

УДК 622.83

*В.В. Мельник*

**ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДА СПЕКТРАЛЬНОГО  
СЕЙСМОПРОФИЛИРОВАНИЯ ДЛЯ ОЦЕНКИ  
ГЕОМЕХАНИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ МАССИВА  
ГОРНЫХ ПОРОД ВОКРУГ ШАХТНЫХ ВЫРАБОТОК\***

Семинар № 2

---

**П**ри проходке подземных горных выработок, а также проектировании и строительстве подземных сооружений возникает потребность в определении геомеханического состояния вмещающего массива. Полученных по опережающим скважинам материалов о строении и свойствах массива в большинстве случаев недостаточно. Для грамотного размещения ответственных подземных сооружений, а также выбора типа крепи и способов проходки и строительства необходимо построение объемной геомеханической модели вмещающего массива, определение тектонических особенностей и областей повышенной нарушенности горных пород.

Исследования геомеханического состояния горного массива стандартными геофизическими методами в условиях шахтных выработок (бетонная крепь, ограниченное пространство, высокий уровень помех различного характера) показали слабую информативность получаемых результатов, а в большинстве случаев невозможность проведения подобных исследований.

В поисках наиболее оптимального способа определения геомеханических параметров горного массива вокруг горных выработок был опробован метод спектрального сейсмопрофилирования, разработанный НПФ «Геофизпрогноз» Санкт-

Петербург. Метод плодотворно использовался «Лабораторией сдвижения горных пород и предотвращения техногенных катастроф» Института Горного Дела УрО РАН совместно с электрометрией и георадарным зондированием на многих горных предприятиях Урала в течение последних трех лет. Имеются значительные наработки по интерпретации получаемых данных в условиях скального массива.

Большинство работ проводилось на земной поверхности. В связи с возникшей необходимостью метод был опробован на шахте «Десятилетия Независимости Казахстана» Донского ГОКа Республики Казахстан. Сначала метод ССП был использован в качестве дополнения к исследованиям напряженного состояния крепи при расконсервации клетового ствола на шахте ДНК для исследования структуры массива [1]. Исследования проводились в рассечках. Полученные при этих исследованиях результаты показали высокую степень ответственности границ, полученных вниз с гор. -480 м с границами, полученными в кровлю рассечки на гор. -560 м. Кроме того, разрез, составленный с применением имеющегося опыта вниз с гор. -160 м, полностью подтвердился полученной впоследствии на предприятии информацией о прохождении ствола.

---

\*Работа выполнена при поддержке РФФИ и Совета по грантам Президента РФ ведущих школ

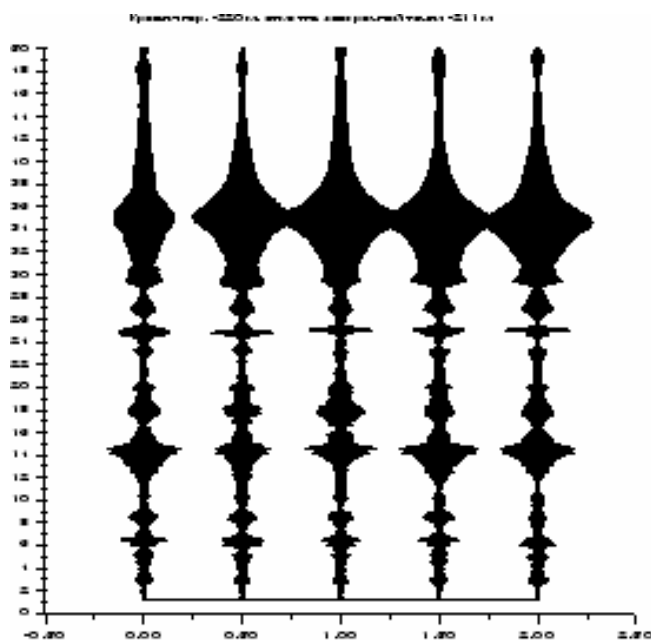


Рис. 1. Спектральный разрез массива пород между гор. -220 м и камерой ДПК

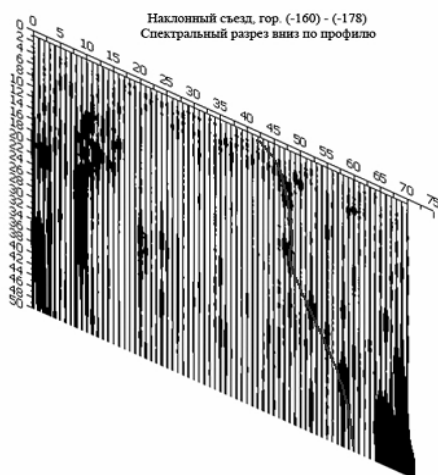


Рис. 2. Спектральный разрез по наклонному съезду (гор. -160 – -178 м)

На стадии завершения работ по стволу возникла необходимость в определении геомеханического строения массива, вмещающего дробильно-пере-пусковой комплекс на этой же шахте, где при строительстве второй очереди возникла аварийная ситуация.

Основная задача, стоявшая перед исследованиями – построение объемной модели горного массива, вмещающего дробильно-пере-пусковые комплексы 1 и 2 [2].

Измерения проводились по горизонтам: -160 м; -220 м; -178 м, а также на наклонном съезде и внутри восстающего на отметке -200 м. Замеры проводились в фундамент и стены выработок, где это было возможно. Это позволило обеспечить максимальный охват территории как по глубине, так и в плане. Для повышения надежности результатов на гор. -220 м в ходке были произведены тестовые замеры в потолочину в направлении дробильной камеры, расположенной на известном удалении, это дало возможность определить скорость распространения спектрального сигнала и получить обоснованный масштаб расстояний, получаемых при интерпретации результатов измерений.

Что же касается детальности измерений, то следует отметить, что расстояние между точками зондирования варьировалось в зависимости от важности участка и составляло 0,5–1,0 м.

Учитывая высокую детальность проведенных измерений, по мере обработки результатов исследований

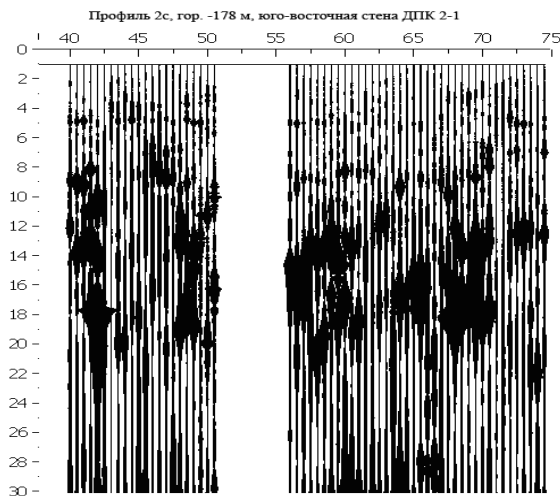
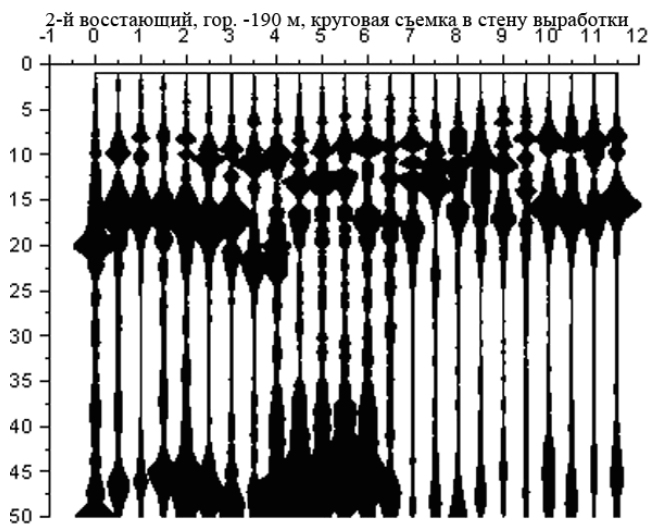


Рис. 3. Спектральный разрез юго-восточной части массива горных пород, вмещающих ДПК

Рис. 4. Спектральный разрез, полученный при зондировании в стену восстающего ДПК-2 по кругу



сигналы тщательно отфильтровывались на предмет наличия помех, вплоть до отказа от использования некоторых профильных линий для интерпретации общей геомеханической обстановки на объекте исследований.

Качественный и количественный объем проведенных измерений позволил надежно определить зоны повышенной нарушенности массива горных пород вокруг выработок и зоны разуплотнения пород,

связанные с дополнительной выемкой породы.

Измерения выполнялись в основании и стены камер, а также вниз по опрокидам. Общий объем точек зондирования превышал 1600 точек.

На первом этапе были проведены тестовые испытания на известном участке. В данном случае зондирование проводилось в кровлю конвейерного ходка в направлении подошвы дробильной камеры ДПК, расположенной на отметке -178 м.

Результаты тестовых измерений, проведенных с конвейерного тракта гор. -220 м, приведены на рис. 1. В отличие от обычных разрезов спектрального строения массива, на данном разрезе горизонтальная развертка представляет собой не интервалы профиля, а повторные замеры в одной и той же точке. То есть, на разрезе представлены пять повторений единичного замера.

Известность расстояния между двумя выработками, отражающимися контрастными параметрами на спектральных диаграммах, позволила, наряду с определением границ структурных нарушений, уточнить скоростные параметры зондирования для обоснования линейного масштаба в спектрограммах конкретного массива гор-

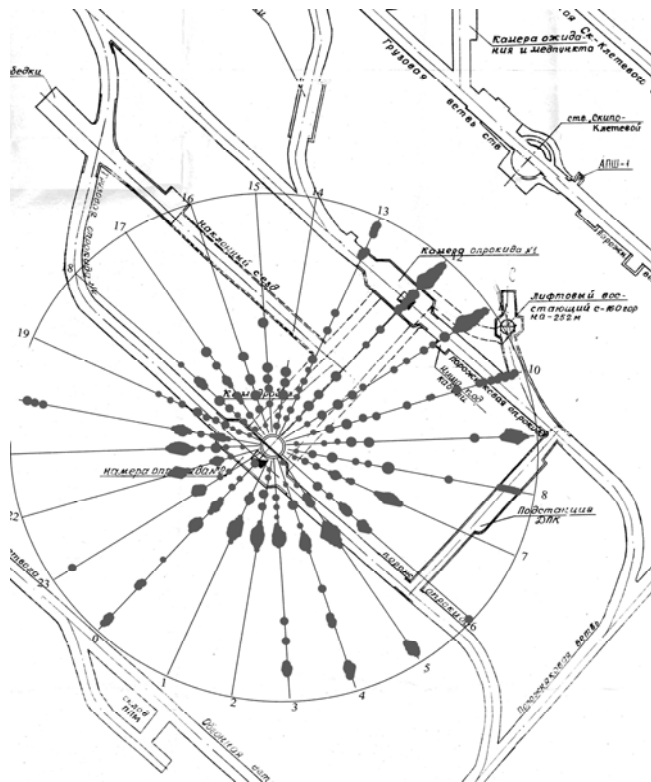


Рис. 5. Круговая диаграмма зоны разрушения пород вокруг ДПК-1,2 (отм. -190 м)

ратить внимание на стабильность спектрограмм, не реагирующих на технологические отклонения в производстве зондирования (сила удара, место удара, прижатие сейсμοприемника и т.п.).

В анализе нет необходимости приводить все спектральные разрезы, т.к. основную информацию несут синтезированные геомеханические разрезы, построенные с использованием всех материалов, полученных при проведении исследований. Целесообразно рассмотреть лишь наиболее показательные спектральные разрезы, на основании которых было дано заключение о процессах, происходящих в массиве горных

пород, вмещающего дробильно-перепускной комплекс.

На полученном разрезе наблюдается повышенная нарушенность массива между отметками гор. -220 м и -178 м максимальными всплесками, соответствующими зонам разрушения массива на расстояниях 6, 8, 14, 18, 20, 23, 27 метров и ярко выраженной границей фундамента дробилки с отсутствием сигнала на расстоянии 35 м, что соответствует свободному пространству камеры дробильного комплекса. Всплеск на расстоянии 25 м соответствует 50 Гц помехе от электрического тока, уменьшенной в 2 раза в связи с заданными параметрами измерений.

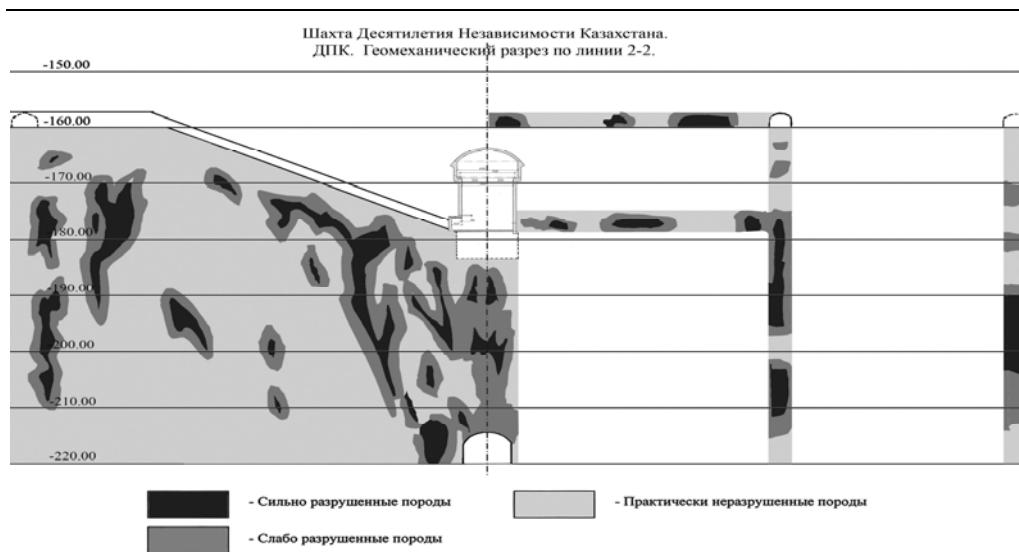
На этом примере детально показана сущность получаемого спектрального разреза, а также его трансформация в геомеханические параметры исследуемого состояния массива пород. Следует особо об-

пород, вмещающем дробильные комплексы с прилегающими горными выработками.

На рис. 2 показан спектральный разрез по результатам зондирования почвы наклонного съезда с гор. -160 м в камеры дробилок на гор. -178 м. Профиль начинается от грузовой выработки опрокида №2 на гор. -160 м и заканчивается в камере дробилки.

Непосредственно в подошве камеры на расстояниях 64-70 м наблюдается интенсивная зона нарушения сплошности массива. От 40-42 м и до 60 м на разрезе просматривается граница нарушенной зоны пород, которая нашла свое отражение в построении геомеханического разреза по центральной части дробильной камеры 2-2 (рис. 6).

Для определения состояния горных пород за пределами выработок на каждом



**Рис. 6. Вертикальный геомеханический разрез по линии 2-2**

горизонте, кроме -160 м (в связи с особенностями крепления выработок), проводилось зондирование в стенки выработок. К сожалению, сложности в производстве подобных измерений (слабая помехоустойчивость), а также наличие пустот за крепью выработок привели к частичной потере качественных данных о строении массива на некоторых горизонтах. Несмотря на это, достаточная часть профилей получилась хорошо, этой информации хватило для достоверного определения границ разрушенной зоны, сформировавшейся вокруг ДНК. На рис. 3 представлен один из используемых разрезов в стенке ДПК.

Из рис. 3 видно, что связанное со строительством ДПК развитие зоны повышенной трещиноватости находится в пределах 20-25 м от границы ДПК. Эти данные совпадают с представлениями о структуре вмещающего массива, полученными после анализа всех имеющихся спектральных разрезов, а также подтверждаются зондированием с горизонта

(-160 м) вниз по грузовым и порожняковым выработкам опрокидов.

Интересные результаты получились при зондировании по кругу в стенку восстанавливающегося на отметке примерно -190 м. На рис. 4 приведен полученный спектральный разрез, который впоследствии трансформировался в круговую диаграмму (рис. 5) и в значительной степени повлиял на построение геомеханической спектральной модели вмещающего массива.

К сожалению, используемый программный аппарат не в состоянии построить круговую диаграмму. Поэтому каждый луч отдельно выносился на диаграмму со своим направлением и с соблюдением масштаба.

В результате была получена круговая диаграмма формирования зоны разрушения пород вокруг дробильного комплекса, представленная на рис. 5. Впоследствии она была вынесена на план горных выработок и получена геомеханическая структура массива горных пород на отметке -190 м.

