

XXIII УРАЛЬСКАЯ ГОРНОПРОМЫШЛЕННАЯ ДЕКАДА

СБОРНИК МАТЕРИАЛОВ

**ВТОРОЙ ВСЕРОССИЙСКОЙ КОНФЕРЕНЦИИ
«Разрушение горных пород и минералов»**

1 - 2 апреля, 2025 года

Екатеринбург, Россия





Федеральное государственное бюджетное
образовательное учреждение высшего образования
«Уральский государственный горный университет»

XXIII УРАЛЬСКАЯ ГОРНОПРОМЫШЛЕННАЯ ДЕКАДА

СБОРНИК МАТЕРИАЛОВ

Второй всероссийской конференции
«Разрушение горных
пород и минералов»
1 – 2 апреля, 2025 года
Екатеринбург, Россия

Екатеринбург 2025

УДК 539.4

Ответственный редактор:

Зайцев Дмитрий Викторович, д.ф.-м.н., проректор по научной работе УГГУ

Печатается по решению Учебно-методического совета
Уральского государственного горного университета.

Разрушение горных пород и минералов: Сборник материалов второй всероссийской конференции (г. Екатеринбург, 1 апреля 2025 г.) / отв. редактор Д.В. Зайцев. – Екатеринбург: Изд-во УГГУ, 2025. – 63 с.

В сборнике материалов приводятся результаты исследований, представленных на конференции и школе молодых ученых и студентов специалистами в области геомеханики, физики пластичности и прочности горных пород, а также материалов различной природы. Особое внимание уделено взаимосвязи между структурой и прочностными свойствами горных пород и минералов. Рассмотрены проблемы построения континуальных моделей иерархически-блочных сред, параметрического обеспечения геомеханических расчетов и математических моделей горных пород, а также программное обеспечение для реализации данных моделей. Предложены критерий пластического деформирования и методика построения паспорта прочности горных пород. Обсуждаются компьютерные модели горных пород на основе метода дискретных элементов и модели с внутренними переменными (зернами, порами и т.д.), а также вопросы геодинамики, тектонофизики, гидроразрыва пластов, применения эффекта Кайзера и Ребиндера к вопросам прочности горных пород и их напряженно-деформированному состоянию.

Предназначен для специалистов в области прочности и разрушения горных пород и других материалов, а также для студентов и аспирантов соответствующих специальностей. Статьи опубликованы в авторской редакции. Оргкомитет не несёт ответственности за содержание опубликованных материалов.

© Уральский государственный
горный университет, 2025
© Авторы, постатейно, 2025

ОРГАНИЗАТОРЫ



Уральский государственный горный университет (УГГУ), г. Екатеринбург



Уральский федеральный университет (УрФУ), г. Екатеринбург



Пермский федеральный исследовательский центр Уральского отделения Российской академии наук (ПФИЦ УрО РАН), г. Пермь



Институт физики прочности и материаловедения Сибирского отделения Российской академии наук (ИФПМ СО РАН), г. Томск

ОРГАНИЗАЦИОННЫЙ КОМИТЕТ

Председатель

Барях А.А., академик РАН (ПФИЦ УрО РАН, г. Пермь)

Заместитель председателя

Зайцев Д.В., д.ф-м.н. (УГГУ, г. Екатеринбург)

Состав

Жабко А.В., д.т.н. (УГГУ, г. Екатеринбург);

Пантелеев И.А., д.ф-м.н. (ПФИЦ УрО РАН, г. Пермь);

Панфилов П.Е., д.ф-м.н. (УрФУ, г. Екатеринбург);

Симисинов Д.И., к.т.н. (УГГУ, г. Екатеринбург);

Тагильцев С.Н., д.т.н. (УГГУ, г. Екатеринбург);

Турунтаев С.Б., д.ф-м.н. (ИДГ РАН, г. Москва);

Стефанов Ю.П., д.ф-м.н. (ИФПМ СО РАН, г. Томск, ИНГГ СО РАН, г. Новосибирск)

Шагалов Е.С., к.г-м.н. (ИГГ УрО РАН, г. Екатеринбург).

Хазин М.Ю., д.т.н. (УГГУ, г. Екатеринбург).

Учёный секретарь

Куклина А.А., к.т.н. (УГГУ, г. Екатеринбург)

СОДЕРЖАНИЕ

<i>А.В. Жабко, А.А. Жабко</i>	6
Непонятый гений профессор М.М. Протодяконов и развитие его идей в области устойчивости горного массива	
<i>Н.Н. Ефремовцев</i>	13
Исследования дробящего, вредных действия взрыва и комбинированных физико-химических воздействий на горные породы	
<i>А.Р. Мартынюк, Д.И. Блохин</i>	14
Математическое моделирование изменения температуры образцов геоматериалов при их циклическом деформировании	
<i>В.М. Закалинский, Р.Я. Мингазов</i>	16
Влияние взрывных работ на охрану подземных выработок при комбинированной разработке	
<i>Е.Я. Козловский, М.А. Журавков</i>	21
Влияние усадки и ползучести бетона на взаимодействие системы «Крепь - массив соляных пород»	
<i>Е.Я. Козловский, М.А. Журавков, С.И. Богдан</i>	23
О необходимости совершенствования методов трехосных испытаний при исследовании механического поведения соляных пород	
<i>И.А. Пантелеев, И.С. Ломакин, А.А. Барях</i>	24
Оценка несущей способности соляных целиков с учетом дефектности слагающих пород	
<i>В.А. Трофимов, А.В. Шляпин, Ю.А. Филиппов, Ф.С. Белоусов</i>	25
Прогнозирование выделения метана в протяженной дегазационной скважине	
<i>С.Ю. Девятков</i>	27
Математическое моделирование оседаний земной поверхности по данным радарной съемки	
<i>А.И. Докучаева, Ю.А. Филиппов, В.А. Трофимов</i>	29
Моделирование развития трещин под действием закачиваемой жидкости	
<i>М.А. Журавков, М.А. Николайчик, И.Н. Карнович</i>	31
Оценка влияния динамики движения воздушных потоков в шахтном стволе на параметры движения элементов шахтного подъемного комплекса	
<i>М.А. Журавков, М.А. Николайчик, Н.М. Климкович</i>	33
Моделирование напряженно-деформированного состояния массивов горных пород с учетом особенностей их структурного состояния в окрестности подземных сооружений	
<i>А.Н. Кочанов, И.Ж. Бунин</i>	35
Исследование нано- и микромеханизмов разрушения горных пород в процессах динамических высокоинтенсивных воздействий	
<i>А.Н. Кочанов, Л.И. Молодчина, М.В. Курьянов</i>	37
Взрывное разрушение горных пород как разномасштабный пространственно-временной процесс	
<i>А.А. Куikliна, М.В. Майсурадзе, Ю.В. Юдин</i>	39
Методика прогнозирования результатов цементации сталей для бурового инструмента	

<i>И.С. Ломакин, А.А. Барях, Н.А. Самоделкина</i>	42
Опыт оценки несущей способности соляных междокамерных целиков методами математического моделирования	
<i>М.Е. Меженев, П.Е. Панфилов, Д.В. Зайцев</i>	43
О механизмах аккомодации напряжений в материалах на основе биоминерала	
<i>Д.С. Мосиенко, М.А. Леган</i>	45
Методика исследования трещиностойкости хрупких и квазихрупких материалов на основе связанного критерия разрушения	
<i>М.А. Журавков, С.Н. Лопатин, М.А. Николайчик</i>	47
Особенности геомеханического поведения массивов горных пород в окрестности выработок на больших глубинах в условиях калийных рудников	
<i>В.Н. Одинцев, В.В. Макаров</i>	49
Сдвиговое динамическое разрушение массива монолитных горных пород	
<i>Д.А. Поспелов, И.Л. Паньков, В.Н. Токсаров</i>	51
Выделение зон нарушенности по результатам исследований деформационных свойств пород в целиках рудника Гремячинского ГОКа	
<i>С.Н. Тагильцев</i>	53
Хрупкость и пластичность минералов как фактор формирования гидрогеологических свойств массивов горных пород	
<i>Д.И. Симисинов, И.М. Ухов</i>	55
Влияние режимов резания на шероховатость поверхности при фрезеровании концевой фрезой тонкостенной алюминиевой детали	
<i>Н.Н. Сергиенко, Т. В. Васильев, А.В. Песьяков</i>	57
Применение газогенераторов на основе хлората натрия при добыче блочного камня	
<i>А.А. Цаюков, А.А. Барях</i>	59
Упруго-вязкопластическая модель деформирования и разрушения междокамерных целиков	
<i>И.Е. Шиповский</i>	61
Метод сглаженных частиц SPH - перспективный инструмент для решения динамических задач геомеханики	

