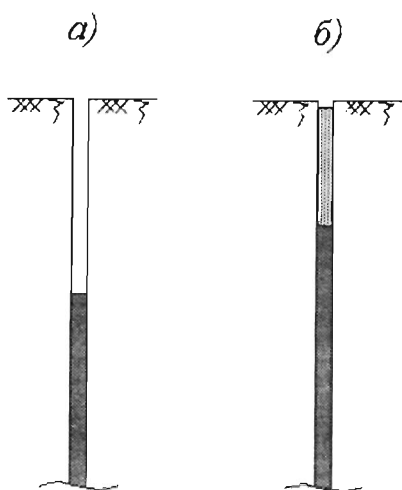


Рис.3.3.7.6. Сопоставление схем отбойных скважин без забойки (а) и с забойкой (б)

О реальной эффективности забойки отбойных скважин с точки зрения повышения качества дробления в целом по блоку до сих пор нет однозначного мнения. Казалось бы, сама по себе концепция ее применения для увеличения общей продолжительности действия взрывного импульса на окружающую породу логична и с физической точки зрения вполне обоснована: чем длительней импульс, тем больше энергии взрыва передается в породу и тем лучше должно быть качество дробление. Однако, как показывают приведенные выше расчеты, реальное увеличение импульса при использовании забойки происходит лишь в верхней части скважины и ограничивается протяженностью зоны разуплотнения продуктов детонации. Размер этой зоны, как видно из сопоставления времени превышения

давления в зоне разуплотнения продуктов детонации (кривая 2 на рис.3.3.7.5) над пределом прочности породы на сжатие (примерно 0.27 мс) с положением фронта волны разуплотнения продуктов детонации на этот момент времени (кривая 3' на рис.3.3.7.4), не достигает даже 1 м.

Кроме того, прямая выгода от применения забойки с целью улучшения дробления не такая очевидная, как это можно было бы ожидать. Во-первых, это связано с дополнительными затратами на организацию забойки и достаточно высокой трудоемкостью самого процесса формирования забойки, особенно в зимнее время и на обводненных участках. Во-вторых, применение крупнофракционных забоек (например, песок со щебнем крупностью 20-25 мм) довольно часто бывает причиной отказов вследствие передавливания внутрискважинного детонирующего шнура или волновода. Поэтому и отношение производителей к массовому применению забойки как фактора существенного улучшения качества дробления явно скептическое (особенно учитывая большие объемы добычных работ, когда количество отбойных скважин исчисляется сотнями на один взрыв, а взрывы производятся практически еженедельно).

Можно было бы привести еще один аргумент в пользу забойки - существенное снижение интенсивности воздушной ударной волны (и расчеты это подтверждают: в случае применения забойки скорость ее вылета из устья скважины примерно на порядок ниже скорости звука в воздухе). Однако применительно к карьерным условиям это не всегда оказывается актуальным, поскольку, во-первых, все застекленные здания и сооружения находятся, как правило, на значительном удалении от границ карьера, а во-вторых, наложения воздушных ударных волн при массовой отбойке можно избежать соответствующим подбором интервалов замедления и применением поскважинного взрывания. По-видимому, область целесообразного применения

забойки в карьерных условиях достаточно ограничена и должна определяться с учетом конкретных условий производства буровзрывных работ и ожидаемых результатов и последствий массового взрыва.

3.3.8. Об эффективной длине отбойных скважинных зарядов и предельной высоте взрываемого уступа

Одним из технологических параметров, определяющих качество массового взрыва, является так называемая эффективная длина ($L_{эф}$, м) отбойных скважинных зарядов. Параметр $L_{эф}$ имеет определенный физический смысл: это длина отбойного заряда, который успевает полностью сдетонировать за время передачи окружающему породному массиву энергии взрыва, достаточной для его разрушения.

Для оценки $L_{эф}$ поступим следующим образом. Как показано в разделе 1.2, динамическое нагружение породы осуществляется в процессе расширения продуктов детонации ВВ от начального объема, соответствующего объему зарядной полости ($r_0 = D_{скв}/2$), до некоторого конечного объема, размер которого определяется энергетическими характеристиками ВВ и физико-механическими свойствами породы (R_{max}). Процесс максимального нагружения определяется временем полного расширения котловой полости (t_{max} , с), которое с учетом (2.3.6)-(2.3.8) можно определить как

$$t_{max} \approx R_{max} \cdot \sqrt{\frac{\gamma_n}{g \cdot \sigma_*}} \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{R_0}{R_{max}}\right)^2}. \quad (3.3.8.1)$$

$$\text{При этом } R_{max} = r_0 \cdot \sqrt{\frac{1}{2} \cdot \frac{\gamma_0 - 1}{k - 1} \cdot \left(\frac{373}{\gamma_{вв}}\right)^k \cdot \frac{\gamma_{ВВ} \cdot U_{y0}}{\sigma_*}}, \quad (3.3.8.2)$$

где γ_n - объемный вес породы, кг/м³; g - ускорение силы тяжести, м/с²; σ_* - давление, удерживающее продукты детонации (в общем случае $\sigma_* = \sigma_{сж}$), кг/м²; $\gamma_{ВВ}$ - объемный вес ВВ, кг/м³; U_{y0} - удельная энергия ВВ, кгм/кг.

Скорость детонации (раздел 1.1) можно определить по формуле (1.1.14):

$$D = \sqrt{2 \cdot (k^2 - 1) \cdot g \cdot U_{y0}} \cdot \left(\frac{\gamma_{вв}}{373}\right)^{0.6}. \quad (3.3.8.3)$$

Соответственно, эффективная длина отбойного скважинного заряда

$$L_{эф} = t_{max} \cdot D. \quad (3.3.8.4)$$

С учетом (3.3.8.1) и (3.3.8.3) очевидно, что соотношение $L_{эф}/D_{скв}$ не зависит от диаметра отбойных скважин и определяется лишь условиями взрывания. В качестве иллюстрации на рис.3.3.8.1 показана зависимость соотношения $L_{эф}/D_{скв}$ от коэффициента крепости пород по шкале М.М.Протоdjяконова. Расчеты выполнялись для двух типов ВВ: гранулола ($U_{y0} = 452620$ кгм/кг, $\gamma_{вв} = 1000$ кг/м³) и эмулита ВЭТ-700 ($U_{y0} = 248514$ кгм/кг, $\gamma_{вв} = 1100$ кг/м³). С учетом формулы (3.3.3.6) для расчета длины забойки $L_{заб}$ и (3.3.3.38) и перебура $L_{нцр}$ параметр $L_{эф}$ позволяет оценить эффективную высоту уступа, отбиваемого вертикальными