Для оценки состояния массива пород в отметках -160 м – -220 м в районе ДПК были построены геомеханические разрезы.

Один из разрезов – геомеханический разрез по линии 2-2, расположенный в районе наклонного съезда приведен на рис. 6.

В итоге проведенных исследований была построена объемная геомеханическая модель массива горных пород, вмещающих ДПК, которая впоследствии использовалась для разработки рекомендаций по проходке и укреплению второй

очереди дробильно-перепуск-ного комплекса.

Некоторые конструктивные особенности оборудования нуждаются в доработке под условия измерений в шахте. В целом, метод показал себя с хорошей стороны, пробуренные для цементации массива скважины, подтвердили соответствие полученной модели реальным условиям.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Исследование* по напряженному состоянию крепи и структуры массива закрепленного пространства клетового ствола шахты «Десятилетия Независимости Казахстана»/Отчет. Фонды ИГД. Рук. Сашурин А.Д., Екатеринбург, 2004. - 54 с.

2. *Исследование* геофизическим методом состояния приконтурного массива железобе-

тонной крепи строящегося комплекса ДПК2 в этаже 160/220 м шахты «Десятилетия Независимости Казахстана» с разработкой рекомендаций по возможному укреплению и упрочнению массива или крепи/Отчет. Фонды ИГД. Рук. Сашурин А.Д., Екатеринбург, 2005. - 60 с.

#### Коротко об авторах

*Мельник В.В.* – младший научный сотрудник, Институт горного дела УрО РАН, г. Екатеринбург.

#### ДИССЕРТАЦИИ

##### ТЕКУЩАЯ ИНФОРМАЦИЯ О ЗАЩИТАХ ДИССЕРТАЦИЙ ПО ГОРНОМУ ДЕЛУ И СМЕЖНЫМ ВОПРОСАМ

<i>Автор</i>	<i>Название работы</i>	<i>Специальность</i>	<i>Ученая степень</i>
<b>САНКТ-ПЕТЕРБУРГСКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ</b>			
ФЕДОСЕЕВ Сергей Владимирович	Формирование и развитие стратегического потенциала промышленности	08.00.05	д.э.н.

© А.В. Покатилов, С.М. Простов, В.А. Хмяляйнен, С.Л. Понасенко,

УДК 622.267 : 550.372

*А.В. Покатилов, С.М. Простов, В.А. Хямяляйнен,  
С.Л. Понасенко*

**ИЗМЕНЕНИЕ ФИЗИЧЕСКИХ СВОЙСТВ  
ВЛАГОНАСЫЩЕННЫХ ГРУНТОВ  
ПРИ ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКОМ УПРОЧНЕНИИ\***

Семинар № 2

Электрoхимическое закрепление (ЭХЗ) обводненных неустойчивых горных пород является одним из эффективных методов повышения их прочностных свойств. При ведении горных работ во влагонасыщенных малопроницаемых глинистых грунтах четвертичных отложений (пльвунах) ЭХЗ наряду с весьма трудоемким замораживанием становится практически единственным методом управления геомеханическим состоянием массива, поскольку инъекционные методы (цементация, битумизация, обработка химическими растворами и др.) неэффективны. Развитием технологии ЭХЗ занимались ОАО "Спецтампонажгеология" (Украина), ОАО "Кузниишахтострой" и другие организации. Результаты опытно-промышленных исследований, обобщенные в работе [1], позволили обосновать основные технологические параметры ЭХЗ при проходке шахтных стволов. Вместе с тем, данная технология не получила достаточно широкого распространения в шахтном строительстве. Основной причиной этого является недостаточная изученность физико-механических процессов, происходящих в зоне электрохимической (электроосмотической) обработки.

В лаборатории геоконтроля ГУ КузГТУ проведены комплексные исследования изменения физических свойств грун-

тов при ЭХЗ на экспериментальной установке. Установка представляла собой ванну из непроводящего материала, герметизированную полиэтиленовой пленкой, размером 0,94×0,5×0,46 м. Рабочее пространство емкости было заполнено влагонасыщенным грунтом (суглинком с содержанием глинистых частиц до 40 %). Обработка массива проводилась электродами-инъекторами (перфорированными трубами с внешним диаметром 50 мм), подключенными к источнику постоянного напряжения (аккумуляторной батарее). В качестве укрепляющего раствора в один из инъекторов-анод заливали раствор  $\text{Na}_2\text{SO}_3$  ("жидкое стекло") стандартной плотности  $\gamma = 1,05 \text{ г/см}^3$ , из полости катода периодически удаляли воду, скапливаемую за счет процессов электроосмотического осушения. Поскольку геометрические параметры установки соответствовали натуре, применения критериев подобия при моделировании не требовалось. Подробнее установка описана в работе [2].

Основным методом геоконтроля в эксперименте являлся геоэлектрический: в грунте были установлены 4-электродные микродатчики ( $AM = MN = NB = 1 \text{ см}$ ),

\*Работа выполнена при поддержке РФФИ грант № 05-05-64100.

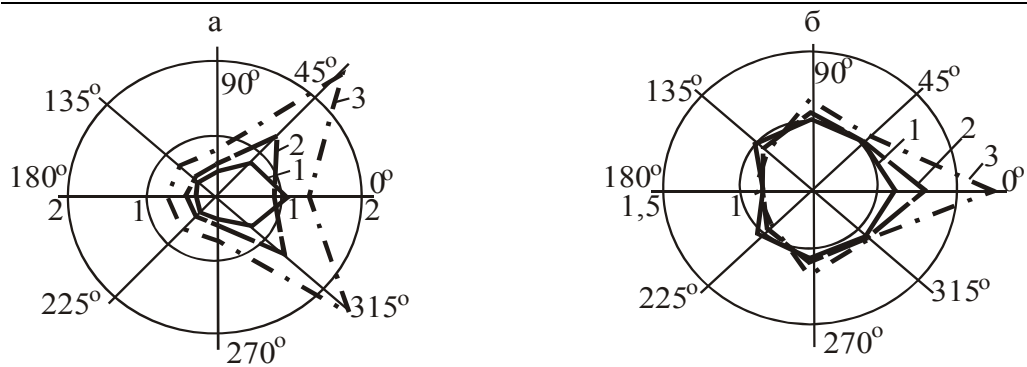


Рис. 1. Круговые диаграммы изменения УЭС обработанного грунта на стадии набора прочности на расстоянии от анода  $r = 0,07$  м (а) и  $r = 0,14$  м (б) с течением времени  $t$  после обработки: 1 –  $t = 15$  сут; 2 – 23 сут; 3 – 46 сут

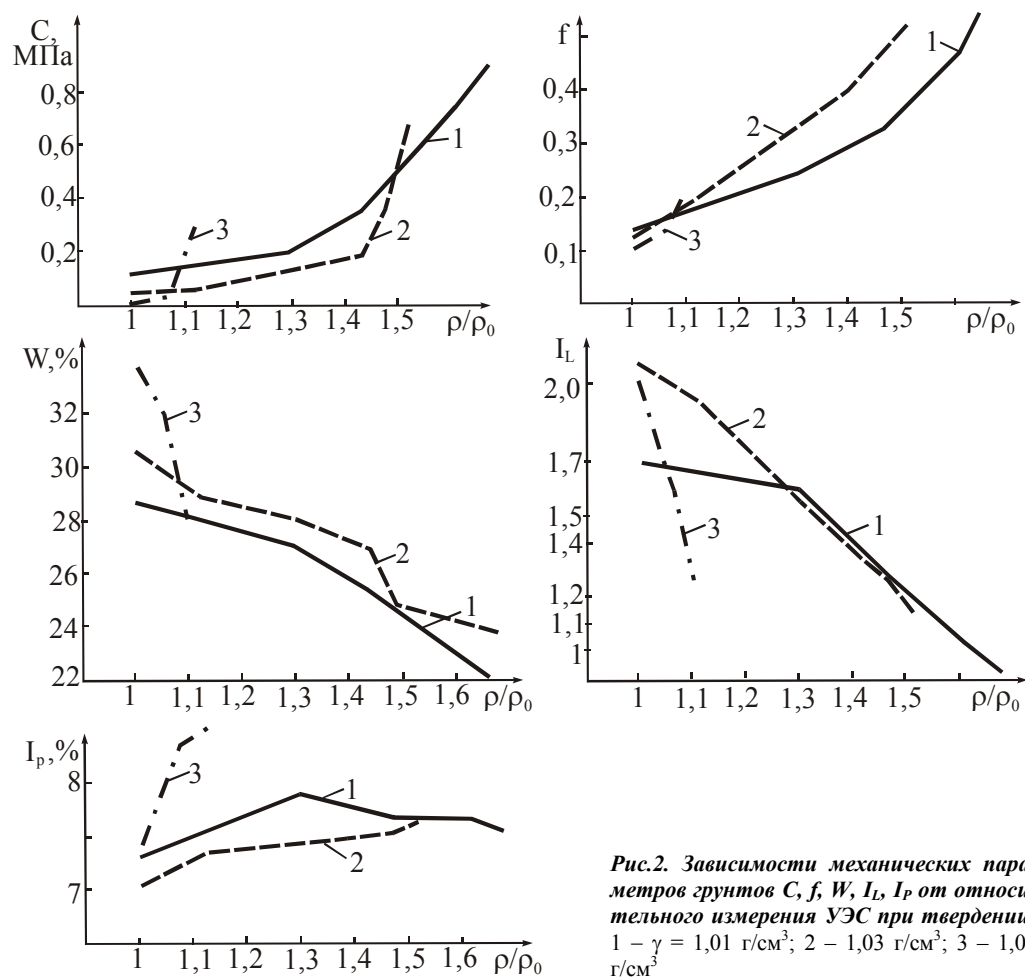


Рис.2. Зависимости механических параметров грунтов  $C$ ,  $f$ ,  $W$ ,  $I_L$ ,  $I_p$  от относительного изменения УЭС при твердении: 1 –  $\gamma = 1,01$  г/см<sup>3</sup>; 2 – 1,03 г/см<sup>3</sup>; 3 – 1,05 г/см<sup>3</sup>



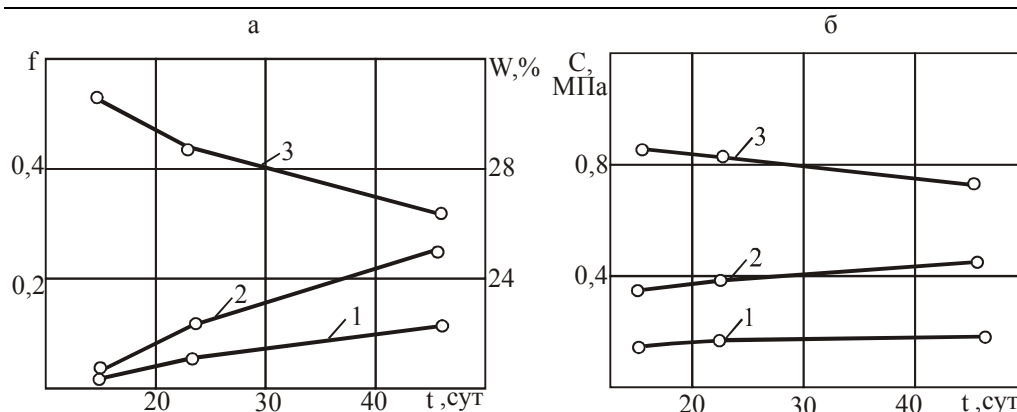


Рис. 3. Изменение средних значений физических параметров  $C$ ,  $f$  и  $W$  с течением времени  $t$  на расстоянии  $r = 0,07 \text{ м}$  (а) и  $r = 0,14 \text{ м}$  (б): 1 –  $C$ ; 2 –  $f$ ; 3 –  $W$

измерения удельного электросопротивления (УЭС) массива проводили каротажным прибором КП-2.

Датчики устанавливали в средней по глубине плоскости модели по оси установки и в радиальных направлениях. Общее количество датчиков в зависимости от решаемых задач составляло от 15 до 30. Комплекс физических свойств обрабатываемых грунтов исследовали с помощью приборов полевой лаборатории ПЛЛ-9 (сдвиговые испытания проб проводили прибором П10-С): сцепление  $C$ , коэффициент внутреннего трения  $f$ , влажность  $W$ , консистенция  $I_L$ , число пластичности  $PI_p$ .

На первом этапе исследований изучались геометрические параметры зон электроосмотической фильтрации и твердения в приэлектродных областях. В частности, установлена ярко выраженная анизотропия свойств массива в зоне активного анода установки. Анализ круговых диаграмм УЭС (рис. 1) показал, что при консолидации обработанного грунта вблизи электрода ( $r = 0,07 \text{ м}$ ) происходит образование трещин расслоения при  $\varphi = 45, 315^\circ$ , а при удалении от инъектора ( $r = 0,14 \text{ м}$ ) зона набора прочности вытягивается вдоль оси установки. Более детально результаты эксперимента и их анализ приведены в [3].

Для перехода к оценке абсолютных значений механических характеристик грунтов по данным электрофизических измерений были проведены специальные исследования изменения свойств грунтов при наборе прочности в стандартных ячейках  $0,1 \times 0,1 \times 0,1 \text{ м}$ . Графики зависимости параметров  $C$ ,  $f$ ,  $W$ ,  $I_L$ ,  $PI_p$  от относительного изменения УЭС обработанного грунта при различных плотностях укрепляющего раствора  $\gamma$  приведены на рис. 2.

Анализ приведенных графиков показал следующее:

- величина контролируемого параметра  $\rho$  измерялась в диапазоне  $\rho/\rho_0 = 1,1-1,68$ , причем при применении более концентрированных растворов этот диапазон сужался за счет более низких значений  $\rho$ ;

- при всех значениях  $\gamma$  наблюдалось монотонное возрастание прочностных параметров  $C$  и  $f$ , монотонное снижение влажности  $W$  и консистенции  $I_L$ , число пластичности при этом заметно возрастало только при  $\gamma = 1,05 \text{ г/см}^3$ .

Полученные зависимости можно использовать в качестве тарировочных при прогнозе прочностных параметров укрепленных грунтов. В частности, на рис. 3 приведено изменение во времени средних значений параметров  $C$ ,  $f$  и  $W$  в прианодной зоне с течением времени, полученное путем обработки графиков на рис. 1.

На рис. 4 приведены графики прогноза изменения сцепления  $C$  грунтов в зоне об-

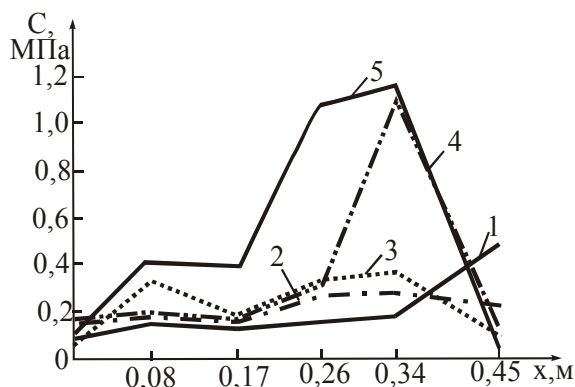


Рис. 4. Прогнозируемое изменение сцепления  $C$  грунта в обработанной зоне с течением времени вдоль оси  $x$  установки: 1 –  $t = 1$  сут; 2 – 5 сут; 3 – 15 сут; 4 – 23 сут; 5 – 46 сут

работки с течением времени  $t$  по данным электрофизических измерений, приведенных в [3].

Из приведенных графиков следует, что прочность обработанных грунтов изменяется весьма неравномерно: на интервале  $x = 0,26-0,45$  м (в зоне активного анода) она возросла более чем в 6 раз, причем набор прочности происходил относительно рав-

номерно во времени; в средней части зоны обработки ( $x = 0,08-0,26$  м) набор прочности массива происходил значительно менее интенсивно.

Полученные результаты позволяют контролировать изменение физических свойств укрепляемого массива в пространстве и во времени, как в лабораторных, так и в натуральных условиях. Проведение подобных исследований на начальных стадиях укрепительных работ будет способствовать обоснованию оптимальных параметров технологии ЭХЗ и повышению ее эффективности.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Должиков П.Н. Электрохимический таппонаж обводненных неустойчивых горных пород при строительстве устьев шахтных стволов // Автореф. дисс. канд. техн. наук. – Днепропетровск: ДГИ им. Артема, 1989. – 16 с.
2. Простов С.М. Исследование параметров грунтов при электроосмотическом и электрохимическом укреплении на экспериментальной модели / С.М. Простов, М.В. Гуцал, А.В. Покатилов // Вестник РАЕН (ЗСО). – 2004. – №6 – С.128-134.
3. Простов С.М. Исследование геометрических параметров зон электрохимического укрепления глинистых грунтов на физической модели / С.М. Простов, А.В. Покатилов // Научные технологии разработки и использования минеральных ресурсов: Материалы Международной научно-практической конференции. – Новокузнецк, 2004. – С. 32-36.