НЕПОНЯТЫЙ ГЕНИЙ ПРОФЕССОР М.М. ПРОТОДЬЯКОНОВ И РАЗВИТИЕ ЕГО ИДЕЙ В ОБЛАСТИ УСТОЙЧИВОСТИ ГОРНОГО МАССИВА

А.В. Жабко, А.А. Жабко

ФГБОУ ВО «Уральский государственный горный университет»

Email: zhabkoav@mail.ru

Известно, что профессор М.М. Протодьяконов привнес в горные науки и, прежде всего, в геомеханику аналитические способы исследований и, фактически, перевел ее из разряда искусства в разряд науки. Коэффициент крепости по шкале проф. М.М. Протодьяконова f определяет сопротивляемость технологическому разрушению горной породы (дробимость, взрываемость, экскавируемость, твердость, прочность, абразивность и др.) – это можно встретить в любом учебнике по горному делу и геомеханике.

Именно в таком виде, как удобный показатель, данный коэффициент использовался и используется по сей день в горном деле для оценочных расчетов технологических процессов, хотя, как указывал и сам профессор М.М. Протодьяконов, в качестве такого относительного коэффициента можно использовать среднее значение прочности на сдвиг, растяжение, сжатие и др. без особой погрешности. В действительности это не просто показатель сопротивляемости разрушению куска породы – это модель горного массива, так изящно введенная посредством увеличения внутреннего трения за счет сцепления, а сам коэффициент крепости – это показатель устойчивости массива. Но к сожалению, подавляющее большинство горных инженеров-производственников, да и людей ученых, видят в коэффициенте крепости лишь показатель, коррелирующий с прочностью на сжатие, а многие и вообще не видят разницы между крепостью и прочностью. Приведем выдержку из книги ученого [1], для оценки хода его мыслей.

Горные породы в массе своей отнюдь не представляют собой сплошных упругих тел, какие рассматриваются, обыкновенно, в курсе сопротивления материалов. Даже там, где породы на вид кажутся совершенно сплошными, достаточно подвергнуть их какому-нибудь механическому воздействию, например, заставить их прогибаться над какой-нибудь выработкой ..., наконец просто взорвать и тотчас же обнаружится присутствие незаметных трещин. Явление это настолько известно всякому горняку или геологу, что даже в условных обозначениях пород вводятся указания на их трещиноватость и разделение на куски. А знаменитый Гейм прямо различает понятия крепость породы в куске и крепость пород в массе. Указанное обстоятельство имеет самое решающее значение в вопросе о том, можно ли к давящим на крепь породам применять законы сплошных упругих тел. Кабы ни мала, ни незаметна была трещина, – тело уже перестает быть сплошным. Можно разломить кусок, затем сложить его по-прежнему настолько плотно, что трещину трудно будет заметить, но ясно, что такой разломанный кусок все же потеряет свойства сплошного тела: на растяжение работать он совсем не сможет, на изгиб – то же; при сдвигании будет сопротивляться только сила трения и т.д. Ясно, что характерные для сплошных упругих тел соотношения между растягивающими и сжимающими усилиями, между продольными и поперечными деформациями, между сжимающими или растягивающими и скалывающими напряжениями, между усилиями и деформациями – уже изменятся.

Само собой разумеется, что рассматриваемые породы нельзя считать также и настоящими несвязными (сыпучими) телами, ибо в последних существует только трение, а здесь имеется и некоторая связь кусков между собою. Гранитный массив,

разбитый трещинами на отдельные, все же отнюдь не является грудой гранитного щебня и т.п., поэтому горные породы в массе представляют собой нечто среднее между сплошными и сыпучими, то ближе к первым, то ко вторым, и если попробовать применить к ним законы сыпучих тел, то сделать это можно лишь с известными оговорками и поправками, подобно тому, как это пришлось бы сделать, принимая их за сплошные упругие тела.

Идея наша и заключается в том, что мы рассматриваем горные породы как тела до известной степени несвязные и применяем к ним законы сыпучих сред, но в характерный для последних коэффициент трения вводим и связь между частицами, отчего величина его увеличивается. Так если при движении по плоскости сила возникающего трения на единицу поверхности есть F , равное нажимающей силе, умноженной на коэффициент трения f , ($F = fN$), то прибавляя сюда еще силу сцепления частиц c , тоже на единицу поверхности, получим общее сопротивление сдвиганию $F' = fN + c$ или как бы увеличенный коэффициент трения – «кажущийся коэффициент трения»:

$$f' = \frac{F'}{N} = \frac{fN + c}{N}.$$

Конечно, такое воззрение искусственно, конечно, при этом возникает множество затруднений, главным образом, принципиального характера, но, если окажется, что такой прием с достаточной для практики точностью оправдывается, – цель наша будет достигнута [1].

То есть коэффициент крепости (кажущийся коэффициент трения) – это характеристика аналогичная коэффициенту внутреннего трения настоящих сыпучих тел, только значительно превышающее его вследствие учета сцепления в массиве.

М.М. Протодяконов пишет, что коэффициенты крепости можно рассматривать с точки зрения большей или меньшей легкости добывания... также в отношении их устойчивости при проведении выработок, в вопросе о креплении, о предохранительных целиках, об оседании дневной поверхности. Таким образом, приведенная трактовка понятия крепость, предложенная М.М. Протодяконовым существенно отличается от понятия прочность, под которым понимается сопротивляемость материала элементарным видам напряжения. Важнейшим свойством классификации является ее относительность, то есть для каждого конкретного вида воздействия на породу можно составить свою относительную шкалу. Однако здесь необходимо четко понимать, что коэффициент крепости для одной и той же породы, например, при бурении и подработки будет различным, так как в первом случае трещиноватость не влияет, а во втором – она имеет решающее значение. Важнейшим утверждением М.М. Протодяконова является то, что как считал он: если какая-нибудь порода крепче другой в отношении $f_1 : f_2$ в одном каком-нибудь смысле (например при бурении), то и во всяком другом (например, при креплении, оседании поверхности, взрывных работах и т.д.) она будет крепче в таком же отношении. Этот тезис М.М. Протодяконов полагал очень важным, считая, что именно поэтому для всех видов крепости породы может быть составлена одна и та же классификация их [2].

К шкале крепости пород по шкале М.М. Протодяконова (здесь не приводится) были даны весьма существенные замечания, которые, как указывает Л.И. Барон [2] были оставлены некоторыми специалистами без внимания, что в последующие годы явилось причиной ряда недоразумений: 1) относить каждую породу к той или иной категории надлежит не по одному только ее наименованию, но и по физическому состоянию Выветрившиеся, разрушенные, разбитые отдельностью, перемятые и т.д. относить к более низким категориям ...; 2) указанный коэффициент крепости считать характеризующим относительную крепость породы во всех разнообразных отношениях,

имеющих значение в горном деле: а) в отношении добываемости ручными работами; б) буримости; в) взрываемости; г) устойчивости при обрушениях; д) производимого давления на крепь и т.д. Пример. Пусть данный гранит являясь крепким ($f = 10$), разбит сильной отдельностью. Для бурения шпуров это не имеет значения и поэтому величину f надо принимать указанную. Но при взрывании такой гранит легко распадется на части и взрывчатого вещества потребуется немного, а поэтому для этого процесса его надлежит брать 8 или 6, смотря по обстоятельствам (для каждого процесса брать особую его величину) [1, 2].