#### Коротко об авторах

Простов С.М. – доктор технических наук, профессор кафедры теоретической и геотехнической механики ГУ КузГТУ,  
 Покатилов А.В. – аспирант ГУ КузГТУ,  
 Хмяляйнен В.А. – доктор технических наук, заведующий кафедрой теоретической и геотехнической механики ГУ КузГТУ,  
 Понасенко С.Л. – кандидат технических наук, старший научный сотрудник, ОАО "Кузниишхострой".

© А.Л. Замятин, 2005

УДК 622.83

*А.Л. Замятин*

**ГЕОРАДАРНОЕ ЗОНДИРОВАНИЕ ДЕФОРМИРУЕМОГО  
УЧАСТКА БОРТА ГЛАВНОГО КАРЬЕРА  
ВЫСОКОГОРСКОГО ГОКа  
(г. НИЖНИЙ ТАГИЛ, СВЕРДЛОВСКАЯ ОБЛАСТЬ)\***

Семинар № 2

**В** конце июля 2004 г. на юго-западном борту Главного карьера и прилегающей территории земной поверхности в районе железнодорожного поста № 12 визуально были обнаружены деформации земной поверхности. Деформированный участок играет важную роль в технологическом комплексе ГОКа. Во-первых, по нему проходят две нити железнодорожных путей со стрелочными переводами, по которым на обогатительную фабрику доставляется руда с ш. Естюнинской, а на аглофабрику – известняк из Гальяновского карьера. Железнодорожные пути проходят по прибортовой территории на отметках 225–226 м.

Во-вторых, по берме 160 м проложен пульпопровод, по которому хвосты с фабрики подаются в Главный карьер.

Таким образом, развитие деформаций может привести к нарушению и выходу из строя этих двух важнейших технологических объектов, определяющих нормальную работу значительной части технологического комплекса.

В связи с этим, сразу после визуального обнаружения деформационного процесса, маркшейдерской службой ГОКа был установлен инструментальный контроль за развитием деформаций. Маркшейдерские наблюдения производились с 30.07.2004 г. Первоначально скорость оседания не превышала 10 мм/сут, к середине августа она уже достигла 12–13 мм/сут, к концу августа 14–15 мм/сут, к середине

сентября 27 мм/сут, и, наконец, во второй половине сентября она выросла до 42 мм/сут. Суммарные оседания достигли 2,3 м. Активная зона деформирования захватила железнодорожные пути. Железнодорожные пути были выведены из рабочего состояния, которое поддерживалось формированием новой насыпи и постоянной рихтовкой полотна. Чтобы исключить взаимное влияние путей друг на друга, стрелочные переводы были убраны. Эксплуатация путей производилась в ограниченном объеме со специальным режимом движения поездов.

Вместе с деформированием земной поверхности на прибортовом участке деформации проявились и на борту карьера, захватив уступы и бермы на горизонтах 210 м, 200 м, и уступы между 170 м и 180 м. Ниже этих отметок в борту карьера производится выемка мармитовых руд. С развитием деформаций выемка руды была прекращена и экскаватор был отогнан за границы зоны деформирования.

В связи с этими событиями было принято считать, что деформации на участке железнодорожного поста №12 могут быть вызваны развитием процесса сдвижения над подземными пустотами или старыми горными выработками. Поэтому для обеспечения безопасной эксплуатации данного участка необходимо:

- установить границы области деформирования массива горных пород в плане и по глубине;

\*Работа выполнена при поддержке РФФИ и Совета по грантам Президента РФ ведущих научных школ

- произвести диагностику массива горных пород на наличие в нем пустот.

Эти задачи были возложены на геофизические методы: спектрального сейсмопрофилирования (ССП) и георадарного зондирования (ГРЗ). Исследования производились по испытанной методике зондирования массива горных пород с поверхности по профильным линиям, равномерно покрывающим деформируемый участок и прилегающие к нему зоны.

Основой метода радиолокации является отражение электромагнитной волны от границ между средами, имеющими различные электрические свойства. Расположенная на поверхности земли передающая антенна излучает импульс радиоволн. Проходя в землю через приповерхностные слои, некоторая часть энергии волны отражается от границ между слоями и устремляется обратно к поверхности, а остальная часть энергии проникает глубже.

Глубины залегания слоев (объектов) пропорциональны времени, которое требуется радиоволновому импульсу, чтобы «пробежать» от располагающейся на поверхности передающей антенны до отражающей границы и обратно на поверхность к приемной антенне. Оно зависит от электрофизических свойств среды, через которую проходит радиоволновой импульс.

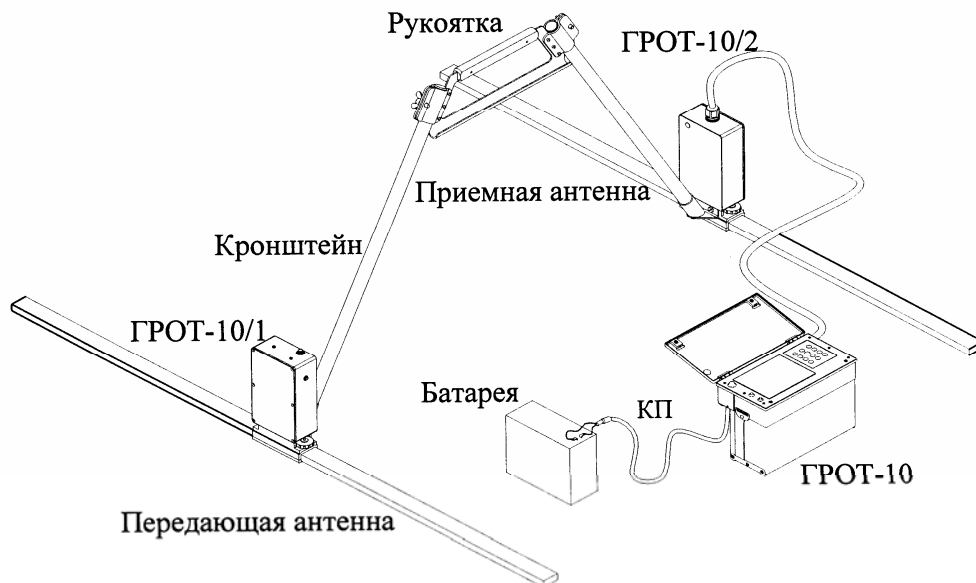
Наиболее важными параметрами, характеризующими возможности применения метода георадиолокации в различных средах, являются удельное затухание и скорость распространения электромагнитных волн в среде, которые определяются ее электрическими свойствами. Удельное затухание определяет глубину зондирования. А знание скорости распространения радиоволн необходимо для пересчета временной задержки отраженного импульса в расстояние до отражающей границы.

При решении поставленной задачи использовался георадар «ГРОТ-10» - переносной импульсный радиолокатор подповерхностного зондирования повышенной мощности с отображением радиолокационных профилей в процессе измерения (рис. 1). Повышенная мощность передатчика георадара позволяет работать в средах с большим поглощением. Отображение результатов зондирования на встроенном экране делает возможным решение ряда задач на месте, не прибегая к дополнительной обработке данных на компьютере.

В георадаре ГРОТ-10 частотный диапазон лежит в пределах 50-150 МГц. Технические характеристики практически всех георадаров, производимых в России и за рубежом, как и их схемные решения, мало чем отличаются друг от друга. За основу технического решения принят метод стробоскопического преобразования спектра сигнала в область низких частот, в которой и происходит его регистрация. Ударное возбуждение антенны осуществляется транзисторами в лавинном режиме с перепадом напряжения около 50 Вольт.

Антенны георадара устанавливаются непосредственно на линии профиля. Форма и амплитуда сигнала контролируется на дисплее георадара. По форме сигнал должен иметь вид затухающего гармонического колебания (рис. 2). Все измерения записываются в электронном виде в память георадара, после чего подвергаются математической обработке с помощью специально написанных программ.

Направление профилей зондирования было выбрано в соответствии с рельефом местности [1]. Половина исследуемой территории представлена бортом карьера, вторая половина – прибортовая площадка земной поверхности, пересеченная железнодорожными путями и автомобильными дорогами,



**Рис.1. Общий вид георадара ГРОТ-10**

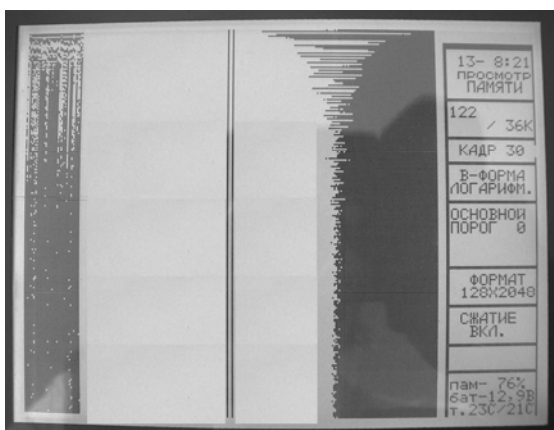
проложенными вдоль борта карьера. Зондирование на профильных линиях производилось с шагом 2,5 м и 5 м. Это обеспечивало высокую детальность построения разрезов. Всего было пройдено 9 продольных профильных линий и 1 поперечная линия с длинами от 100 м до 250 м. Глубина зондирования составила 25-50 м. Регистрация данных георадарного зондирования проводилась в режиме полноформатных форм, т. к. только в этом режиме удалось добиться разрешения, необходимого

для отображения слоев до интересующих глубин. Для анализа данных, полученных при съемке, были использованы программы VUGA, GEOWAVES, GROTDATA.

Особое внимание при проведении полевых работ уделялось координированию точек зондирования в плане и по высоте. Положение каждой точки зондирования в пространстве определялось с высокой точностью с помощью спутниковой геодезической привязки.

Разрезы по профильным линиям представлены на рис. 3 и 4. Глубина зондирования составляла от 25 до 50 м и отражала

деформационные изменения в массиве горных пород на глубинах зондирования. Контуры зоны деформирования, построенные по результатам георадарного зондирования, показаны на рис. 5. По результатам георадарного зондирования вокруг четких границ зоны деформирования над карстовыми зонами выделяется еще дополнительная область, затронутая



**Рис.2. Информация, отображаемая на экране георадара**

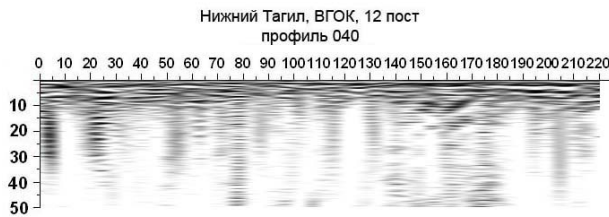


Рис.3. Георадарный разрез по профилю 040



Рис.4. Георадарный разрез по профилю 046

более слабыми деформационными процессами, соответствующая, по-видимому, начальной стадии проявления плавных деформаций. На разрезах четко прослеживается наличие неоднородностей в массиве горных пород, связанных с пониженными сдвиговыми характеристиками. Таким образом, структура границ и контактов отражают всю сложность форм карстовых полостей, находящихся в исследуемом массиве горных пород. Две основные карстовые зоны имеют близкие по

дисперсным материалам, включающая две крупные карстовые зоны с размерами в плане: Северо-восточная – 200×70 м, Юго-западная – 160×45 м. Между собой обе эти зоны соединены коридором шириной 10-15 м. Есть также две небольшие зоны с размерами 15×30 м;

- верхняя граница карстовых полостей, имеющая весьма изменчивую форму и, нередко, размытый переход элювированных сиенитов в отложения карстов, в целом, имеет значительный уклон в сторону карьера с перепадом высотных отметок от 171-195 м до 110-120 м, т.е. перепад высот составляет 60-75 м;

- контуры зоны существенных деформационных преобразований массива горных пород приповерхностных слоев хорошо коррелируют с глубинными контурами карстовых зон. Дополнительно вокруг них образуется ореол

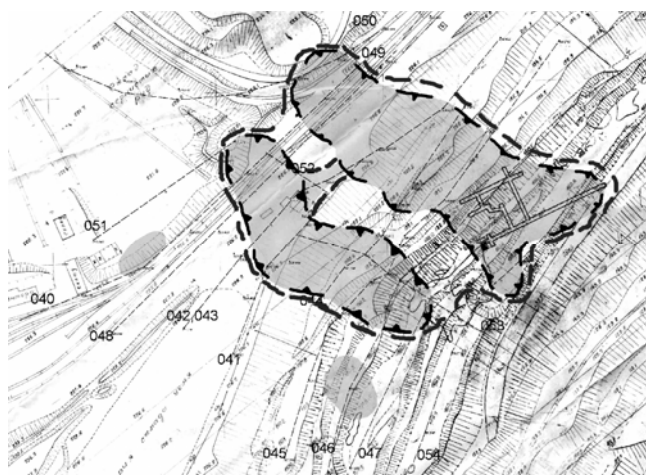


Рис. 5. Контуры зоны деформирования по результатам георадарного зондирования

первичных изменений массива, соответствующий начальной стадии развития плавных деформаций;

- область карстообразования, выявленная геофизическими методами, приурочена к трем разломам субширотного залегания крутого падения, отнесенным к сместителям II порядка.

Проведенный комплекс исследований позволил решить поставленную перед работой проблему обеспечения безопасной эксплуатации железнодорожных путей в районе поста № 12 и пульпопровода, оказавшихся в области влияния деформаций возникших на земной поверхности и в борту Главного карьера.

В итоге было установлено:

1. Процесс деформирования земной поверхности и борта карьера явился следствием развития процесса сдвижения над подземными пустотами, возникшими в карстовых зонах в результате выноса их

Благодарю за помощь в подготовке доклада своего научного руководителя заведующего Лабораторией сдвижения горных пород и предотвращения техногенных катастроф Института Горного Дела УрО РАН доктора технических наук Сашурина Анатолия Дмитриевича.

2. Геофизическим зондированием массива горных пород оконтурены границы

карстовых зон на исследуемом участке в плане и по глубине.

3. Произведен прогноз развития процесса сдвижения над выявленными карстовыми зонами, обоснованы параметры процесса сдвижения и отстроены границы опасных сдвижений на завершающую стадию развития процесса сдвижения.

4. Разработаны меры охраны железнодорожных путей и пульпопровода, предусматривающие:

- для железнодорожных путей два варианта обеспечения их безопасной эксплуатации: оставление их на месте с осуществлением инструментального контроля и периодических восстановительных ремонтов; вынос за пределы прогнозных границ зоны опасных сдвижений;

- для пульпопровода: освобождение его от грунта и прокладка по опорам; проведение инструментального контроля и периодической выправки на опорах по мере достижения предельных деформаций.

---

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Исследование деформационных процессов и разработка рекомендаций по безопасному ведению открытых горных работ в подработанном массиве Западного борта Медноруднянского карьера: Отчет о НИР (закл.) / ИГД УрО РАН; Рук. А.Д. Сашурин. – Екатеринбург, 2004, 76 с.*

2. *Георадиолокационные исследования верхней части разреза. Владов М.Л., Старовойтов А.В. – М.: МГУ, 1999, 68 с.*

3. *Сдвижение горных пород на рудниках черной металлургии. Сашурин А.Д. / ИГД УрО РАН – Екатеринбург, 1999, 268 с.*

---

#### Коротко об авторах

*Замятин А.Л.* – аспирант, младший научный сотрудник, Институт горного дела УрО РАН, г. Екатеринбург.

---

© Т.Б. Теплова, А.С. Коньшин,  
О.М. Гридин, 2005

Т.Б. Теплова, А.С. Коньшин, О.М. Гридин

**ОСЦИЛЛОГРАФИЧЕСКИЙ МЕТОД КОНТРОЛЯ  
ПРОЦЕССА МИКРОШЛИФОВАНИЯ  
НА СТАНОЧНОМ МОДУЛЕ С ЧПУ**

Семинар № 3

**Н**ами на станочном модуле с ЧПУ модели АН15ф4 осуществляется микрошлифование поверхностей сверхтвердых материалов с достижением заданной степени оптической чистоты поверхности. Разработанная модель процесса микрошлифования базируется на представлениях физической мезомеханики, разработанной академиком РАН В.Е. Паниным [1], связывающей движение дислокаций на микромасштабном уровне с интегральными механическими характеристиками процессов, происходящих на макромасштабном уровне, с учетом состава материала, его внутренней структуры и условий нагружения. Выбор параметров микрошлифования в соответствии с данной моделью позволяет вести процесс в режиме квазипластичности и обеспечивает высокое качество поверхности.