Зададимся вопросом, а часто мы задумываемся каким способом был определен коэффициент крепости, приведенный в геологическом отчете или проекте и насколько корректно рассчитывать, например, углы сдвижения массива по значению коэффициента крепости, определенному по результатам бурения? Думаю, дальнейших рассуждений не требуется. Впрочем, вернемся к показателю устойчивости массива f' .

Чувствовал великий горняк-ученый, что есть какая-то дополнительная скрепляющая массив сила, препятствующая потере его устойчивости. Структура массива, по-видимому, интуитивно учитывается М.М. Протодяконовым посредством усиления трения с пониманием того, что вследствие угловатости массив должен быть более прочным. Интуитивно или нет, но он учел более высокую несущую способность угловатого блочного массива, относительно сыпучего материала. Главной методологической заслугой проф. М.М. Протодяконова является то, что он впервые рассматривал горный массив не как сплошную среду с абстрактными не существующими эквивалентными характеристиками, а как реальный массив с одной стороны, обладающим свойствами сыпучей среды, а с другой, имеющий большую сопротивляемость внутреннего трения за счет сцепления между блоками. Ученый понимал, что применять к трещиноватому массиву законы механики сплошной среды – путь в никуда. Единственное, в чем можно упрекнуть великого гения (на взгляд автора), так это в том, что в качестве дополнительной силы, повышающей устойчивость массива, он выдвигал сцепление, которое в действительности между структурными блоками массива стремится к нулю (сцепление по трещине). Горный массив действительно повышает свою несущую способность или устойчивость вследствие “кажущегося” увеличения внутреннего трения, но не только за счет сцепления, а в основном за счет дилатансионных процессов или угловатости массива (расклинивание). Очень важно заметить, что хоть М.М. Протодяконов и проводил аналогию между углом внутреннего трения и кажущимся углом трения, последним нельзя пользоваться как углом трения, например для подсчета сил сопротивления трением (например, в методе предельного равновесия при оценке устойчивости бортов карьера), так как угол трения – это сопротивление срезу сплошной среды, а кажущийся угол трения – это показатель устойчивости модели М.М. Протодяконова, являющейся некой средней субстанцией между сплошной и сыпучей средой, то есть имеет место другая механика разрушения массива (об этом речь пойдет ниже).

Что касается относительной шкалы устойчивости трещиноватого массива, то ее составление задача уже куда более сложная, так как требует гибкого учета характеристик трещиноватости, условия нагружения и многого другого (коэффициент крепости не учитывает явно структуру массива). Отчасти именно поэтому коэффициент крепости и рассматривается в своем большинстве как характеристика породы, а не массива. Но в данном случае важна идея, которой уже более 100 лет, которая родилась в момент превращения горного искусства в горную науку.

В работе [3] был получен аналитический критерии устойчивости (прочности) трещиновато-блочных сред с учетом дилатансионных процессов, происходящих в массиве при разрушении. Для обоснования несущей способности больших массивов с

относительно небольшим уровнем минимального главного напряжения (борта карьеров, процесс сдвижения) данный критерий имеет вид [3]:

$$\sigma_1 = \frac{\cos \varphi' C'}{\cos \vartheta \sin(\vartheta - \varphi')} + \frac{1 + \frac{3}{2} \operatorname{tg} \vartheta \sin[2(\vartheta - \varphi')]}{3 \sin^2(\vartheta - \varphi')} \sigma_3. \quad (1)$$

где ϑ – угол наклона площадки к оси, совпадающей с направлением действия минимального главного напряжения, на момент начала подвижки по трещине отдельности; σ_1, σ_3 – главные предельные напряжения; C', φ' – сцепление и угол трения по трещине отдельности.

Согласно критерию (1), сопротивление разрушению блочной среды складывается из сопротивления по трещине отдельности при объемном напряженном состоянии и сопротивления развороту структурного блока в процессе деформирования (дилатансия, расклинивание среды, подобно упрочнению образца). Также примечательно, что несущая способность блочного горного массива складывается из постоянной величины и слагаемого, зависящего от уровня минимального главного напряжения, подобно критерию Кулона, причем сопротивление разворотом или расклиниванием, как и внутреннее трение учитываются как раз слагаемым, зависящим от степени обжатия. Поразительно, все как у М.М. Протоdjяконова, только вместо сцепления разворот блоков. Однако, как говорилось выше, несмотря на имеющуюся формульную схожесть, критерий (1) и критерий Кулона описывают абсолютно разные механики разрушения массива. В первом случае речь идет о сложном трансляционно-ротационном характере деформирования (потеря устойчивости), во втором случае речь идет о сдвиге (срезе) сплошной среды. Именно поэтому, как показано в работе [4] делается заключение о некорректности применения механики сплошной среды (метода предельного равновесия) для оценки устойчивости массивов (бортов карьеров и т.д.). То есть в такой среде уже нет поверхностей скольжения, вдоль которых необходимо складывать сдвигающие и удерживающие силы, потому, что нет никакого сдвига.

Необходимо понимать, что если М.М. Протоdjяконов пришел к показателю устойчивости массива по большей части интуитивно (искусственно) и без учета структуры массива, то выражение (1) получено на основе сложнейших механико-математических выкладок, описывающих сложнейшую механику деформирования образцов и массивов за пределом упругости (прочности по трещине). Да, можно говорить, что М.М. Протоdjяконов не разработал относительную шкалу устойчивости массива с учетом трещиноватости, но повторимся, здесь важна сама идея.

В статье [4] приводятся зависимости для вычисления приведенных значений характеристик массива $C_{пр}, \varphi_{пр}$ на основе критерия (1):

$$\begin{cases} \frac{\cos \varphi' C'}{\cos \vartheta \sin(\vartheta - \varphi')} = 2C_{пр} \operatorname{tg} \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi'}{2} \right) \\ \frac{1 + \frac{3}{2} \operatorname{tg} \vartheta \sin[2(\vartheta - \varphi')]}{3 \sin^2(\vartheta - \varphi')} = \frac{1 + \sin \varphi_{пр}}{1 - \sin \varphi_{пр}} \end{cases}. \quad (2)$$

Важно отметить, что величина $C_{пр}$ в зависимости (2) незначительна, так как C' стремится к нулю, напротив, приведенное значение угла внутреннего трения может, в зависимости от ориентировки трещиноватости по отношению к главным напряжениям, достигать 90° . Таким образом, $\varphi_{пр}$, вбирающий в себя сопротивление внутренним трением и сопротивление расклиниванием (дилатансией) является полным аналогом

кажущегося угла внутреннего трения М.М. Протодяконова, однако в отличие от последнего, имеется конкретная зависимость для его вычисления в зависимости от характеристик трещиноватости массива. Минимальное значение приведенного угла трения примерно составляют (для различных углов внутреннего трения) $\approx \varphi' + 6^\circ$ (самая неблагоприятная трещиноватость), то есть опять все как писал М.М. Протодяконов, что при самой неблагоприятной трещиноватости массив близок к сыпучей среде, но все же несколько более устойчив. При $\vartheta < \varphi'$ и $\vartheta \rightarrow 90^\circ$ массив наиболее устойчив (нормальносекущая трещиноватость). В табл. 1, с использованием критерия (1) и зависимостей (2), приведена условная (приближенная) классификация массива горных пород по степени его устойчивости в зависимости от ориентировки его трещиноватости.