Теоретически и экспериментально было обосновано, что в процессе квазипластического течения нагруженный материал формирует на мезоуровне структуры, способные осуществлять квазипластическую деформацию по схеме «сдвиг+поворот». Модель квазипластической деформации кристалла в мезообъемах при микрошлифовании приведена в работах [2, 3, 4].

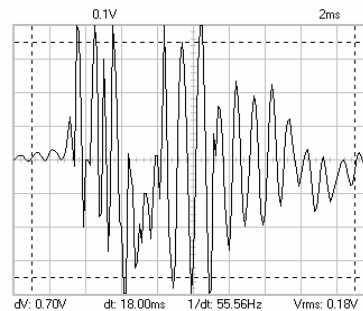
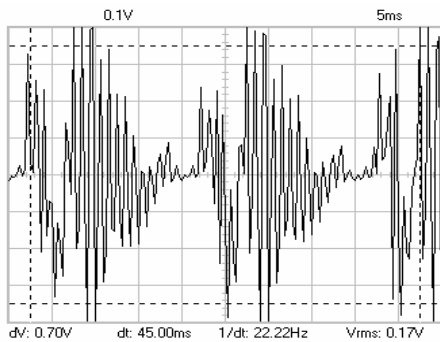
При установленном режиме квазипластического микрошлифования со стационарными режимами интенсивности съема скорость врезной подачи в направлении сжимающих упругих деформаций системы равна отношению между линейными размерами мезообъемов и временем

их жизни от возникновения до отрыва. Такой установившийся режим сопровождается автоколебательным характером динамической составляющей сжимающей упругой деформации обрабатываемой системы. При этом процесс обработки кристаллов алмазов с заданной шероховатостью на ОП (в установленном режиме квазипластического микрорезания) идентифицируется наличием автоколебаний с частотой  $f_{\phi}$  динамической составляющей  $\lambda_{\phi}$  сжимающей упругой деформации в УОС [4].

Величины  $\lambda_{\phi}$  и  $R_z$  корреляционно взаимосвязаны между собой линейными размерами удаляемых единичных мезообъемов с обрабатываемой поверхности кристалла. В процессе микрошлифования снимаются частички алмаза размером  $\delta$ , от которого зависит шероховатость поверхности  $R_z$ .

На станочном модуле с ЧПУ модели АН15ф4, параметры которого приведены в [5] была произведена обработка поверхностей кристаллов натурального алмаза, в твердом направлении, монокристалла искусственного лейкосапфира цилиндрической формы диаметром 31,5 мм и высотой 16,8 мм., пластин выращенных из газовой фазы поликристаллического алмаза в виде квадрата 10\*10 мм толщиной 0,8 мкм с трещиной посередине, цилиндра диаметром 18 мм и толщиной 0,5 мкм и квадрата 8\*8 мм толщиной 0,42 мм.





**Рис. 1. Осциллограммы, полученные при микрошлифовании лейкосапфира**

Микрошлифование производилось различными шлифовальными кругами в зависимости от цели обработки. Применялись алмазные шлифовальные круги диаметром 250 мм на связке из костной муки с зернистостью 5-7 мкм, диаметром 250 мм на керамической связке с зернистостью 20-14 мкм и диаметром 200 мм на керамической связке с зернистостью 20-14 мкм.

В ходе экспериментальных исследований были получены осциллограммы динамической составляющей силы резания, анализ которых подтверждает принятую к реализации модель пластических деформаций в мезообъемах при удалении припуска. Наблюдение и запись осциллограмм проводилось на осциллографеграфе "Vellaman" PCS64 с последующей их расшифровкой и физической интерпрета-

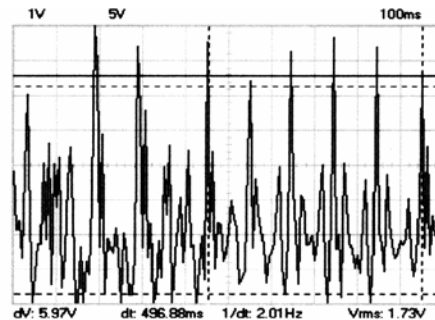
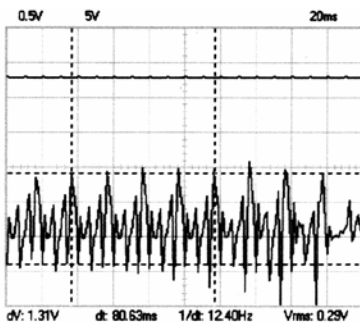
цией. Осциллограммы процесса обработки показаны на рис. 1, 2

Однако, анализ полученных осциллограмм показывает, что они отражают широкий спектр частот и для идентификации автоколебаний, относящихся к воздействию на мезообъемы поверхностного слоя необходимо учесть технические «шумы», не относящихся к процессу микрошлифования.

К таким «шумам» относятся:

1. Электромагнитные наводки от работающих приборов – частота 100 Гц.
2. Колебания от биения шлифовального круга со скоростью вращения 3000 оборотов в минуту – частота 50 Гц.
3. Вторичные отражения звуковых волн в кристалле.
4. Акты элементарных соударений зерен шлифовального круга с обрабаты-

**Рис. 2. Осциллограммы, полученные при микрошлифовании натурального алмаза**



ваемой поверхностью.

5. Возможные шумы акустической эмиссии при периодическом разогреве и остывании образца в процессе шлифования.

Частоты, вызванные внутренними отражениями звуковых волн имеют порядок  $c/d$ , где  $d$  - характерный размер образца,  $c$  - скорость упругой волны. Для образца лейкосапфира с  $d$  порядка 10–20 мм и скоростью звука  $1,2 \cdot 10^4$  м/с эти частоты составят  $1,2-2,4 \cdot 10^6$  гц и характерную ширину пика на осциллограмме 0,2–0,4 мкс, в то время как наиболее характерная ширина пиков осциллограмм составляет доли мс (на три порядка больше).

Расчет частоты колебаний при актах элементарных соударений зерен шлифовального круга с неровностями шлифуемой поверхности является более сложной задачей. Взаимодействие двух неравномерных массивов «шероховатостей» имеет вероятностный характер и в точной постановке такую задачу еще предстоит решить. Приблизительную оценку верхнего предела этой частоты можно выполнить по соотношению

$$f \approx dvn[1-(1-s_1)(1-s_2)],$$

где  $d$  - характерный размер образца,  $v$  - относительная скорость перемещения зерен круга и неровностей образца,  $n$  число зерен круга на единицу поверхности,  $s_1$  и  $s_2$  - безразмерные сечения взаимодействия для зерен шлифовального круга и для неровностей образца.

Плотность распределения алмазных зерен на поверхности шлифовального круга

$$n = k(d_1^2 - d_2^2)/d_3^2,$$

где  $d_1$  - внешний диаметр шлифовального круга - 250 мм,  $d_2$  - внутренний диаметр шлифовального круга - 220 мм,  $d_3$  - зернистость 2-3 мкм с заполнением связки  $k = 0,5$ . Тогда  $n = 0,75 \cdot 10^9$  шт/м<sup>2</sup>.

$$V = \pi d_1 / T,$$

где  $T$  - время оборота круга (0,02 с). Тогда  $v \approx 40$  м/с.

При  $d \approx 0,02$  м получим  $f \approx 6 \cdot 10^7 [1-(1-s_1)(1-s_2)]$ . Таким образом, верхний предел частоты элементарных соударений имеет порядок десятков мегагерц. Реальная величина зависит от сечения взаимодействия, то есть от формы неровностей, их высоты и расстояния между плоскостью шлифовального круга и обрабатываемой поверхностью. Принимая, например,  $s_1 = s_2 = 0,1$ , получим  $f \approx 1,14 \cdot 10^7$  гц. При такой оценке указанные частоты еще больше, чем частоты внутренних отражений звуковых волн.

Таким образом, проведенные оценки свидетельствуют, что зафиксированные на осциллограммах основные частоты являются именно собственными частотами автоколебаний мезообъемов, что подтверждает правильность выбранной модели описания процесса микрошлифования.

Изменяющиеся в ходе обработки динамические параметры УОС (которые, например, могут быть связаны с изменениями анизотропных механических характеристик поверхности обрабатываемого материала) непрерывно отображаются изменениями указанного интервала времени  $T_n$ . Негативное влияние указанных изменений на заданные размерные и качественные выходные параметры обработки компенсируются соответствующими изменениями одного или одновременно нескольких параметров интенсивности съема припуска до стабилизации указанного интервала времени  $T_n$ .

При выборе основного параметра для диагностирования процесса микрошлифования исходят из того, что микрошлифование кристаллов осуществляют на достаточно малых врезных (порядка 0,05 мкм) подачах, (т.е. в той области, где имеет место квазипластическая деформация в мезообъемах, сопровождающаяся в установившемся режиме резания соответствующими автоколебаниями УОС). Поэтому для расчетов применялись классические зависимости процесса микрошлифования металлов, изложенные в работах к.т.н. А.С. Чубукова, в которых основным пара-

метром для диагностирования процесса микрошлифования рассматривается постоянная времени переходных процессов резания в УОС.

Постоянная времени переходных процессов резания  $T_{п}$  характеризует время перехода из одного стационарного состояния в другое стационарное состояние. Постоянная времени переходного процесса является параметром, характеризующем факторы воздействия на систему микрошлифования: площадь контакта режущего инструмента изделия, изменение режущей способности шлифовального круга, свойства обрабатываемого и обрабатывающего материалов, жесткость УОС. Как показали экспериментальные исследования, в зависимости от длительности переходных процессов могут быть использованы различные методы для определения соответствующих постоянных времени.

Постоянная времени переходных процессов резания  $T_{п}$  характеризует поведение УОС как в статике, так и в динамике. Поэтому, идентифицируя постоянную времени, в любой момент можно контролировать фактические выходные параметры обработки (размер и шероховатость) в реальном масштабе времени.

Статическую составляющую упругой деформации в обрабатывающей системе определяют путем непрерывной фиксации в каждом проходе в каждой точке касания каждой вершины заданного режущего зерна ПИП с каждой заданной локальной точкой на ОП величины статической составляющей силы резания по нормали к плоскости формообразования. Непрерывно определяют зависимость изменения суммы статической и динамической составляющих от прохода к проходу, сравнивают эту зависимость с расчетным законом изменения интенсивности съема припуска от прохода к проходу и находят интервал времени до начала соответствия этих законов, который пропорционален величине статической составляющей упругой деформации УОС.

На протяжении всего этапа съема основной части припуска осуществляют контроль за шероховатостью ОП путем сравнения фактической высоты микронеровностей  $R_z$  на обработанной поверхности с заданной высотой микронеровностей. При этом устанавливают корреляционную связь между результатами сравнения и обобщенной интегральной характеристикой УОС, определяемой вычислениями фактической величины постоянной времени переходных процессов микрошлифования. Этот параметр непрерывно (в реальном масштабе времени съема основной части припуска) идентифицируют и при необходимости регулируют соответствующим изменением одного или нескольких параметров интенсивности съема припуска для стабилизации постоянной времени на уровне, обеспечивающем заданные выходные параметры обработки как по размерной точности, так и по величине микронеровностей  $R_z$  на обработанной поверхности готового изделия, путем соответствующей переработки информации об упругих деформациях в обрабатывающей системе, поступающей с пьезоэлектрических датчиков. Это позволит постоянно, т.е. в реальном масштабе времени обработки, диагностировать и контролировать основные технологические параметры бездефектного микрошлифования (по размерным параметрам с точностью 0,1 мкм и по качеству шероховатости обработанной поверхности  $R_z = 0,03-0,05$  мкм) автономно на каждом отдельном изделии как при индивидуальной, так и при групповой обработке.

На стационарном режиме обработки скорость съема припуска  $V_{ф}$ , а, следовательно, и скорость продольного перемещения стола станочного модуля, пропорциональна отношению между статической составляющей упругой деформации  $\Delta_{ф}$  и постоянной времени  $T_{ф}$  переходных процессов резания в УОС.

Варьируя этими параметрами можно находить режим микрошлифования, при котором заданная шероховатость будет

сочетаться с максимальной производительностью для конкретных условий обработки изделия.

Практическая реализация указанной технологии позволяет решить проблему

автоматизации процессов получения полированных поверхностей с нанометровым рельефом на пластинах из сверхтвердых хрупких материалов [5].

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Панин В.Е., Лихачев В.А. Гриняев Ю.В. Структурные уровни деформации твердых тел. - Новосибирск: Наука, 1985. - 229с.
2. Коньшин А.С., Сильченко О.Б., Сноу Б.Д. Способ микрошлифования твердоструктурных материалов и устройство для его реализации. Патент РФ №2165837 от 27.04.2001.
3. Сильченко О.Б. Теория и методы размерно-регулируемой и бездефектной обработки твердоструктурных минералов резанием. Авт.-реф. диссертации на соискателя ученой степени док.тех.наук НИИ «Научный Центр» (Москва) и МГГУ-2000 г.
4. Теплова Т.Б. Обоснование рациональных режимов шлифования алмазов при их огранке. Авт.-реф. диссертации на соискателя ученой степени кандидата технических наук МГГУ (Москва) – 2002.
5. Теплова Т.Б. Перспективы технологии размерно-регулируемого шлифования твердых высокопрочных материалов. – М.: Изд-во МГГУ. ГИ-АБ, №1

#### Коротко об авторах

Теплова Т.Б. – кандидат технических наук,  
Коньшин А.С. – кандидат технических наук,  
Гридин О.М.,

кафедра «Технология художественной обработки материалов», Московский государственный горный университет.

#### ДИССЕРТАЦИИ

##### ТЕКУЩАЯ ИНФОРМАЦИЯ О ЗАЩИТАХ ДИССЕРТАЦИЙ ПО ГОРНОМУ ДЕЛУ И СМЕЖНЫМ ВОПРОСАМ

Автор	Название работы	Специальность	Ученая степень
<b>ФЕДЕРАЛЬНОЕ ГОСУДАРСТВЕННОЕ УНИТАРНОЕ ПРЕДПРИЯТИЕ НАУЧНЫЙ ЦЕНТР ПО БЕЗОПАСНОСТИ РАБОТ В УГОЛЬНОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ ВостНИИ</b>			
ПОПОВ Максим Сергеевич	Разработка способа и средства контроля пылевзрывобезопасности горных выработок	05.26.03	к.т.н.

© П.Н. Тамбовцев, 2005

УДК 622.02:531

*П.Н. Тамбовцев*

**ОПРЕДЕЛЕНИЕ ЭНЕРГОЗАТРАТ ОБРАЗОВАНИЯ  
ТРЕЩИН В ГОРНЫХ ПОРОДАХ  
ФЛЮИДОИМПУЛЬСНЫМ РАЗРУШЕНИЕМ**

Семинар № 3

**В** ИГД СО РАН разрабатывается способ разрушения горных пород методом флюидо-импульсного разрыва [1], [2], который может использоваться для отделения монолитов от массива при добыче природного камня.

Сущность его заключается в создании протяженных трещин в породе путем ударного внедрения клиновых инструментов в шпур, заполненный пластичным флюидом (рис. 1). При внедрении инструмента 1 осуществляется передача энергии удара и распределение по площади стенок шпура импульсов давления флюида 2. В результате порода 3 испытывает растягивающие напряжения, вызывающие образование трещины. Вытесняемый из шпура в трещину флюид обеспечивает последующее ее развитие. На рис. 2 представлен результат разрыва породного блока рассматриваемым способом. В качестве флюидов используют разного рода пластичные массы – смесь глины с водой, пластилин и т. п.

Способ имеет низкую энергоемкость разрушения, высокое качество поверх-

ностей разрыва, возможность создания протяженных трещин от одного шпура. Его техническая реализация предусматривает применение ударной машины для привода инструмента. Одной из задач при выборе параметров такой машины является определение энергозатрат на образование трещины.

В работе [2] изучен характер распределения давления по длине шпура и выявлено, что максимальные значения возникают в его верхней части перед инструментом. Уменьшение длины столба флюида приводит к повышению давления.

Для получения количественных зависимостей между энергией удара, давлением и размерами шпура проведены эксперименты на физических моделях (рис. 3) у которых стенки шпура инициируют трубки сплава Д-16 с внутренним диаметром  $d$  (30 мм). Каждую заполняли флюидом (использовали пластилин), вставляли в нее инструмент, к свободному торцу прикладывали ударную нагрузку, фиксировали минимальную энергию удара  $E$ , при которой возникает пластическая деформация

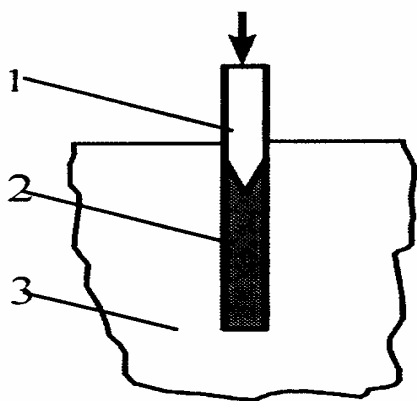


Рис. 1

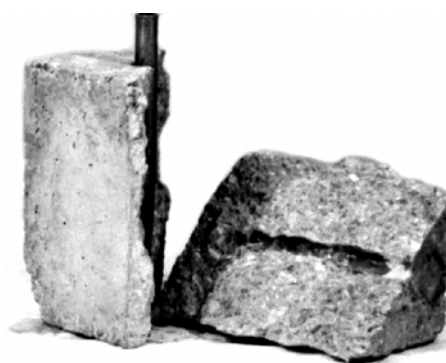


Рис. 2

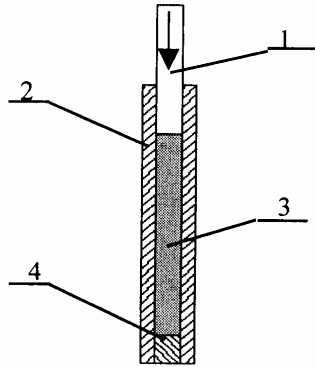


Рис. 3. Модель эксперимента: 1 – инструмент, 2 – труба, 3 – флюид, 4 – заглушка

трубки. С учетом динамического предела текучести материала ( $G_T^d = 46,9-49,2$  МПа, при  $V_{y0} = 2-4$  м/с [3]), определяли давление флюида  $p$  в шпуре [4]:

$$p \geq \frac{G_T^d \cdot (r_n^2 - r_B^2) \cdot r^2}{2r_n^2 \cdot r_B^2}, \quad (1)$$

где  $r_B$ ,  $r_n$  – внутренний и наружный радиусы трубки, м;  $r$  – радиус действия нагрузки ( $r = r_n$ ), м.

Трубки имели длину  $\lambda_{тр} = 120$  мм (длина столба флюида  $\lambda_{фл} = 60$  мм) и толщину стенок 1; 1,5; 2; 2,5; 3 мм. опыты показали, что деформация возникает перед торцом инструмента на протяжении 40-50 мм. По результатам опытов на рис. 4 построен график зависимости  $p(E)$ , из которого видно, что при увеличении энергии  $E$  от 0 до 25 Дж давление  $p$  круто возрастает, свыше 25 Дж изменяется значительно медленнее.

Далее определяли влияние  $\lambda_{фл}$  на величину  $E$ , при  $p = const$ . Использовали трубку длиной 1300 мм (толщина стенки 1 мм). После каждой серии опытов дефор-

Рис. 4. Зависимость давления флюида  $p$  в шпуре ( $d=30$  мм,  $\lambda_{фл}=60$  мм) от энергии единичного удара  $E$  ( $m_{y0}=25$  кг)

мированную часть обрезали и тем самым уменьшали  $\lambda_{фл}$ . График экспериментальной зависимости  $E(\lambda_{фл})$  представлен на (рис. 5). На участке  $\lambda_{фл}$  от 0,06 до 0,5 м  $E(\lambda_{фл})$  имеет линейный характер и стремительно возрастает. Начиная от  $\lambda_{фл} = 0,5$  м, рост  $E$  замедляется, при  $\lambda_{фл} > 1$  м фактически не изменяется ( $E = 185$  Дж).

Кривая на рис. 4 с достаточной точностью опишется логарифмической функцией:

$$p = (40 \cdot \ln E - 58) \cdot 10^6, \text{ Па} \quad (2)$$

Зависимость  $E(\lambda_{фл})$  (рис. 5) удобно выразить кусочно-линейной аппроксимацией.

При  $\lambda_{фл} \in [0, 06 \dots 0,6]$  м:

$$E = 285,21 \lambda_{фл} - 7; \quad (3)$$

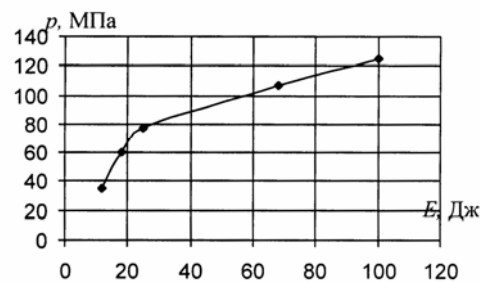
при  $\lambda_{фл} \in [0,6 \dots 1]$  м:

$$E = 52,51 \lambda_{фл} + 132,5; \quad (4)$$

при  $\lambda_{фл} > 1$  м:

$$E = 185 \text{ Дж}. \quad (5)$$

Эксперименты проводились при ра-



Энергозатраты образования начальных трещин в горных породах

Горная порода	Предел прочности на раст. $G_{np}^p$ , МПа	Радиус шпура $r_{шп}$ , м	Длина столба флюида $l_{фл}$ , м	Энергия единичного удара $E$ , Дж
Базальт	43	(0,021)/(0,023)	$\geq 1$	(458)/(549)
Диабаз	10-38	“_“	“_“	(200-404)/(240-494)
Сланец	14-25	“_“	“_“	(221-292)/(265-350)
Габбро	20	“_“	“_“	(256)/(307)
Гранодиорит	4-21	“_“	“_“	(172-264)/(206-317)
Лабродит	7,5-14	“_“	“_“	(188-221)/(225-265)
Гранит	6-20	“_“	“_“	(180-256)/(216-307)
Мрамор	4-13	“_“	“_“	(172-215)/(206-258)
Кварцит	10-13	“_“	“_“	(200-215)/(240-258)
Песчаник	5	“_“	“_“	(176)/(212)

\*По данным [5].

диусе шпура равном 0,015 м, следуя принципу подобия, примем:

$$\frac{E_1}{\pi \Gamma_1^2} = \frac{E_2}{\pi \Gamma_2^2} \text{ или } E_1 = E_2 \left( \frac{\Gamma_1}{\Gamma_2} \right)^2, \text{ при } p = \text{const}, \quad (6)$$

где  $\frac{E_1}{\pi \Gamma_1^2}$  – энергия удара, поглощаемая флюидом на единицу площади поперечного сечения шпура.

На основе (2), (3), (4), (5), (6) получим количественную зависимость  $E(p, \lambda_{фл}, r_{шп})$ , которая в общем виде запишется:

$$E = E_1(p) \cdot \frac{E_2(l_{фл})}{10} \cdot \left( \frac{r_{шп}}{0,015} \right)^2, \quad (7)$$

где  $E_1(p)$  – зависимость, выраженная из (2);

Рис. 5. Зависимость энергии удара  $E$  от длины столба флюида  $\lambda_{фл}$ , при постоянном давлении ( $p \geq 30$  МПа) в шпуре диаметром 30 мм

$$T E_1 = 2,73^{0,025p \cdot 10^{-6} + 1,45}, \quad (8)$$

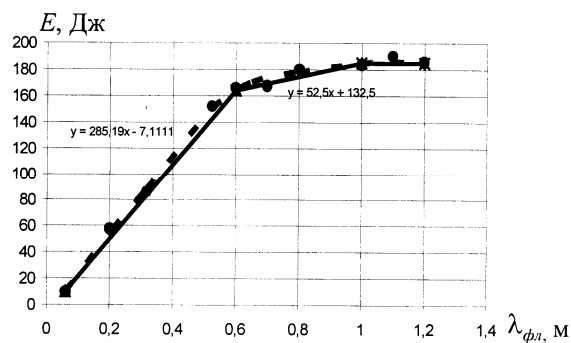
$E_2(\lambda_{фл})$  – зависимость (3), (4), (5) на соответствующем участке  $l_{фл}$ ;  $r_{шп}$  – радиус шпура, м.

Здесь  $\frac{E_2(\lambda_{фл})}{10}$  определяет эффект  $\lambda_{фл}$  на энергию  $E$ .

В итоге имеем: при  $l_{фл} \in [0,06 \dots 0,6]$  м:

$$E = 2,73^{0,025p \cdot 10^{-6} + 1,45} \cdot \frac{285,21 \lambda_{фл} - 7}{10} \cdot \left( \frac{r_{шп}}{0,015} \right)^2, \quad (9)$$

при  $l_{фл} \in [0,6 \dots 1]$  м:



$$E = 2,73^{0,025p-10^{-6}+1,45} \cdot \frac{52,5l_{\text{фл}} + 132,5}{10} \cdot \left(\frac{r_{\text{ум}}}{0,015}\right)^2; \quad (10)$$

при  $l_{\text{фл}} > 1$  м:

$$E = 2,73^{0,025p-10^{-6}+1,45} \cdot \frac{185}{10} \cdot \left(\frac{r_{\text{ум}}}{0,015}\right)^2. \quad (11)$$

Если принять, что достаточным условием разрушения является создание в породе предельных напряжений (в нашем случае растягивающих), т. е.  $p \geq G_{\text{нр}}^p$ , где  $G_{\text{нр}}^p$  – предел прочности

породы на растяжение, то по формулам (9), (10), (11) можно рассчитывать энергию удара инструмента, необходимую для

образования трещины в шпуре.

Значения  $G_{\text{нр}}^p$  некоторых горных пород и соответствующие им  $E$ , рассчитанные по формуле (11), приведены в таблице.

Полученные таким образом данные могут использоваться при выборе энергетических параметров ударной машины, обеспечивающей гарантированное разрушение. Так, например, для разрушения высокопрочных гранитов (20 МПа) достаточно воздействие инструментом с энергией удара 250–300 Дж, для сверхпрочных пород, например базальт (43 МПа), требуется 450–550 Дж.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Чернов О.И., Кю Н.Г. О флюидоразрыве породных массивов // ФТПРПИ. — 1988. — № 6.
2. Тамбовцев П.Н. Экспериментальные исследования процесса флюидоразрыва породных блоков ударным способом // ФТПРПИ. — 2004. — № 3.
3. Волошенко-Климовицкий Ю.Я. Динамический предел текучести. — М.: Наука, 1965.
4. Дарков А.В. Широ Г.С. Сопротивление материалов, — М., 1965.
5. Справочник (кадастр) физических свойств горных пород // под ред. Н. В. Мельникова и др., — М.: Недра, 1975.

#### Коротко об авторах

Тамбовцев П.Н. – младший научный. сотрудник ИГД СО РАН, г. Новосибирск.



© А.Ю. Прокопов, 2005

УДК 622.258.3

**А.Ю. Прокопов**



**ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ КРЕПЛЕНИЯ  
ЭЛЕМЕНТОВ АРМИРОВКИ ВЕРТИКАЛЬНЫХ  
СТВОЛОВ С УЧЕТОМ ОЖИДАЕМЫХ ОТКЛОНЕНИЙ  
КРЕПИ ОТ ПРОЕКТА**

Семинар № 3

**Н**а параметры крепления элементов армировки к стенкам ствола оказывают негативное влияние возникающие в процессе проходки радиальные отклонения контура крепи стволов от проектного положения. Крепление расстрелов армировки к монолитной бетонной (железобетонной) крепи ствола осуществляется либо заделкой одного или обоих концов в лунках на определенную расчетную глубину, либо с помощью анкеров.

Обследования стволов [1] показали, что нарушение заделки расстрелов армировки в лунках являются одним из наиболее часто встречающихся дефектов армировки (до 30 %), приводящих к ее отказу. Одной из основных причин этого дефекта, следует считать некачественную или недостаточную по длине заделку концов расстрелов в крепи ствола [2].

Глубина заделки расстрельных балок в бетонную крепь ствола определяется в зависимости от величины горизонтальной нагрузки, точки ее приложения на расстреле, типоразмера расстрельной балки, схемы ее закрепления и марки бетона.

В соответствии с требованиями [3] глубина заделки  $t_p$  концов расстрелов должна приниматься не менее:

$t_p = 0,30$  м – для расстрелов с двумя закрепленными концами при  $\omega_p \leq 30^\circ$ , где  $\omega_p$  – угол между продольной осью расстрельной балки и нормалью к поверхности крепи ствола в месте заделки (рис. 1);

$t_p = 0,35$  м – для расстрелов с двумя закрепленными концами при  $\omega_p > 30^\circ$ ;

$t_p = 0,45$  м для консольных одинарных расстрелов;

$t_p = 0,40$  м для консольных П-образных расстрелов;

$t_p = 0,25$  м для расстрелов лестничного отделения.

Исследуем влияние радиальных отклонений  $\Delta R$  крепи ствола от проектного положения на глубину заделки расстрельной балки (рис. 1).

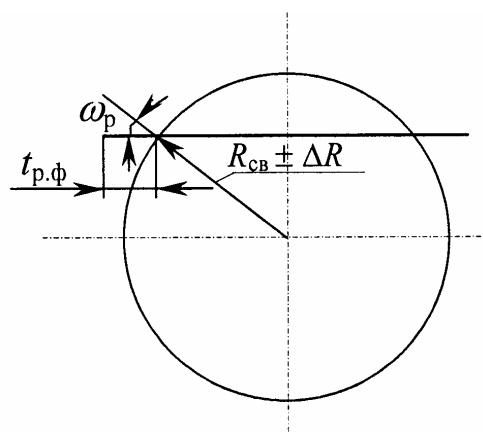
Фактическая глубина заделки  $t_{p.ф}$  определится по формуле

$$t_{p.ф} = t_p \pm \frac{\Delta R}{\cos \omega_p}.$$

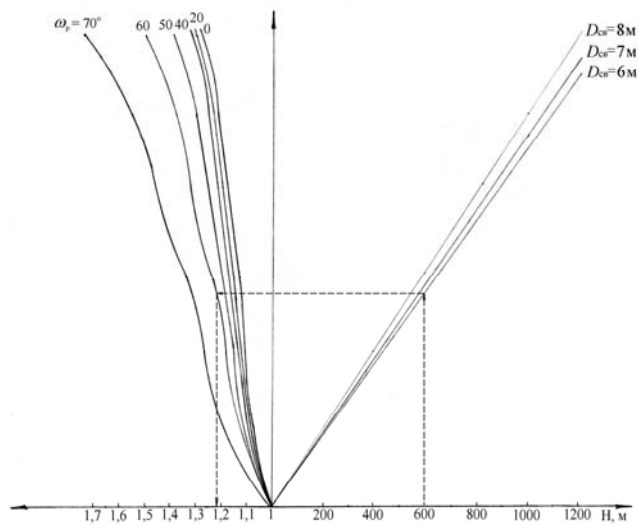
Из рис. 1 следует, что глубина заделки расстрела при проектировании  $t_{p.п}$  для обеспечения гарантируемой величины должна приниматься с учетом средней максимальной величины радиальных отклонений стенки ствола от проектного положения, т.е.

$$t_{p.п} = t_p + \frac{\Delta R}{\cos \omega_p} \text{ или } t_{p.ф} = t_p + \Delta R \cdot K, \quad (1)$$

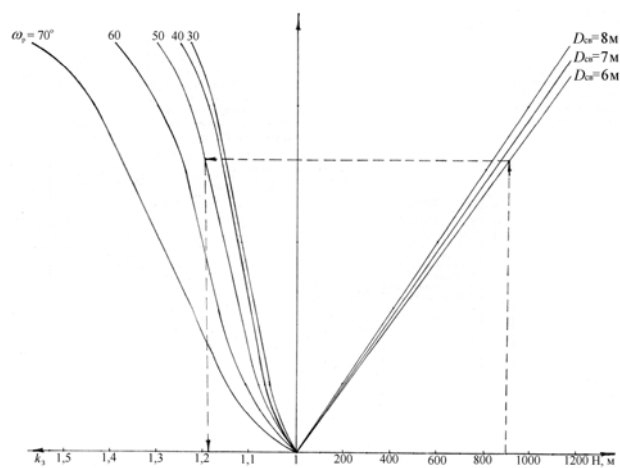
где  $K = \frac{1}{\cos \omega_p}$ .