Таблица 1. Показатель устойчивости горного массива, учитывающий ориентировку трещиноватости

Категория	Характеристика массива	Степень устойчивости массива	Показатель устойчивости массива f
I	Падение трещиноватости в массив или $\varphi_{\text{пр}} \approx 90^\circ$	В высшей степени устойчивые массивы пород	11-20
II	Нормальносекущая трещиноватость $80^\circ \leq \varphi_{\text{пр}} \leq 85^\circ$	Массивы пород повышенной устойчивости	6
III	Кососекущая, нормальносекущая трещиноватость $75^\circ \leq \varphi_{\text{пр}} \leq 80^\circ$	Устойчивые массивы пород	4
IV	Кососекущая трещиноватость $65^\circ \leq \varphi_{\text{пр}} \leq 75^\circ$	Массивы средней устойчивости	2
V	Массивы разломов $\varphi_{\text{пр}} = \varphi + 5 \div 10^\circ$	Неустойчивые массивы (с хаотической неблагоприятной трещиноватостью)	1
VI	Сыпучие породы и массивы $\varphi_{\text{пр}} = \varphi$	Массивы пород пониженной устойчивости	0,5
VII	Связные породы и массивы $\varphi_{\text{пр}} = \varphi_{\text{дисп}}$	Дисперсные (мягкие) породы	< 0,5

Важно отметить, что предложенный показатель устойчивости горного массива учитывает, как прочность образца (трещины отдельности), так и ориентировку трещиноватости и фактически складывается из коэффициента трения (внутреннего трения) и сопротивления, порождаемое процессами разуплотнения или дилатансии. Коэффициент крепости М.М. Протодяконова также является суммой двух составляющих, однако профессор не предложил, как находить вторую составляющую в

зависимости от ориентировки трещиноватости (ориентировки зерен образца), поэтому коэффициент крепости является относительным показателем, а предлагаемый показатель – абсолютным!!!

Используя критерий устойчивости массива (1) или приведенные значения его характеристик на рис. 1, в качестве примера, произведен расчет областей сдвижения горных пород, используя критерий устойчивости (прочности) горного массива, то есть с учетом его трещиноватости. Желтым цветом на рисунке показаны области потери устойчивости массивом. Как следует из расчетов, при увеличении размеров выработанного пространства области запредельного деформирования увеличиваются в размерах, приближаясь к земной поверхности. После того, как они достигают земной поверхности, наступает ее полная подработка, обрушенные породы уже не создают должного подпора боковым породным призмам, которые с большей интенсивностью начинают формироваться и сдвигаться в сторону выработанного пространства. Как видно из расчетов картины распределения запредельных областей в массиве достаточно правдоподобны.

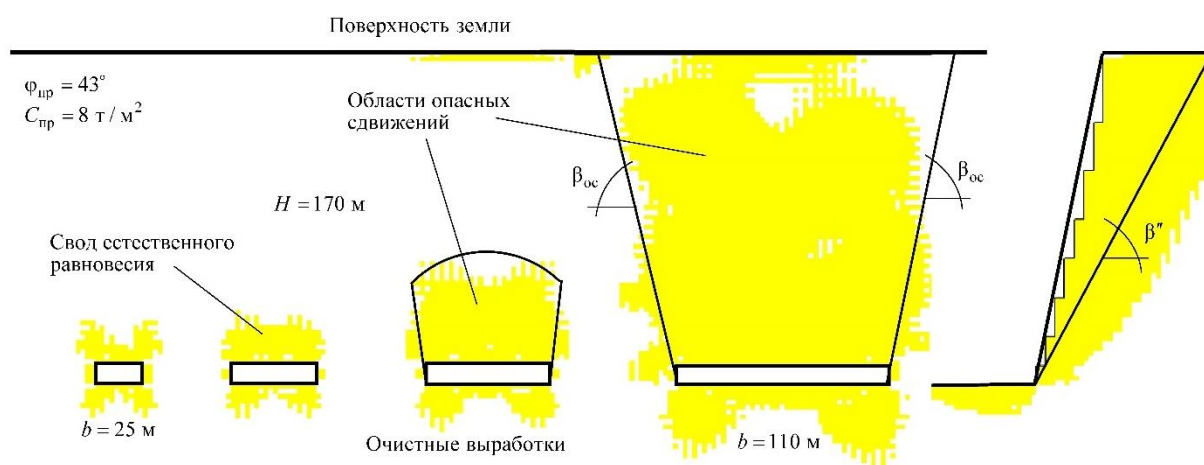


Рисунок 1. Исследование процесса сдвижения горного массива с учетом его трещиноватости

Таким образом, как было отмечено выше, устойчивость горного массива обеспечивается тремя факторами: сцепление и угол трения по трещине отдельности в условиях объемного напряженного состояния и некоторое сопротивление, порождаемое вследствие разворота и расклинивания структурных блоков, повышающее минимальное главное напряжение, а соответственно и устойчивость массива. В действительности трещиноватый горный массив отличается от образца значительно меньшей величиной сцепления по трещинам отдельности относительно величины сцепления между зернами образца и практически нулевой сопротивляемостью отрыву. Поэтому все сказанное в полной мере относится и к образцам горной породы. Это напрямую следует из предложенного автором критерия пластического состояния, определяющего критерий пластичности (предел упругости), предел прочности и всю ветвь упрочнения [5]:

– в компонентах главных напряжений σ_1 , σ_3 :

$$\sigma_3 = \sigma_1 - 2C \sqrt{\left(1 + \frac{\operatorname{tg} \varphi \sigma_1}{C}\right) \left(1 + \frac{\operatorname{tg} \varphi k \sigma_3}{C}\right)}; \quad (3)$$

– в компонентах напряжений на площадке среза τ , σ_n :

$$\tau = C(1 + \sin \varphi) + \frac{1+k}{1-k} C \sin \varphi \ln \left| \frac{(1-k)\sigma_n + 2kC \cos \varphi}{(1+k)C \cos \varphi} \right|, \quad (4)$$

где C , φ – соответственно сцепление и угол внутреннего трения горной породы; k – коэффициент упрочнения.

Именно коэффициент упрочнения, увеличивающийся в процессе деформационного упрочнения, повышает несущую способность образца за счет расклинивания его отдельных элементов (дилатансии).

Именно потому, что, например, критерий Кулона-Мора не учитывает упрочнение образца (в нем отсутствует данный параметр), при построении паспорта прочности с помощью кругов Мора (стабилометрические испытания) происходит занижение истинной величины минимального главного напряжения, действующей в образце вследствие дилатансии (расклинивания), то есть для построения кругов Мора берется приложенное боковое напряжение. Это приводит к тому, что определенный по паспорту прочности угол внутреннего трения завышен и очень часто превышает значение 45 градусов и в принципе к завышению размеров области прочности горной породы. Другими словами, истинными значениями прочностных характеристик образца являются угол внутреннего трения и сцепление по контактам зерен, определенные на пределе упругости. После предела упругости, кажущееся повышение прочности образца вызвано дилатансионными процессами (повышением нормальных напряжений на площадке сдвига), которые ошибочно расцениваются как завышенный угол внутреннего трения.

Вообще, понятие прочности можно относить только к поверхности среза или отрыва. Однако часто разрушение (дезинтеграция или разделение на 2 части) образца (а тем более массива) происходит по сложной поверхности, включающей в себя поверхности контактов зерен со сдвиговым и отрывным характером разделения. Такой характер дезинтеграции характерен для взрывоподобного (динамического) разрушения образца под воздействием накопленной энергии. В работе [6] показывается, что в образце энергия накапливается как виде сжатия (статическая), так и в виде изгиба (динамическая), даны зависимости для ее расчета, а также предложены критерии удароопасности горной породы. Именно вследствие возможности горной породы повышать свою несущую способность за счет расклинивания (упрочнение) она и получает возможность разрушаться в динамической форме.

В заключение хотелось бы отметить, что к сожалению, все то, что на заре зарождения науки о горном массиве (геомеханики) было заложено великим ученым-горняком М.М. Протоdjаконовым, хорошо понимающим его особенности, сегодня практически забыто. Вновь и вновь мы пытаемся описать сложнейшие процессы, происходящие в горном массиве при помощи механики сплошной среды, которая абсолютно не отражает модельного поведения реального горного массива.

Список литературы

1. М.М. Протоdjаконов, Давление горных пород и рудничное крепление, *ГНТИ* (1931).
2. Л.И. Барон, Коэффициенты крепости горных пород, *Наука* (1972).
3. А.В. Жабко, Критерий прочности блочных сред и обратные геомеханические расчеты, *Известия ВУЗов. Горный журнал* 6, сс. 37–47 (2020).
4. А.В. Жабко, Устойчивость трещиновато-блочного горного массива при открытой и подземной разработке месторождений, *Известия ВУЗов. Горный журнал* 1, сс. 39–54 (2025).
5. А.В. Жабко, Критерии прочности горных пород, Горный информационно-аналитический бюллетень 11-1, сс 27-46 (2021).
6. А.В. Жабко, Энергия сейсмических событий и критерии склонности горных пород к динамическому разрушению, *Известия ВУЗов. Горный журнал* 2, сс. 51–66 (2024).