**Рис.1. Схема определения фактической глубины заделки расстрела**



а)



б)

Используя данные средних максимальных значений радиальных отклонений по стенке крепи, приведенные в работах [2, 4], определим с их учетом ожидаемые глубины заделки концов расстрела для:

Рис. 2. Номограммы для определения поправочных коэффициентов к величине заделки расстрельных балок в крепь ствола: а – для центральных и хордальных расстрелов; б – для консолей

- расстрелов с двумя закрепленными концами при  $\alpha_p \leq 30^\circ$ ;
  - расстрелов с двумя закрепленными концами при  $\alpha_p > 30^\circ$ ;
  - консольных одинарных расстрелов при  $\alpha_p \geq 30^\circ$ ;
- и сравним их с требуемыми нормативными значениями.

Результаты расчетов сведен в табл. 1–3.

На основании полученных данных следует сделать следующие выводы:

- наблюдаемые на практике радиальные отклонения крепи вертикальных стволов существенно сказываются на величине необходимого запаса длины расстрела (консоли), заделываемого в крепь, которая зависит от глубины и диаметра ствола, а также угла  $\alpha_p$  между продольной осью расстрела и нормалью к поверхности крепи ствола в месте заделки, и колеблется в пределах от 23 до 254 мм;
- при использовании хордальных расстрелов нецелесообразно проектировать схемы армировки с углом между продольной осью расстрела и нормалью

Таблица 1

Ожидаемые минимальные глубины заделки расстрелов  
с двумя закрепленными концами при  $\omega_p \leq 30^\circ$

Глубина ствола, м	Глубина заделки расстрела, мм, при диаметре ствола $D_{св}$ , м,											
	$D_{св} = 6$ м				$D_{св} = 7$ м				$D_{св} = 8$ м			
	и угле $\omega_p$ , град, между расстрелом и нормалью к поверхности крепи ствола в месте заделки											
	0°	10°	20°	30°	0°	10°	20°	30°	0°	10°	20°	30°
200	277	277	276	274	276	276	275	272	276	276	275	272
400	271	270	269	267	268	267	266	263	267	266	265	262
600	266	265	264	261	262	261	260	256	259	258	257	253
800	255	254	252	248	250	249	247	242	240	239	236	231
1000	244	243	241	236	238	237	234	228	233	232	229	223
1200	222	220	217	210	217	215	212	205	213	211	208	200

Таблица 2

Ожидаемые минимальные глубины заделки расстрелов  
с двумя закрепленными концами при  $\omega_p > 30^\circ$

Глубина ствола, м	Глубина заделки расстрела, мм, при диаметре ствола $D_{св}$ , м,											
	$D_{св} = 6$ м				$D_{св} = 7$ м				$D_{св} = 8$ м			
	и угле $\omega_p$ , град, между расстрелом и нормалью к поверхности крепи ствола в месте заделки											
	40°	50°	60°	70°	40°	50°	60°	70°	40°	50°	60°	70°
200	320	314	304	283	319	313	302	280	319	313	302	280
400	312	305	292	265	308	300	286	257	307	299	284	254
600	306	297	282	251	301	291	274	239	297	286	268	230
800	292	280	260	219	285	272	250	204	272	256	230	175
1000	277	263	238	186	269	253	226	169	263	245	216	154
1200	249	228	194	122	242	221	184	108	237	214	176	96

Таблица 3

Ожидаемые минимальные глубины заделки одинарных  
консоль при  $\omega_p \geq 30^\circ$

Глу- бина ство- ла, м	Глубина заделки расстрела, мм, при диаметре ствола $D_{св}$ , м,														
	$D_{св} = 6$ м					$D_{св} = 7$ м					$D_{св} = 8$ м				
	и угле $\omega_p$ , град, между расстрелом и нормалью к поверхности крепи ствола в месте заделки														
	30°	40°	50°	60°	70°	30°	40°	50°	60°	70°	30°	40°	50°	60°	70°
200	424	420	414	404	383	422	419	413	402	380	422	419	413	402	380
400	417	412	405	392	365	413	408	400	386	357	412	407	399	384	354
600	411	406	397	382	351	406	401	393	374	339	403	394	386	368	330
800	398	392	380	360	319	392	385	372	350	304	381	372	356	330	275
1000	386	377	363	338	286	379	369	353	326	269	373	363	345	316	254
1200	360	349	328	294	222	355	342	321	284	208	350	337	314	276	196

- к поверхности крепи ствола в месте заделки  $\omega_p > 60^\circ$ , так как это требует значительного увеличения длины заделки и приводит к неоправданному завышению металлоемкости конструкции (на 35-55 %), трудоемкости разделки лунок и бетонирования концов расстрелов и значительному нарушению сплошности крепи;

- при использовании одинарных консолей максимальное значение угла  $\omega_p$  в силу указанных выше факторов не должно превышать  $45^\circ$ ;

- расчет глубины заделки расстрела или консоли в крепь должен производиться с учетом возможного радиального отклонения контура крепи ствола от проектного положения, при этом необходимый запас глубины заделки может выражаться поправочным коэффициентом, зависящим от глубины, диаметра ствола и угла  $\omega_p$ . Рекомендуемые значения поправочных коэффициентов  $k_z$  для расчета глубины заделки, учитывающих ожидаемые отклонения крепи ствола от проектного положения, можно определить в зависимости от указанных факторов по номограммам, приведенным на рис. 2.

Крепление расстрелов бетонированием в лунках имеет ряд трудноустраняемых недостатков, поэтому в настоящее время все большее распространение получают различные способы крепления расстрелов с помощью анкеров. Крепление расстрелов анкерами к стенке крепи ствола может осуществляться с помощью опорных промежуточных кронштейнов или непосредственно к крепи ствола. Конструкции узлов крепления расстрела на кронштейне обеспечивают возможность регулирования положения расстрела при монтаже в горизонтальной плоскости вдоль продольной оси расстрела и перпендикулярно ей в соответствии с требованиями [5] соответственно на  $\pm 100$  и  $\pm 50$  мм. Регулирование длины расстрела обеспечивается специальными раздвижными устройствами, устанавливаемыми на его концах.

Величина регулирования определяется длиной пазов на коротышах расстрела, которая регламентируется равной 100 мм, обеспечивая регулирование вдоль продольной оси  $\pm 50$  мм. Регулирование в перпендикулярном направлении к продольной оси расстрела не предусматривается, так как установка расстрела производится с помощью специального шаблона, обеспечивающего высокую точность монтажа. Величина регулирования длины расстрела должна соответствовать величинам максимальных и минимальных фактических отклонений крепи ствола от проектного положения, приведенным в [6].

При креплении расстрелов нерегулируемой длины непосредственно к стенкам крепи ствола анкерами опорные плиты расстрела не прижимаются к стенкам крепи, а опираются на концы выдвинутых в ствол анкеров, которые образуют пространственную конструкцию. Максимальная величина зазора между опорной плитой расстрела и стенкой ствола регламентируется 100 мм, минимальная – 30 мм по условиям монтажа.

Проверим соответствие рекомендуемой нормативными документами величины регулирования расстрела вдоль продольной оси результатам статистической обработки фактических отклонений стенок крепи ствола от проектного положения. На основании анализа полученных данных можно сделать следующие выводы:

- нормативные рекомендации по величине регулирования длины расстрела полностью удовлетворяют фактическим условиям эксплуатации расстрелов только при их расположении в сечении с углами  $\omega_p \leq 30^\circ$  (т.е. центральных расстрелов и хордальных, расположенных в центральной части ствола и отсекающих дугу по контуру крепи величиной не менее  $120^\circ$ );

- при расположении хордальных расстрелов с углами  $30^\circ < \omega_p \leq 60^\circ$  (т.е. в периферийных зонах поперечного сече-

ния, с отсечением дуги 60-120°) в стволах глубиной свыше 1000 м (при  $D_{св} = 6-7$  м) и свыше 800 м (при  $D_{св} = 8$  м), соблюдение нормативных рекомендаций не обеспечивает необходимой величины регулирования расстрела в продольном направлении. Ее значение должно быть увеличено по сравнению с нормативным в зависимости от глубины на 12-56 % в стволах с  $D_{св} = 6-7$  м и на 20-74 % – в стволах с  $D_{св} = 8$  м;

- проектирование хордальных расстрелов с  $\alpha_p > 60^\circ$  технически и экономически нецелесообразно;

- одинарные консоли должны проектироваться с углом  $\alpha_p \leq 45^\circ$ , в этом случае предусмотренная нормативами величина регулирования длины консоли отвечает фактическим условиям эксплуатации армировки во всех стволах, за исключением глубоких стволов, для которых предел регулируемости консоли должен быть увеличен на 2-11 % при  $1100 < H < 1200$  м и на 12-25 % при  $H \geq 1200$  м (в зависимости от диаметра ствола) относительно нормативных значений.

---

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Сыркин П.С., Ягодкин Ф.И., Мартыненко И.А. Технология армирования вертикальных стволов – М.: Недра, 1996. – 202 с.

2. Прокопова М.В. Обоснование параметров крепи и жесткой армировки глубоких вертикальных стволов с учетом фактических отклонений от проекта в процессе проходки. Дисс... канд. техн. наук. – Новочеркасск: ЮРГТУ, 2004. – 139 с.

3. Методика расчета жестких армировок вертикальных стволов шахт. – Донецк: ВНИИГМ им. М.М. Федорова, 1985. – 160 с.

4. Левит В.В. Разработка и обоснование технологии и параметров армирования вертикальных

стволов с применением расстрелов на анкерах. Дисс... канд. техн. наук. Днепропетровск. – Гос. горн. акад. Украины. 1993. – 166 с.

5. Инструкция по проектированию и монтажу армировки вертикальных стволов шахт с креплением элементов армировки на анкерах РД.12.18.089 - 90 - Харьков. ВНИИОМШС, 1990. – 83 с.

6. Прокопов А.Ю., Прокопова М.В. Проектирование параметров жесткой армировки с учетом ожидаемых отклонений крепи стволов от проектного положения// Известия ТулГУ. Серия Геомеханика. Механика подземных сооружений. Вып. 2. – Тула: Изд-во ТулГУ, 2004. – С. 212-216.

---

#### Коротко об авторах

Прокопов А.Ю. – Шахтинский институт ЮРГТУ (НПИ), г. Шахты.



**МОДЕЛИРОВАНИЕ И ПРОМЫШЛЕННОЕ ПРИМЕНЕНИЕ  
ПРОСТРАНСТВЕННЫХ КОНСТРУКЦИЙ АРМИРОВКИ  
СТВОЛОВ НА УЧАСТКАХ ДЕФОРМИРУЮЩЕГОСЯ  
ПОРОДНОГО МАССИВА**

**П**ри проходке и эксплуатации вертикальных стволов в условиях деформирующегося породного массива применяются самые разнообразные методы и средства защиты армировки от нарушений, описанные в литературе [1-4] и др. Однако известные способы защиты армировки вертикальных стволов от влияния деформирующейся крепи имеют ряд существенных недостатков:

- компенсирующие конструкции требуют принудительной регулировки, что крайне затруднительно в условиях эксплуатируемого ствола;
- не обеспечивается надежная защита армировки в случаях, если возникающие деформации превышают пределы регулируемости, предусмотренные конструкцией; векторы возникающих усилий не совпадают с осью податливости конструкции; происходит нарушение устойчивости крепи и заделки расстрелов.

В связи с этим автором были разработаны новые конструктивные решения и технологии армирования вертикальных стволов, обеспечивающих безремонтную эксплуатацию армировки в условиях деформирующегося породного массива [5]. Обеспечение работоспособности армировки на участке деформирующегося породного массива достигается применением пространственных конструкций с разрывом связи в системе «крепь – армировка».

Согласно [6], одним из важнейших требований, предъявляемых к армировке, является обеспечение стабильности (динамической устойчивости) движения

подъемных сосудов, а основными ограничением является величина прогиба в точках крепления проводников к расстрелам. Конструктивные параметры схем армировки для участков деформирующегося массива, разработанных в [5] обусловлены требованиями прочности, жесткости, общей и местной устойчивости.

Для определения основных геометрических параметров и области применения разработанных конструкций установим закономерность изменения величины прогиба среднего яруса пространственной конструкции армировки в зависимости от ее высоты, типоразмера и скорости движения подъемного сосуда. Исследование напряженно-деформированного состояния (НДС) армировки выполним на примере пространственной конструкции, разработанной для типовой схемы К2 Южгипрошахта [7]. Высота конструкции изменяется от 12,5 м до 31,25 м с шагом армировки – 6,252 м.

Исходя из конструктивных решений разработанной армировки, принята следующая расчетная схема (рис. 1).

Узел соединения опорных расстрелов 1 с крепью ствола 2 моделируем шаровым шарниром. Согласно исследованиям, выполненным во ВНИИГМ им. М.М. Федорова [8], осуществить полное защемление практически невозможно. В реальных конструкциях армировки возможно только частичное защемление: среднее между полным защемлением и шарнирным опиранием. Кроме того, предположение о шарнирном опирании концов расстрелов позволяет проектировать ар-

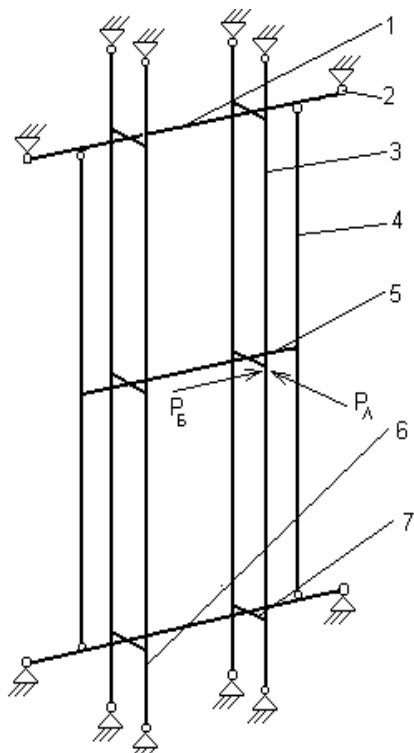


Рис. 1. Расчетная схема

подъемного сосуда передаются на головку рельса, то в расчетной схеме соединение проводников и расстрелов моделируется жесткой вставкой 7, длина которой равна высоте рельса.

Типы поперечных сечений элементов назначены, исходя из условий технологичности монтажа конструкции. Опорные и промежуточные расстрелы выполняются из двутавровых балок, рекомендуемых «Методикой...» [9]. Вертикальные стойки – из толстостенных труб. В качестве проводников применяются железнодорожные рельсы типа Р50. Собственный вес равномерно распределяем по всем элементам конструкции.

На проводник в центре конструкции действует динамическая сила  $P$  от движущегося подъемного сосуда, определяемая по [9], в результате чего возникает прогиб конструкции.

При исследовании в качестве подъемных сосудов использованы одно- и двухэтажные клетки, предназначенные для схем армировки с односторонним расположением проводников (табл. 1).

Скорость движения клеток изменяется от 0 до 12 м/с. Исследуем НДС конструкции армировки при движении клеток с различной скоростью.

Исследование работы конструкции выполняем, используя метод конечных элементов (МКЭ). Как известно, МКЭ дает приближенное решение задачи об опреде-

мировку с определенным запасом прочности.

Соединения проводников 3 с расстрелами 1 и 5 считаем жесткими и вертикальных стоек 4 с расстрелами 1 – шарнирными, а с расстрелами 5 – жесткими. Связь конструкции с регулярной армировкой моделируется консолями 6 с шарнирными опираниями по концам.

Так как нагрузки от движущегося

Таблица 1  
Характеристика клеток

Типоразмер клетки	Масса порожней клетки, кг	Тип и масса грузовой вагонетки, кг		Масса грузовой клетки, кг
1НОВ255-3.2	2800	ВГ-1.4	3625	6425
1НОВ360-6.0	4000	ВГ-2.5	6300	10300
1НОВ400-9.0	6000	ВД-3.3	9120	15120
1НОВ520-15.0	8990	ВД-5.6	14500	23490
2НОВ360-11.5	7900	ВГ-2.5	6300	20500
2НОВ400-15.0	9990	ВД-3.3	9120	28230
2НОВ520-15.0	12240	ВД-5.6	14500	41240

лении НДС конструкций. Однако в данной (рамной) системе все конечные элементы являются элементами стержневого типа, для которых выражения аппроксимирующих функций задаются точно (в рамках технической теории изгиба), и, следовательно, решение получается точным.

НДС конструкции описываем конечно-элементной моделью

$$R \cdot \overset{1}{Z} = \overset{1}{F},$$

где  $R(n, n)$  – матрица жесткости конструкции;  $\overset{1}{Z}(n)$  – вектор обобщенных перемещений узлов;  $\overset{1}{F}$  – вектор внешних силовых воздействий,  $n$  – число степеней свободы.