ИССЛЕДОВАНИЯ ДРОБЯЩЕГО, ВРЕДНЫХ ДЕЙСТВИИ ВЗРЫВА И КОМБИНИРОВАННЫХ ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКИХ ВОЗДЕЙСТВИЙ НА ГОРНЫЕ ПОРОДЫ

Н.Н. Ефремовцев

Институт проблем комплексного освоения недр им. академика Н.В. Мельникова РАН

Email: Corresponding.noee7@mail.ru

В связи с все возрастающей актуальностью поиска взвешенных решений по выбору взрывчатых веществ и параметров буровзрывных работ с учетом вредных действий взрыва вблизи населенных пунктов разработана комплексная методика испытаний оценки дробящего и вредных действий взрыва зарядов различной конструкции в условиях полигона. Научный подход к решению сложных задач предусматривает многоуровневую комплексную оценку различных способов управления действием взрыва, исследования закономерностей влияния важнейших факторов на рациональные параметры процессов горных работ при добыче различного минерального сырья и взвешенного учета экономической, энергетической и экологической составляющих. На основе анализа результатов существующих исследований разработаны классификации методов и способов управления дробящим и сейсмическим действием взрыва.

Важность проводимых исследования обусловлена также неполным химическим превращением и неустойчивой детонацией современных ИЕ при производстве взрывных работ в реальных, сложных условиях горного производства. Одним из путей решения перечисленных выше проблем является разработка энергоэффективных «Зеленых» технологий разрушения горных пород, которые позволят сократить удельный расход ВВ и показатели вредных последствий проведения массовых взрывов на карьерах. В предшествующих исследованиях не уделялось должного внимания установлению фундаментальных закономерностей, характеризующие изменение показателей кинетики фрагментации и локализации напряжений во взрываемых средах при применении зарядов различной конструкции (ЗРК), и сейсмического действия взрыва, ударной воздушной волны, морфологии разрушаемых горных пород взрывным способом при использовании зарядов с различной с различной энергетической насыщенностью. Разработанная автором методика проведения экспериментальных работ в отличие от предлагаемых ранее решений, предполагает применение композиционных имитационных моделей (КИМ) зарядов ВВ используемых в промышленности с различной энергетической насыщенностью, кинетикой выделения энергии, композиционных моделей для проведения физических экспериментов на полигоне и цифровых моделей в которых выделены до 9 зон действия. Автором разработаны и применяются испытательные стенды для исследования дробящего и сейсмического действия взрыва, ореола распространения пылегазового облака и параметров перемещения грунта из воронки выброса., экспертной сравнительной оценки содержания пыли и окислов азота в пылегазовом облаке. Анализ результатов исследований показал, что предлагаемая методология и методика исследований обеспечивает максимальную информативность при минимальных затратах. Важной составной частью исследований является установление закономерностей изменения акустических показателей образцов пород под воздействием энергии взрыва, и кинетики ее выделения зарядами различных составов взрывчатых веществ.

В процессе проведения исследований на полигоне производятся сравнительные испытания зарядов дробящего и щадящего действия зарядов с различными взрывчатыми характеристиками и их конструкцией со скоростью детонации 6 -7 км/час. 5.5 км/час, 4,5 км/час, 3,7 км/час, 3,4 км/час, 2,2 км/час, 1,8 км/час. Для установления численных

значений параметров сейсмического и ударно-воздушного воздействия, определения скорости смещения грунта, частоты и времени колебаний используется оборудование Minimate Plus фирмы Instancel. Скорость детонации определялась с применением контактного метода и магнитного методов. Для детального анализа изменения температуры продуктов детонации и процессов перехода детонации в горение применялся опτικο-волоконный метод и комплекс специального оборудования. Установлены зависимости векторной скорости смещения грунта, амплитуды сейсмических колебаний, амплитуды и давления от величины энергии передаваемой массиву и кинетики этого процесса. На основе обработки результатов проведенных автором экспериментов определен прямо пропорциональный, полиномиальный характер зависимостей векторной скорости, амплитуды сейсмических и акустических колебаний, максимального значения звукового давления от энергии, передаваемой массиву. При исследовании кинетики и ореола распространения фрагментов взрываемых сред, продуктов детонации и пыли различного фракционного состава применялись скоростная камера (и/или фотоаппарат), специальные устройства для улавливания и отбора проб пыли для дальнейшего анализа в лаборатории.

Продолжаются исследования возможностей разрушения горных пород с применением комбинированных физико-химических методов. Исследуются влияние применения ПАВ совместно с контактным акустическим методом воздействия на компоненты взрывчатых веществ и горные породы. Проведены опыты по использованию электрогидравлического эффекта (электроразряд в жидкости) воздействия на породы с различными физико-механическими характеристиками. С применением установки «ЗЕВС» создавались электрические разряды и ударные волны в жидкости и размещенной в ней твердом теле. В процессе эксперимента использовались образцы кварца, габбро-диабазы и среднезернистых гранитов. Максимальные значения индекса дробимости (7,5-9,4) получены при воздействии на кварц.

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ИЗМЕНЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ ОБРАЗЦОВ ГЕОМАТЕРИАЛОВ ПРИ ИХ ЦИКЛИЧЕСКОМ ДЕФОРМИРОВАНИИ

А.Р. Мартынюк¹, Д.И. Блохин^{2,3}

¹ Образовательная автономная некоммерческая организация высшего образования «Московский технологический институт», Москва, 125190

² Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт проблем комплексного освоения недр им. академика Н.В. Мельникова Российской академии наук, Москва, 111020

³ Федеральное государственное автономное образовательное учреждение высшего образования «Национальный исследовательский технологический университет «МИСИС», Москва, 119049

Email: dblokhin@yandex.ru

В реальных условиях разрабатываемые массивы горных пород и грунтов подвергаются многократно повторяющимся нагружениям, действие которых принципиально изменяет параметры их напряженно – деформируемого состояния (НДС). Указанные изменения механических свойств геоматериалов обуславливают интенсификацию диссипативных процессов, особенности характера протекания которых могут быть использованы в качестве предвестников разрушения горных пород.

Поэтому обоснование различных подходов, повышающих эффективность описания таких термомеханических явлений, остается актуальной задачей геомеханики. В настоящей работе представлен, основанный на использовании уравнения Гинзбурга – Ландау [1], способ аналитического описания изменений во времени температуры образца геоматериала в процессе его циклического деформирования.

Уравнение Гинзбурга – Ландау имеет вид:

$$\frac{\partial \eta}{\partial t} = -M_{\eta} \bar{E} [3\varepsilon^2 \eta (\eta - 1) + 2w\eta (1 - \eta)(1 - 2\eta) - l^2 \nabla^2 \eta] \quad (1)$$

где ε_{η}^2 - положительная константа, зависящая о микроструктуры материала ($\varepsilon_{\eta}^2 = \bar{E} l^2$), l – параметр масштаба среды, $\bar{E}$ – модуль Юнга неповрежденного образца горной породы, ε – деформация геоматериала, а $w > 0$ – диссипативный коэффициент, позволяющий учесть согласованность с законами термодинамики, M_{η} – положительная величина, определяемая экспериментально, связанная с кинетическими коэффициентами, имеющая размерность $[1/(\text{Па} \cdot \text{с})]$, η – безразмерный параметр порядка, характеризующий нарушенность геоматериала (при $\eta = 1$ образец горной породы не содержит повреждений, а при $\eta = 0$ он полностью разрушен).