Элементы матрицы жесткости конструкции вычисляются суммированием элементов матриц жесткости отдельных конечных элементов.

Условие равновесия конечного элемента составляется на основании принципа возможных перемещений

$$(\delta \overset{r}{h})^T \overset{r}{S} - \int_V (\delta \overset{r}{\varepsilon})^T \overset{r}{\sigma} dV = 0, \quad (1)$$

где  $\overset{r}{h}$  и  $\overset{r}{S}$  – векторы узловых перемещений и реакции узлов конечного элемента; векторы относительных деформаций и напряжений в произвольной точке конечного элемента;  $V$  – объем конечного элемента;  $T$  – индекс транспонирования.

Размерность векторов  $\overset{1}{h}$  и  $\overset{1}{S}$  обусловлена числом степеней свободы конечного элемента, а векторов  $\overset{1}{\varepsilon}$  и  $\overset{1}{\sigma}$  – типом конечного элемента и принятой технической теорией. Так конечный элемент пространственной рамной конструкции в рамках технической теории изгиба имеет 12 степеней свободы (три линейных и три угловых смещения в каждом узле), а векторы  $\overset{1}{\varepsilon}$  и  $\overset{1}{\sigma}$  имеют вид

$$\overset{r}{\varepsilon} = [\varepsilon_z \gamma_{xz} \gamma_{yz}]^T; \overset{r}{\sigma} = [\sigma_z \tau_{xz} \tau_{yz}]^T.$$

Полагаем, что

$$\overset{r}{\varepsilon} = D \Phi \overset{1}{U} = B \overset{1}{U}; \overset{r}{\sigma} = E \overset{1}{\varepsilon}, \quad (2)$$

где  $D$  – дифференциальный матричный оператор, вид которого зависит от типа конечного элемента;  $\Phi$  –

так называемая матрица функций формы;  $E$  – матрица упругости материала.

Подставляя соотношения (2) в уравнение равновесия (1) и учитывая, что  $\delta \overset{r}{\varepsilon} = B \delta \overset{1}{U}$ , имеем

$$(\delta \overset{r}{U})^T \left( \overset{r}{S} - \int_V B^T E B \overset{r}{U} dV \right) = 0. \quad (3)$$

Так как уравнение (3) должно выполняться при любых возможных перемещениях,

$$\overset{r}{S} - \left( \int_V B^T E B \overset{r}{U} dV \right) \overset{r}{U} = 0, \text{ и}$$

$$\text{следовательно, } \overset{r}{S} - r \overset{1}{U} = 0.$$

Матрица жесткости отдельного конечного элемента

$$r = \int_V B^T E B dV.$$

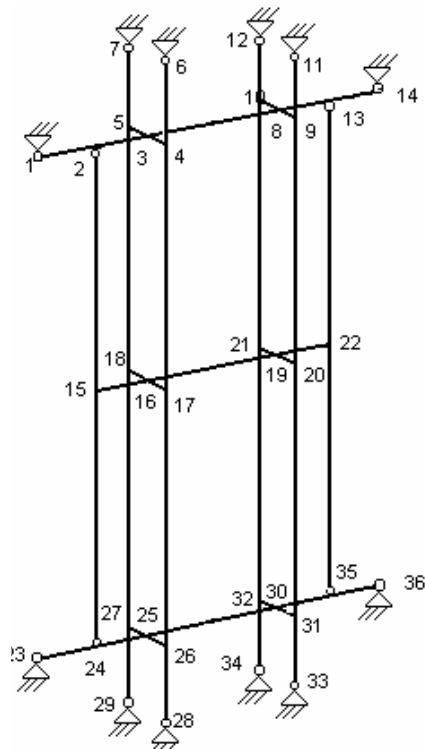
Это соотношение позволяет построить матрицу жесткости любого конечного элемента.

Расчет конструкции по МКЭ предполагает обработку большого объема числовой информации. Поэтому реализация алгоритмов МКЭ возможна только с использованием ЭВМ. В настоящей работе конечно-элементный анализ работы пространственной конструкции армировки в виде плоской рамы выполняем с использованием вычислительного комплекса (ВК) «Зенит».

Исходная информация представляется в виде набора числовых массивов, характеризующих геометрию и топологию конструкции; физико-механические свойства материала; геометрические характеристики поперечных сечений элементов; внешние нагрузки; кинематические, в том числе опорные, связи. Результатом расчетов являются внутренние усилия в элементах и перемещения узлов конструкции.

Расчет НДС конструкции начинается с назначения типов и числа конечных элементов, представления расчетной схемы в виде конечно-элементной модели.





Конечно-элементная модель исследуемой конструкции (рис. 2) представляет собой систему стержневых элементов, ориентация которых задана в глобальной правой декартовой системе координат.

Расчет прогиба среднего яруса пространственной конструкции произведен с помощью МКЭ для каждой из клеток

Рис. 2. Конечно-элементная модель пространственной конструкции армировки

(табл. 1), движущихся со скоростью от 0 до 12 м/с с шагом 1 м/с при высоте пространственной конструкции от 12,5 до 31,25 м.

В результате произведенных расчетов была определена величина максимального прогиба среднего яруса конструкции армировки в виде плоской рамы по условию прочности –  $[C] \leq 0,015$  м.

Для полученных значений величин прогибов среднего яруса пространственной конструкции армировки, подобраны аппроксимирующие выражения зависимости величины прогибов конструкции  $C$  от скорости движения клетей  $V$  и высоты конструкции армировки  $H$ , т.е.  $C = f(V, H)$  (табл. 2).

Минимальный коэффициент корреляции полученных выражений составил  $R = 0,84$ , т.е. между величиной прогиба, скоростью движения клетей и высотой пространственной конструкции армировки существует тесная связь, близкая к функциональной. Т.о. найдено, что величина прогиба среднего яруса конструкции описывается полиномом второй степени и зависит от высоты конструкции и скорости движения клетей. Кроме того, доказана возможность применения таких конструкций армировки и определена целесообразная область их применения.

Таблица 2

Результаты аппроксимации зависимости  $C = f(V, H)$

Типоразмер клетки	Выражение, определяющее максимальный прогиб проводника от движущейся клетки
1НОВ520-15.0	$C = 0,059 - 0,009V - 0,005H + 9,983 \cdot 10^{-5}H^2$ ,
1НОВ400-9.0	$C = 0,027 - 0,006V - 0,003H + 6,474 \cdot 10^{-5}H^2$ ,
1НОВ360-6.0	$C = 0,025 - 0,004V - 0,002H + 4,33 \cdot 10^{-5}H^2$ ,
1НОВ255-3.2	$C = 0,015 - 0,002V - 0,001H + 9,961 \cdot 10^{-5}V^2 + 2,736 \cdot 10^{-5}H^2$ ,
2НОВ520-15.0	$C = 0,102 - 0,015V - 0,009H + 0,001V^2 + 0,001VH$ ,
2НОВ400-15.0	$C = 0,07 - 0,01V - 0,006H$ ,
2НОВ360-11.5	$C = 0,037 - 0,008V - 0,004H + 8,001 \cdot 10^{-5}H^2$

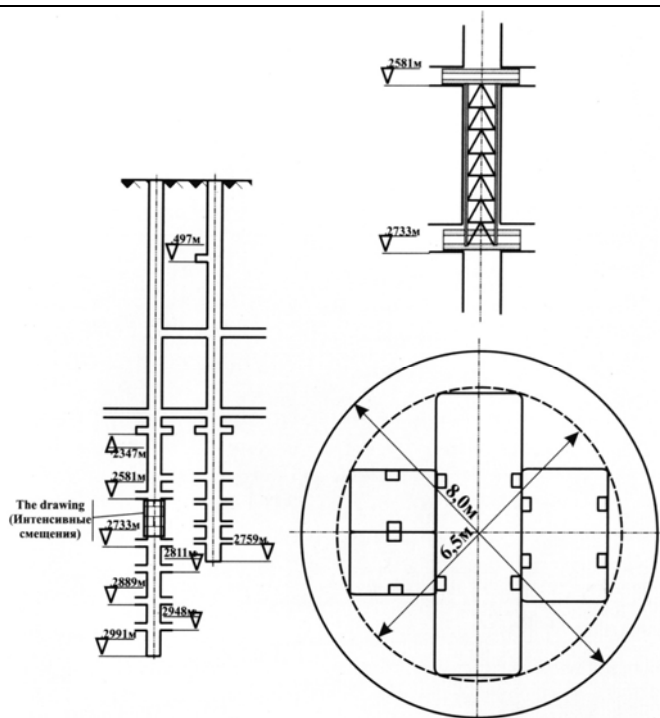


Рис. 3. Армировка вертикального ствола фирмы «Murray & Roberts» для участков, подверженным интенсивным смещениям вмещающего массива: а – общая схема горизонтов; б – участок интенсивных смещений; в – поперечное сечение ствола

Предложенные и проверенные расчетом на математической модели конструкции армировки нашли применение в практике сооружения глубоких вертикальных стволов в ближнем и дальнем зарубежье.

Вентиляционный ствол № 8 ш. им. Стаханова ГХК «Селидовуголь» диаметром в свету 7 м закреплен монолитной бетонной крепью толщиной 500 мм. Армировка жесткая. Расстрелы – из двутаврового профиля № 27С. Проводники рельсовые. Участок сопряжения ствола с гор. – 986 м подвержен активному горному давлению. В результате нарушений крепи в элементах армировки возникли недопустимые деформации, несмотря на наличие компенсирующих устройств.

Для обеспечения нормальной работы подъемного комплекса было произведено переармирование нарушенного участка ствола. Ранее установленная жесткая армировка была демонтирована и выдана на поверхность. На ее месте смонтировали жесткую армировку в виде простран-

венной конструкции высотой 12 м. Опорные расстрелы были забетонированы в лунках глубиной 450 мм выше и ниже нарушенного участка ствола.

Внедрение разработанной при участии автора технологии армирования позволило достичь следующих результатов:

- точность установки конструкций (проводников и промежуточных расстрелов) в пределах допустимых нормами;
- в настоящее время ствол находится в нормальной эксплуатации, деформаций армировки не наблюдается, несмотря на нарушения крепи ствола.

Несомненный интерес представляет зарубежный опыт применения в сложных горно-геологических условиях пространственных конструкций армировки, аналогичных разработанным автором. Такой опыт был получен шахтостроителями ЮАР при проходке сверхглубоких вертикальных стволов [10].

Южноафриканской фирмой «Murray & Roberts», специализирующейся на проходке вертикальных стволов и выполняющей горнопроходческие работы в Африке, Азии и Австралии, была разработана конструкция армировки и произведено армирование ствола в условиях активного сдвижения вмещающих пород. Обеспечение безопасности эксплуатации армировки на этом участке было достигнуто разрывом связи в

системе «крепь – армировка». С этой целью на отметках 2581 и 2733 м были смонтированы мощнейшие рамы, заделанные в крепь ствола на уровне пройденных горизонтов, а между ними была установлена колонна из проводников и

расстрелов, не заделанных в стенки ствола и с зазором от них до 1 м (рис. 3).

Применение указанной конструкции позволило обеспечить высокую надежность и безопасность подъема по стволу, эксплуатируемому в весьма сложных горно-геологических условиях.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Акимов А.Г., Козел А.М.* Защита вертикальных стволов шахт от влияния очистных работ. – М.: Недра, 1969. – 129 с.
2. *Козел А.М., Борисовец В.А., Ренко А.А.* Горное давление и способы поддержания вертикальных стволов. – М.: Недра, 1976. – 293 с.
3. *Страданченко С.Г., Голодов М.А.* Анализ причин нарушения крепи и армировки вертикальных шахтных стволов и возможные методы их предотвращения// Совершенствование проектирования и строительства угольных шахт: Сб. науч. тр. / Шахтинский ин-т. – Новочеркасск: ЮРГТУ, 2001. – С. 164-168.
4. *Ягодкин Ф.И., Страданченко С.Г., Прокопов А.Ю.* Защита армировки вертикальных стволов от влияния сложных горно-геологических условий// Научно-технические проблемы строительства и охраны горных выработок: Сб. науч. тр. / Новочерк. гос. техн. ун - т. Новочеркасск: НГТУ, 1996. – С. 18 – 24.
5. *Страданченко С.Г.* Технология армирования вертикальных стволов на участках деформирующегося породного массива. Дисс. ... канд. техн. наук. – Новочеркасск: НГТУ, 1998. – 101 с.
6. *Пособие по проектированию и монтажу жесткой армировки вертикальных стволов шахт и рудников.* СНиП II-94-80. – М.: Недра, 1989. – 160 с.
7. *Типовые материалы для проектирования 401-011-87-89.* Сечения и армировка вертикальных стволов с жесткими проводниками. – Харьков: Южгипрошахт, 1989.
8. *Гаркуша Н.Г., Храмов А.А., Кладов В.М.* О горизонтальных нагрузках на проводники жестких армировок в искривленных стволах// Исследование, разработка и эксплуатация шахтных стационарных установок.– Донецк: ВНИИГМ им. М.М. Федорова, 1981. – С. 3-8.
9. *Методика расчета жестких армировок вертикальных стволов шахт.* – Донецк: ВНИИГМ им. М.М. Федорова, 1985.– 160 с.
10. *Новик Е.Б., Левит В.В., Ильяшов М.А.* Опыт сооружения вертикальных стволов в ЮАР. – Киев: Техніка, 2004. – 64 с.

#### Коротко об авторах

*Страданченко С.Г.* – доктор технических наук, доцент, зав. кафедрой «Подземное, промышленное, гражданское строительство и строительные материалы», директор Шахтинского института Южно-Российского государственного технического университета.

© М.Г. Менжулин, Н.В. Соколова,  
А.Н. Шишов, 2005

УДК 622.02:531:538

*М.Г. Менжулин, Н.В. Соколова, А.Н. Шишов*

**СПОСОБ ОПРЕДЕЛЕНИЯ РАЗУПРОЧНЕНИЯ**

**И**звестен способ разрушения пород в результате СВЧ-воздействия на образец, установленный в поле стоячей электромагнитной волны [1], с помощью пресса ИПП-10, осуществляющего нагружение образцов при постоянной скорости деформации. В процессе нагружения самописец регистратора прибора вычерчивает диаграмму сжатия в координатах: усилие  $P$  - абсолютная деформация  $l$ . Предел прочности породы определяют по формуле:  $\sigma_{сж} = P/F_0$ , где  $P$  - нагрузка, соответствующая разрушению;  $F_0$  - площадь сечения образца. Однако этот способ не позволяет полностью оценить степень разупрочнения скальной породы в процессе нагружения, т.к. не учитывает дефектную структуру породы.

Для оценки прочности скальных пород известен способ определения длительной прочности материала [2]. Этот способ относится к анализу материалов путем определения их физических свойств, к определению механического состояния нагруженных материалов, их долговечности и может использоваться для определения времени до возникновения предразрывного состояния в результате накопления трещин в материале. Сущность способа заключается в следующем. Разрушение нагруженных твердых тел (с любым типом межатомной связи, надатомной и дефектной структурой) является термоактивированным процессом, причем время ожидания разрушения при напряжении  $\sigma$  и абсолютной температуре  $T$  описывается формулой С.Н. Журкова

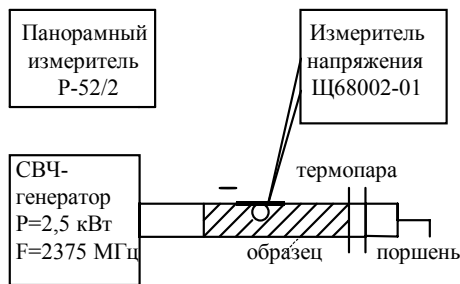
$$t = t_0 \exp((U_0 - \gamma\sigma) / RT), \quad (1)$$

где  $t_0$  - время;  $U_0$  - энергия активации;  $R$  - универсальная газовая постоянная;  $T$  - абсолютная температура материала,  $\gamma$  - структурный коэффициент. Дальнейшие

шаги связаны с исключением из формулы параметра  $\gamma$  путем включения величины  $U_0$ , которую находят из температурной зависимости кратковременной прочности  $U_0 = RT^* \ln(t^*/t_0)$ . Однако этот способ не позволяет оценить стадии разупрочнения скальной породы в процессе нагружения с учетом дефектной структуры, т.к. дальнейшие шаги связаны с исключением из формулы параметра  $\gamma$  (отражающего состояние дефектной структуры).