Для одномерного случая уравнение (1) имеет точное решение:

$$\eta(x, t) = \frac{1 - \text{th} \left(\frac{3\bar{E} M_{\eta} \varepsilon^2 t}{2} - \frac{\sqrt{2wx}}{2l} \right)}{2} \quad (2)$$

Описываемые механические процессы в образце горной породы приводят к увеличению концентрации трещин в его объеме, которые можно рассматривать как диссипативные элементы. Описывающее распространение тепла в рассматриваемой среде уравнение теплопроводности [2] запишем в следующем виде:

$$\rho c \dot{T} = \lambda_m \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \sigma(x, t) \dot{\varepsilon}(x, t), \quad (3)$$

где c - удельная теплоемкость горной породы, λ_m – коэффициент теплопроводности. Так как нагрузка циклическая, то:

$$\sigma(t) = (\eta_c - \eta(t))^2 A(x) {}_{t_0}D_t^{\eta} \varepsilon(x, t), \quad (4)$$

где дробная производная по Капуто [3]:

$${}_{t_0}D_t^{\eta} \varepsilon(x, t) = \frac{1}{\Gamma(1 - \eta(x, t))} \int_{t_0}^t \frac{\dot{\varepsilon}(x, \tau)}{(t - \tau)^{\eta(x, t)}} d\tau, \quad (5)$$

$\varepsilon(x, t) = \varepsilon_0 \sin \omega t$ и $\eta_c = 1$, $\dot{\varepsilon}(x, t)$ – частная производная по времени, $A(x)$ – коэффициент, имеющий размерность $[\text{Па} \cdot \text{с}^{\eta}]$. В формуле (5) $\eta(x, t)$ вычисляется по формуле (2).

Граничные и начальные условия, накладываемые на уравнение (3), имеют вид:

$$T(x, 0) = T_0, \quad T(0, t) = T_0, \quad \left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_{x=0} = 0 \quad (\text{случай теплоизолированного конца}),$$

$$\lambda_m \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=a} = A\sigma(T^4 - T_0^4) \text{ (теплообмен по закону Стефана – Больцмана), } a - \text{длина}$$

образца, σ – постоянная Стефана – Больцмана, A – коэффициент «серого» тела.

Решение уравнения (3) проведено средствами программного комплекса Maple. При этом предлагается рассматривать функцию $T(x,t)$ как сумму двух составляющих $T(x,t) = T_1(x) + T_2(t)$. Результаты таких вычислений в виде графика функции $T_2(t)$ представлены на Рис. 1. Следует отметить, что вид зависимости $T_2(t)$ хорошо согласуется с экспериментальными данными [4].

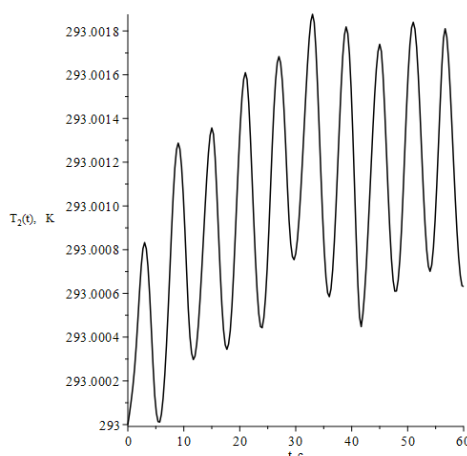


Рисунок 1. Зависимость температуры образца от времени $T_2(t)$ при циклическом нагружении

Список литературы

1. А. Р. Мартынюк, А. В. Харченко, *Горный информационно - аналитический бюллетень* **11**, сс. 37 – 49 (2024).
2. Карслоу Г., Егер Д. Теплопроводность твердых тел. М.: Наука. 1964.
3. K. Diethelm, N. J. Ford, *Journal of Mathematical Analysis and Applications* **265(2)**, pp. 229 – 248 (2002).
4. В. И. Шейнин, Д. И. Блохин, И. Б. Максимович, Е. П. Сарана, *Физико – технические проблемы разработки полезных ископаемых* **6**, сс.15 – 22 (2016).

ВЛИЯНИЕ ВЗРЫВНЫХ РАБОТ НА ОХРАНУ ПОДЗЕМНЫХ ВЫРАБОТОК ПРИ КОМБИНИРОВАННОЙ РАЗРАБОТКЕ

В.М. Закалинский, Р.Я. Мингазов

ФГБУН Институт проблем комплексного освоения недр им. академика Н.В. Мельникова Российской академии наук»

В работе рассмотрены особенности механизма действия взрывной волны на большие расстояния, влияющие на подземные горнотехнические объекты при комбинированной разработке. Рассмотрены стадии процессов развития микротрещин, возникающие в горной породе в результате динамического волнового воздействия и имеющие характер трещин отрыва. Выяснено, что использование различных взрывчатых веществ имеет существенное значение для дробления горных пород действующими системами разработки. В совокупности это способствует различным мерам защиты подземных горных разработок.

Отбойка, дробление горной массы и охрана подземных выработок при комбинированной открыто-подземной разработке пластовых месторождений на современном этапе требует дальнейшего увеличения эффективности вследствие увеличения добычи и усложнения горнотехнических условий, связанных с увеличением глубины фронта ведения работ [1-3]. Это, в свою очередь, является одной из причин перехода горнодобывающих предприятий с открытого способа отработки месторождений на подземный. В этой части разработки полезных ископаемых увеличивается роль сейсмического воздействия, напрямую связанного с использованием различных взрывчатых веществ. Здесь практически неизбежны определенные нарушения и факторы устойчивости на подземные горные выработки. Отсюда следует необходимость ограничения сейсмического воздействия массовых взрывов на горные выработки, что непосредственно связано с типом и параметрами взрывчатых веществ. Однако, большое разнообразие условий взрывания при разработке месторождений обуславливает, вообще говоря, необходимость использовать разнообразный ассортимент промышленных ВВ с их различными требованиями. В первую очередь необходимо отметить безопасность их применения и стабильность эксплуатации при использовании. С этой целью выполнен сравнительный анализ некоторых применяющихся на открытых работах взрывчатых веществ и составов. Известна связь между взрывчатым промышленными ВВ, образующими в массиве взрывные волны и результатами их действия, в данном случае в виде отраженного негативного воздействия от поверхности горной выработки. Несмотря на большое расстояние между открытыми и подземными процессами используется специальная документация по защите людей и сооружений в шахтах [4, 5]. Исследование заключалось в достижении снижения или последствий взрывного воздействия открытых работ на подземные выработки, которое отличается от характера воздействия «внутренних» подземных взрывных работ на небольших расстояниях. Поскольку комбинированная разработка характеризуется большими промежуточными расстояниями, практически неизбежное негативное влияние «поверхностного» действия взрыва на подземные горные разработки, условно взаимодействие между ними, достигается только взрывной волной. Отсюда следует изучение механизма данного исследования (явления), которое в данной статье ограничено особенностями воздействия на горный массив типов ВВ и технологических факторов. Известно, что схема взрывного разрушения горной породы представлена зонами, последняя из которых содержит множество микротрещин и, в некоторых типах пород, трещины. Скорость детонации промышленных ВВ определяется составом, влиянием конструкции заряда и условиями взрывания. В данном случае имеют значение интуитивные представления о факторах механизма конечного результата, заключающиеся, в частности, в исследовании условий развития микротрещин в монолитной породе под действием взрывной волны, характере наведенных микротрещин, зоне предразрушения пород, т.д. Волновое предразрушение проявляется как снижение упругих и прочностных свойств пород в области, расположенной вдали от центра взрыва. Экспериментально установлено, что в образцах песчаника в зоне предразрушения зарегистрировано снижение прочности на растяжение в несколько раз, причем между изменением скорости и прочностью существует взаимосвязь, которая хорошо описывается степенной функцией с показателем степени, равным четырем, т.е. малым изменениям скорости соответствует значительное снижение прочности [6, 7].

Множественные микротрещины, возникающие в горной породе в результате динамического волнового воздействия, в основном имеют характер трещин отрыва. Преобладают внутрикристаллические трещины. В большинстве случаев длина наведенных микротрещин порядка 100 мкм, их раскрытие составляет около 10 мкм. Степень волнового предразрушения горных пород зависит от их минерального состава

и амплитуды действия волн напряжений. Для различных типов ВВ это было связано с различным сравнительно резким в начале ростом давления на стенке зарядной полости. Это через влияние скорости детонации на горное давление в качестве оценочного компонента, можно использовать с расстоянием на трещиностойкость и другие особенности массива горных пород, влияющие на безопасность. Волновое предразрушение проявляется как снижение упругих и прочностных свойств пород в области, расположенной вдали от центра взрыва. Структура наведенных микротрещин на всем расстоянии практически одинакова для различных минеральных зерен. Множественные микротрещины, возникающие в горной породе в результате динамического волнового воздействия в основном имеют характер трещин отрыва [8, 9]. В большинстве случаев длина наведенных микротрещин порядка 100 мкм, их раскрытие составляет около 10 мкм. Степень волнового предразрушения горных пород зависит от их минерального состава и амплитуды действия волн напряжений. В табл. 1 приведены данные экспериментов по наведенной трещиноватости — процентное выражение нарушенных минеральных зерен в граните в зависимости от расстояния до центра взрыва.

Таблица 1. Распределение микротрещиноватости в различных минеральных компонентах при увеличении расстояния от заряда, %

Минеральный компонент	Расстояние от центра взрыва (ед. радиуса заряда)			
	5 – 10	15 – 20	30 – 40	50 – 60
Кварц	8 – 14	70 – 80	15– 20	20 – 30
Плагиоклаз	6 – 11	40 – 50	18– 20	15 – 27
Полевые шпаты	20 – 35	70– 85	30– 46	40 – 50

Установлено, что микротрещиноватость в сформировавшейся области неупругого деформирования не описывается монотонно убывающей функцией при увеличении расстояния от заряда. В зависимости от формы и вида конструкции взрывного заряда, от модельного до «производственного», расстояние области ее расположения достигает конечного максимума от 15 – 20 радиусов заряда до подземных горных выработок. В частности, при взрыве сферического заряда тэна массой 0.1 г и плотностью 1.6 г/см³ в граните до 80 % микронарушения наблюдаются в зернах кварца и калиево-натриевого полевого шпата и 50 % — в зерна плагиоклаза. С течением времени скорость ультразвуковых волн и прочность породы в зоне предразрушения в большинстве случаев восстанавливаются и достигает подземных горных выработок [8]. Таким образом, одним из следствий механизма рассматриваемой взаимосвязи установлено развитие на различных расстояниях в горно-геологическом массиве наведенных микротрещин или микродефектов различного, в том числе накопительного характера [10].

С другой стороны, на характер и особенности прохождения взрывной волны безусловно влияют различные взрывчатые вещества табл. 2.

Анализ влияния детонации различных взрывчатых веществ на напряженное состояние горного массива (безопасность горных выработок) показал существенное различие величин давления сжатия для различных ВВ.

Это позволило установить характер зависимости максимального динамического напряжения взрывной волны в массиве горных пород от скорости детонации некоторых ВВ (гранулит игданит, аммонит 6ЖВ, эмульсолит А20, TNT и т.д.) и функциональную зависимость (рис. 1).

Таблица. 2. Взрывчатые вещества, используемые при комбинированной разработке угольных месторождений:

Тип ВВ на открытых горных работах / по углю	Теплота взрыва, МДж/кг	Плотность, г/см ³	Скорость детонации, м/с
Эмульсолит А20,	3,3...800 (МДж/кг)	1,25...1,35 (г/см ³)	В стальной трубе 60х3 мм, м/с 4800...5000
Гранулит УП 1	3,5...3,71 (МДж/кг)	850...950 (кг/м ³)	В стальной оболочке диаметром 145 мм, м/с 3600...4200
Гранулит УП 2 (Марка А)	3,27...3,48 (МДж/кг)	580...680 (кг/м ³)	В стальной оболочке диаметром 145 мм, м/с 2000...2500
Гранулит УП 2 (Марка Б)	3,18...3,34 (МДж/кг)	430...530 (кг/м ³)	В стальной оболочке диаметром 145 мм, м/с 1800...2300
Аммонит №6 ЖВ (патронированный)	4300 (1030) кДж/кг (ккал/кг)	Плотность аммонита в патроне 1,00...1,2 (г/см ³)	3600...4800
Гранулит МК	3740 (кДж/кг)	790 (кг/м ³)	3810
Тротил (тринитротолуол)	4,19 (МДж/кг)	1,6 (г/см ³)	до 7000
Гексоген	5,4 (МДж/кг)	1,7 (г/см ³)	до 8350
Акватор Т-10НС (водосодержащее)	3,60 (860) МДж/кг (ккал/кг)	1,48 (г/см ³)	В стальной трубе диаметром 300 мм, м/с 4800...5100
Граммонит 79/21	4291 (1025) кДж/кг (ккал/кг)	0,85...1,15 (г/см ³)	3500...3700
Гранулит Игданит	3700...3800 (904) кДж/кг (ккал/кг)	0,8...0,85 (г/см ³)	В стальной трубе, м/с 2200...2700

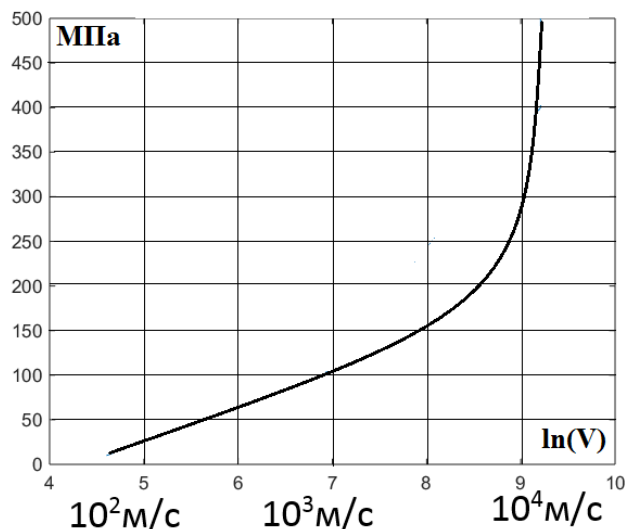


Рис. 1. – Влияние воздействия параметров сейсмической взрывной волны на защиту горных выработок

Это позволило установить характер зависимости максимального динамического напряжения взрывной волны в массиве горных пород от скорости детонации некоторых ВВ (гранулит игданит, аммонит 6ЖВ, эмульсолит А20, TNT и т.д.). Использована обобщенная зависимость давления сжатия σ_{max} на пике взрывной волны σ_{max} на расстоянии 2м от логарифма скорости детонации ВВ V , выраженной в м/с [8].

Скорость детонации волны различных типов ВВ характеризует в данном случае её напряженное состояние. Из данного исследования устанавливается экономическая и техническая целесообразность различных ВВ и взрывобезопасность горных работ при комбинированной разработке полезных ископаемых.

Показаны факты механизма действия взрывной волны, влияющие на реальные подземные горнотехнические объекты на больших расстояниях при комбинированной разработке. Рассмотрены на разных стадиях процессы развития и действия взрывной волны, а также факторы применения различных взрывчатых веществ. Установлено, что продолжительность и характер развития микротрещин в процессе движения взрывной волны способствуют длительности конечного процесса, вследствие чего преодолеваются расстояния между системными целиками. Установлено, что анализ некоторых взрывчатых веществ типа ANFO, TNT, Gexogen и их параметры влияют на геомеханическое состояние массива горных пород вблизи подземных горных выработок. Выяснено, что использование различных взрывчатых веществ имеет существенное значение для дробления горных пород действующими системами разработки. В совокупности все это требует принятия различных мер защиты подземных горных разработок.