Способ определения разупрочнения нагруженных при СВЧ-нагреве скальных горных пород позволяет устранить указанный недостаток, а именно, повысить эффективность разупрочнения скальных горных пород при добыче и переработки минерального сырья при оптимальных режимах электромагнитного нагружения и обусловленного им развития микротрещиноватости.

Технический результат достигается тем, что по способу определения стадии разупрочнения нагруженных горных пород, заключающемуся в определении прочности породы при изменении температуры и построении графика температурной зависимости прочности сначала определяют количество  $n_0$  и размер  $l_0$  естественных микротрещин в единичном объеме образца породы в заданной точке, после чего облучают образец в поле стоячих электромагнитных волн и определяют в этой же точке температуру нагрева и структуру дефектов, концентрацию  $n_i$  и размер  $l_i$ , наведенных при нагружении микротрещин в данном интервале температур, строят зависимость концентрации трещин от размера, по которой определяют коэффициент слияния трещин как отношение двух размеров трещин наибольшей концентрации, рассчитывают проч-



ность  $\sigma$  и строят график температурной зависимости  $\sigma = f(T)$ , на основании чего выделяют технологические стадии разупрочнения.

Предлагаемый способ определения разупрочнения скальных пород и прочности породы дает информацию о температурной зависимости количества наведенных микротрещин при СВЧ-нагреве, которые могут быть измерены на образцах, помещенных в поле стоячих электромагнитных волн. Ввиду различных свойств минеральных компонентов породы при СВЧ-нагреве наблюдается разница в температурах и коэффициентах термического расширения, возникают существенно различные по параметрам напряженные состояния, что усугубляется наличием структурной неоднородности и естественной трещиноватости, приводящим к появлению концентраций напряжений и развитию наведенной микротрещиноватости. В соответствии с кинетической теорией прочности концентрация наведенной трещиноватости приводит к изменению термокинетических параметров и изменению предела прочности породы. Основой научных исследований явились работы ведущих специалистов в области кинетической теории прочности: С.Н. Журкова, М.Г. Менжулина и др.

С учетом трещиноватости прочность скальной породы описывается выражением

ем кинетической теории прочности, в основе которой лежит формула С.Н. Журкова (1). Термокинетические параметры в зависимости от концентрации трещин изменяются в соответствии с выражениями:  $U_o = U_{oo} (N - n_1)^3 / (N - n_o)^3$ ,

$\gamma = \gamma_{oo} (N - n_1)^2 / (N - n_o)^2$ , где  $U_o, \gamma$  – параметры среды при наведенной концентрации трещин  $n_1$ ;  $U_{oo}, \gamma_{oo}$  – параметры для естественной среды;  $N$  – предельная концентрация микротрещин, обеспечивающая разрушение;  $(N - n_1)$  – количество микротрещин в единице объема, которые должны быть созданы в процессе воздействия электромагнитного поля для обеспечения разрушения. Тогда прочность скальной породы  $\sigma$  с учетом наведенной трещиноватости определяется как

$$\sigma = U_{oo} / \gamma_{oo} ((N - n_1) / (N - n_o)) \times [1 - RT / U_{oo} ((N - n_o) / (N - n_1))^3 \ln(\tau / \tau_o)] \quad (2)$$

При нагружении скальной породы происходит накопление мелких трещин до их некоторой критической концентрации  $N = n_v$  в единице объема, после чего начинается их попарное слияние с образованием укрупненных трещин. Предельная концентрация трещин  $N$  размера  $l_i$  в единице объема определяется как  $N = 1 / \kappa^3 l_i^3$ , где  $\kappa$  – концентрационный параметр слияния трещин, определяется как отношение двух размеров трещин  $l_2$  и  $l_1$ , при которых концентрация трещин наибольшая,  $\kappa = l_2 / l_1$ . Размеры трещин  $l_2$  и  $l_1$  находят из графиков распределения трещин для данной температуры СВЧ-нагрева (рис. 1). Тогда прочность породы  $\sigma$  равна

$$\sigma = U_{oo} / \gamma_{oo} ((1 / (l_2 / l_1)^3 l_i^3 - n_T) / (1 / (l_2 / l_1)^3 l_i^3 - n_o)) \times [1 - RT / U_{oo} ((1 / (l_2 / l_1)^3 l_i^3 - n_o) / (1 / (l_2 / l_1)^3 l_i^3 - n_T))^3 \ln(\tau / \tau_o)] \quad (3)$$

где  $U_{00}$  - энергия активации разрушения до нагружения, Дж/моль;  $\gamma_{00}$  - активационный объем до нагружения, Дж/моль Па;  $R$  - универсальная постоянная, Дж/моль К;  $T$  - абсолютная температура, К;  $n_T$  - количество всех трещин при нагружении, ед./м<sup>3</sup>;  $n_0$  - количество всех трещин до нагружения, ед./м<sup>3</sup>;  $l_1$  - длина трещин, при которой наблюдается первый максимум концентрации трещин, м;  $l_2$  - длина трещин, при которой наблюдается второй максимум концентрации трещин, м;  $l_i$  - длина  $i$ -ой трещины, соответствующая предельной концентрации трещин, м;  $\tau_0$  - период колебания атомов в кристаллической решетке, сек.;  $\tau$  - долговечность породы, время ожидания разрушения, сек.

Определение прочности скальной породы при СВЧ-нагреве выполнялось с помощью установки частотой 2375 МГц с выходной мощностью 2,0 кВт (рис. 1). В результате СВЧ-воздействия на образец, установленный в поле стоячей волны  $S = 45$  Вт/см<sup>2</sup>, обеспечивалась плотность тепловых источников  $q = 2,5$  Вт/см<sup>3</sup>. СВЧ-электро-магнитная волна вводилась в объем породы, а с противоположной стороны размещался экран так, чтобы вектор напряженности электрического поля был

направлен перпендикулярно к его поверхности.

Объектом исследования явились характерные типы гранитов Ленинградской области: гранит с размером зерен от 0,4 до 4,5 мм. и содержанием минералов в его составе: кварц – 30 %, калиевый

Рис. 2. Распределение трещин по размерам до нагружения и при СВЧ-нагреве.  $\sigma$ , МПа

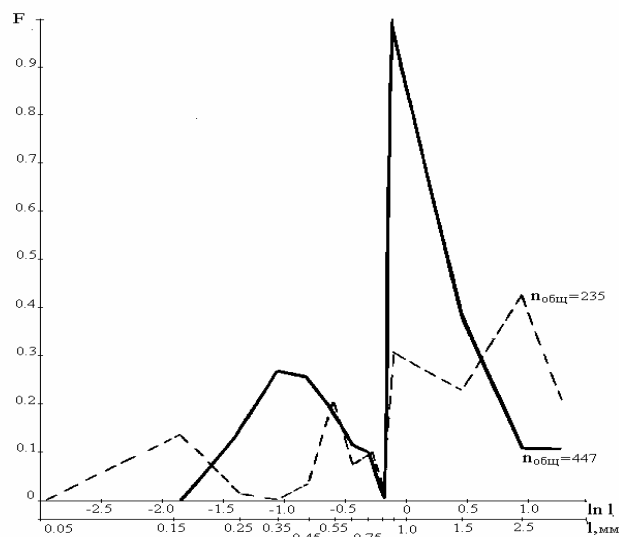


Рис. 1. Блок-схема стенда СВЧ-нагрева

полевой шпат – 50 %, плагиоклаз – 10 % и биотит – 10 %. Образец гранита в виде бруска сечением 90x45 мм<sup>2</sup> длиной 200 мм помещался в волноводный тракт. Одна из сторон образца шлифовалась микропорошками К3-10, М-20, а затем полировалась порошками окиси хрома до получения равномерной зеркальной поверхности.

Определение распределения концентрации трещин ( $n_0$  и  $n_i$ ) по размерам ( $l_0$  и  $l_i$ ) осуществлялось с помощью микроскопа "Мир-2". Для определения кинетики развития трещин при СВЧ-нагреве предварительно определялась естественная трещиноватость образца (при ~20 °С) в единице объема в заданной точке. График распределения концентрации трещин  $n_0$  по размерам  $l_0$  в этой точке до нагружения представлен на рис. 2. пунктирной линией. Для возможности сравнения вероятностей нахождения трещин, соответствующих двум интервалам измерений  $\Delta l_1$  и  $\Delta l_2$ , удобнее находить плотности вероятностей:  $f = \Delta n_i / \Delta l_{1,2} n_{\Sigma}$ , и выбор величины  $F = f l_i^2$ , откладываемой по оси ординат, по которой можно судить о том, какая длина трещин вносит основной вклад в разрушение.

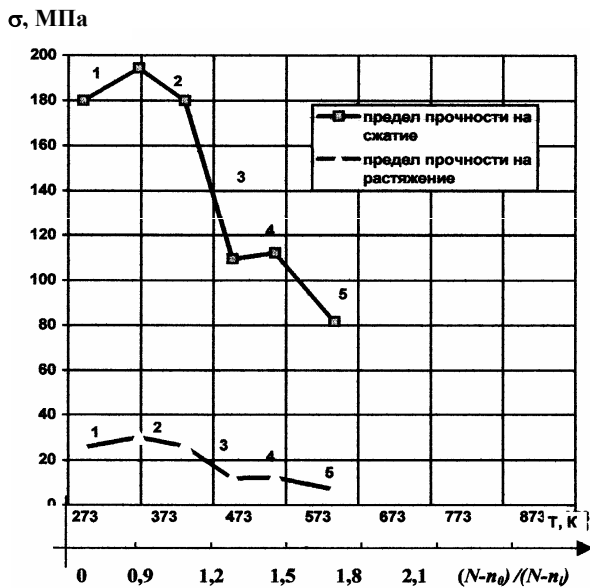


Рис. 3. Зависимости пределов прочности гранита от температуры и концентрации микротрещин

большая,  $\kappa = l_2/l_1$ . Предельная концентрация трещин  $N$  размера  $l_i$  в единице объема определяется как  $N = 1/\kappa^3 l_i^3 = 1/(l_2/l_1)^3 l_i^3$

На основании обработки графиков распределения концентрации наведенных микротрещин по размерам при СВЧ-нагреве определены: концентрационный параметр слияния трещин  $\kappa(T)$  и критическая концентрация разрушения  $N(T)$ . Прочность  $\sigma$  гранита в заданной точке определяется по формуле (3) с учетом параметров трещиноватости.

После СВЧ-нагружения образца в течении времени  $t$  осуществлялось измерение температуры  $T$  образца гранита в той же заданной точке в единице объема с помощью термопары, вводимой в щель волноводного тракта, прорезанной по широкой стенке волновода. Установка нагрева включала никель-хром-никелевую термопару, подсоединенную к измерителю температуры ПСР-1.

На основании расчетов строится температурная зависимость прочности  $\sigma(T)$  (рис. 3).

Затем под микроскопом определялась в заданной точке и единице объема качественная структура дефектов: межзерновая трещиноватость, формирование субблоков, развитие макротрещин и развитие трещин по зерну.

Анализ зависимости предела прочности от температуры СВЧ-нагрева позволяет выделить следующие характерные участки:

Далее были выполнены измерения распределения концентрации трещин  $n_i$  по размерам  $l_i$  при различных температурах СВЧ-нагрева (рис. 2, где сплошной линией показано распределение концентрации трещин после СВЧ-нагружения,  $T = 433$  К). Согласно полученным графикам распределения определяется концентрационный параметр слияния трещин, как отношение двух размеров трещин  $l_2$  и  $l_1$ , при которых концентрация трещин наи-

1 – при низкотемпературном нагреве до  $\cong 370$  К наблюдается упрочнения гранита;

2 – снижение прочности гранита в интервале температур от 370 до 500 К происходит за счет зарождения, роста и слияния более мелких трещин и перераспределения их к границам зерен образуя межзерновую микротрещиноватость; значительное снижение прочности гранита в интервале температур от 500 до 560 К связано с разделением зерен на блоки с малой областью концентрации трещин в результате их слияния;

4 – при температуре 560 К происходит разрушение – раскол образца гранита за счет развития макротрещин в пучностях электрического поля;

*Стадии разупрочнения гранита при СВЧ-нагреве*

Стадия	Т, К	Структура дефектов	$\sigma_{сж}$ , МПа	$\sigma_{расг}$ , МПа	Технология
0	293-370	Частичное закрытие трещин и упрочнение породы	195	30	сушка
1	370–500	Межзерновые трещины	180–110	26–13	дезинтеграция
2	500–560	Формирование субблоков	110–112	12–12,4	дробление
3	560–640	Развитие макротрещин	112	12	дробление
4	640	Все виды трещин	112–82	12–7	измельчение

5 – в области температур 560 ÷ 640 К происходит развитие всех видов микро-трещин.

Характер разупрочнения и разрушения скальных горных пород определяется температурным режимом, формированием локальных зон нагрева и зон термоупругих напряжений и служит основой для решения различных технологических задач. Эффективность применения СВЧ-энергии определяется способностью породы поглощать электромагнитную энергию. Удельная мощность  $P_{уд}$  поглощения, определяется

выражением  $P_{уд} = 2\pi f \epsilon' tg\delta |E|^2$ , где  $\epsilon'$  – диэлектрическая проницаемость;  $tg\delta$  – тангенс угла диэлектрических потерь;  $f$  – частота;  $E$  – напряженность электрического поля. В условиях квазиadiaбатического нагрева повышение температуры в заданной точке породы определяется выражением  $T = P_{уд} t / C$ , где  $t$  – время;  $C$  – объемная теплоемкость породы. На основании выполненных в работе исследований наведенной трещиноватости, структуры трещин и прочности породы выделены основные стадии электромагнитного разупрочнения (таблица).

Для выделения чистых фракций минералов при селективной дезинтеграции ре-

комендуется вести обработку при температуре 375-500 К, тогда изменение напряженного состояния способствует образованию межзерновой трещиноватости, что вызывает разупрочнение зерен кварца по их границам и повышает селективность их раскрытия. Экспериментально установлено, что при обработке гранита в режиме первой стадии разделение на чистые фракции размером 1,4 мм составила 98 %. По сравнению с механическим дроблением чистота минеральных фракций составляет 80 % только во фракции размером 0 – 0,1 мм.

При разделении минерального сырья на уровне минеральных агрегатов, с целью последующей отсортировки пустой породы, эффективность разупрочнения может быть достигнута в режиме второй стадии, где происходит формирование субблоков. При дроблении породы выбирается режим, соответствующий третьей стадии. Режим четвертой стадии разупрочнения используется в технологическом цикле измельчения.

Результаты используются для практических рекомендаций при выборе режимов СВЧ-электромагнитного воздействия и технологической стадии разупрочнения, соответствующие заданной технологии.

**СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ**

1. Мисник Ю.М. Основы разупрочнения мерзлых пород СВЧ-полями// -Л., ЛГИ 1982 -с.28-42.
2. Петров В.А., Петров Г.В. Способ определения длительной прочности материал// -Патент №2167404 от 05.05.1999 по м. кл. G01N3/00.
3. Менжулин М.Г. Фазовые переходы на поверхности трещин при разрушении горных пород // ДАН РФ. 1993. №3 Т.328. С.306 -307.



### **Коротко об авторах**

*Менжулин М.Г.* – доктор технических наук, профессор кафедры «Безопасность производства и разрушения горных пород»,  
*Соколова Н.В.* - научный сотрудник,  
*Шишов А.Н.* – кандидат технических наук,  
Санкт-Петербургского государственного горного института им. Г.В. Плеханова (технического университета).

### **ДИССЕРТАЦИИ**

#### **ТЕКУЩАЯ ИНФОРМАЦИЯ О ЗАЩИТАХ ДИССЕРТАЦИЙ ПО ГОРНОМУ ДЕЛУ И СМЕЖНЫМ ВОПРОСАМ**

<i>Автор</i>	<i>Название работы</i>	<i>Специальность</i>	<i>Ученая степень</i>
<b>УФИМСКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ НЕФТЯНОЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ</b>			
САНДАКОВ Виктор Александрович	Оценка склонности к замедленному разрушению объектов систем газораспределения	05.26.03	к.т.н
<b>НАВОЙСКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ ГОРНЫЙ ИНСТИТУТ</b>			
НАИМОВА Раъно Шукуровна	Разработка технологии формирования высоких одноярусных отвалов при переменной несущей способности основания	05.15.03	к.т.н
ФЕДЯНИН Алексей Сергеевич	Обоснование рациональных параметров бортов глубокого карьера на основе геофизических методов исследований	05.15.03	к.т.н