Список литературы

1. Викторов С.Д., Закалинский В.М., Шиповский И.Е., Мингазов Р.Я. К вопросу о влиянии параметров взрывных работ на устойчивость массива при разработке полезных ископаемых // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал), 2020. – № 8. – С. 62-72. DOI: 10.25018/0236-1493-2020-8-0-62-72.
2. Мингазов, Р.Я. Технология взрывных работ при комбинированной разработке месторождений. Взрывное дело, 2021. – № 131/88. – С. 138-148.
3. Пат. 2725721 Российская Федерация. Способ формирования заряда в скважине при комбинированной открыто-подземной разработке / Викторов С.Д., Закалинский В.М.,

- Мингазов Р.Я., Шиповский И.Е.; ФГБУН ИПКОН РАН. – № 2019128312; заявл. 10.09.2019; опубл. 03.07.2020, Бюл. № 19. – 4 с.
4. ФНИП в области промышленной безопасности "Правила безопасности при ведении горных работ и переработке твердых полезных ископаемых". VIII. Комбинированная разработка месторождений полезных ископаемых. [Электронный ресурс] // URL: https://www.consultant.ru/document/cons_doc_LAW_372372/6837f3e6a068dfb5c1b3899dcae8340a040329f4/ (Дата обращения 25.01.2025).
5. Инструкция о порядке утверждения мер охраны зданий, сооружений и природных объектов от вредного влияния горных разработок. РД 07-113-96" (утв. Постановлением Госгортехнадзора РФ от 28.03.1996 N 14) (ред. от 27.06.2002).
6. Каплунов Д.Р., Калмыков В.Н., Рыльникова М.В. Комбинированная геотехнология. – М.: Изд. дом «Руда и металлы», 2003. – 560 с.
7. Василец В.Н., Лапаев В.Н., Пикалов В.А. Проблемы повышения объемов и эффективности производства на разрезе "Заречный" в условиях открыто-подземной разработки. Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова, 2015. – № 1 (49). – С. 9-15.
8. Кочанов А.Н., Одинцев В.Н. Волновое предразрушение монолитных горных пород при взрыве. – ФТПРПИ, 2016. – № 6. – С. 38-48.
9. Мусаев В.К. Математическое моделирование переходных процессов в 10-этажном здании, представленных в виде функций Хевисайда. Academia. Архитектура и строительство, 2022. – № 2. – С. 92–98. DOI: 10.22337/2077-9038-2022-2-92-98.
10. Юревич Г.Г., Беляков В.Д., Севастьянов Б.Н. Охрана горных выработок от воздействия взрывов. – М.: Недра, 1972. – 136 с.

ВЛИЯНИЕ УСАДКИ И ПОЛЗУЧЕСТИ БЕТОНА НА ВЗАИМОДЕЙСТВИЕ СИСТЕМЫ «КРЕПЬ - МАССИВ СОЛЯНЫХ ПОРОД»

Е.Я. Козловский^{1,2}, М.А. Журавков¹

¹ Белорусский государственный университет

² ООО «ПроТех Инжиниринг»

Email: jkazlouski@outlook.com

В подземном строительстве бетонные конструкции широко применяются в качестве крепей, но их долговечность и устойчивость зависят от корректного учета усадки и ползучести собственно бетона [1-5]. Традиционные методы проектирования зачастую используют упрощенные модели, не учитывающие особенностей взаимодействия бетона с породным массивом, что приводит к недооценке реологических эффектов. Данный фактор становится особенно важным при возведении шахтных стволов в массивах соляных пород, обладающих выраженными реологическими свойствами [6], а также при решении эксплуатационных задач [7-10].

В исследовании выполнено численное моделирование НДС массива и шахтной крепи [11]. Массив соляных пород был представлен средой, поведение которой описывалось комбинацией модели Мора-Кулона и двойной степенной модели ползучести типа Нортон [11-13]. Бетон в крепях моделировался с учетом различных подходов:

- с использованием начального модуля упругости без учета ползучести;
- с использованием коэффициента ползучести на конечный срок эксплуатации;

- с использованием аппроксимаций временных функций ползучести $J(t, t')$ с учетом реальных рецептур бетона на основании различных определяющих уравнений НИИЖБ и международных стандартов.

Каждый из исследованных подходов рассматривался для двух расчетных ситуаций: бетонная крепь и комбинированная чугуно-бетонная крепь. Исследованы этапы проходки, возведения крепи и ее последующей длительной эксплуатации в течение 50 лет.

Сравнительный анализ показал, что учет ползучести существенно влияет на взаимодействие системы «крепь – массив соляных пород» и распределение напряжений в крепи. Наибольшие расхождения выявлены между упрощенными и продвинутыми моделями, где учет нелинейных эффектов ползучести приводит к снижению тангенциальных напряжений на 15-30% по сравнению с традиционными методами. Также установлено, что применение усредненных значений коэффициентов ползучести без учета особенностей рецептуры бетона может приводить к значительным ошибкам.

Выполненные исследования подтверждают необходимость детального учета усадки и ползучести бетона в подземных конструкциях, особенно в условиях соляных массивов. На основании анализа результатов исследований даны рекомендации по учету установленных явлений с использованием функций ползучести и их параметров, учитывающих наиболее подробно рецептуру бетона, конструктивные и технологические особенности крепи.

Список литературы

1. Казикаев Д.М., Сергеев С.В. Диагностика и мониторинг напряженного состояния крепи вертикальных стволов. М.: Горная книга. 2011.
2. З.Г. Тер-Мартirosян, В.В. Бахмисов, Вестник МГСУ, 2020, 15(9), с. 1285-1296.
3. С.Г. Страданченко, М.С. Плешко, В.Н. Армейсков, Горный информационно-аналитический бюллетень, 2010, 5, с. 373-376.
4. А.Г. Протосеня, А.М. Катеров, Горный информационно-аналитический бюллетень, 2022, 6-1, с. 100-113.
5. С.А. Константинова, С.А. Чернопазов, Физико-технические проблемы разработки полезных ископаемых, 2006, 2, с. 18-27.
6. А.Г. Оловянный, А.М. Козел, Физико-технические проблемы разработки полезных ископаемых, 2005, 3, с. 17-25.
7. В.В. Тарасов, В.Н. Аптуков, О.В. Иванов, П.В. Николаев, Физико-технические проблемы разработки полезных ископаемых, 2024, 5, с. 45-52.
8. В.В. Тарасов, В.Н. Аптуков, О.В. Иванов, П.В. Николаев, Физико-технические проблемы разработки полезных ископаемых, 2024, 1, с. 58-67.
9. М.С. Плешко, Ю.А. Сильченко, А.Н. Панкратенко, А.А. Насонов, Горный информационно-аналитический бюллетень, 2019, 12, с. 55-66.
10. Тарасов В.В., Пестрикова В.С., Русаков М.И. Жизненные циклы комплекса сооружений шахтных стволов Верхнекамского месторождения. Новосибирск: Наука. 2021.
11. Журавков М.А., Старовойтов Э.И. Математические модели механики твердых тел. Минск: БГУ. 2021.
12. Fokker P.A. The behaviour of salt and salt caverns. 1995.
13. Барях А.А., Константинова С.А., Асанов В.А. Деформирование соляных пород. Екатеринбург: УрО РАН, 1996.

О НЕОБХОДИМОСТИ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ МЕТОДОВ ТРЕХОСНЫХ ИСПЫТАНИЙ ПРИ ИССЛЕДОВАНИИ МЕХАНИЧЕСКОГО ПОВЕДЕНИЯ СОЛЯНЫХ ПОРОД

Е.Я. Козловский^{1,2}, М.А. Журавков¹, С.И. Богдан²

¹ Белорусский государственный университет

² ООО «ПроТех Инжиниринг»

Email: jkazlouski@outlook.com

Трехосные испытания являются важным инструментом для определения прочностных и деформационных характеристик горных пород. Однако существующие стандарты зачастую не учитывают особенности механического поведения соляных пород, таких как высокая пластичность, выраженная ползучесть, температурная чувствительность и способность к залечиванию дефектов [1-6]. Эти факторы критически влияют на результаты испытаний и, соответственно, на корректность и точность дальнейшего математического моделирования и проектирования подземных сооружений.

Авторами выполнены исследования влияния методологии трехосных испытаний и их интерпретации на результаты определения механических характеристик соляных пород. Анализ стандартных методик показал, что традиционные подходы, основанные на малых деформациях и неизменности объема и формы образцов, могут приводить к значительным погрешностям [7]. Использование различных коррекционных уравнений позволяет повысить достоверность данных при их интерпретации и исключить ошибки при длительных испытаниях, вызванные потерями напряжений [7-11].

Исследования базировались на результатах испытаний, выполненных в различных лабораториях на образцах природных соляных пород и техногенных соляных геоматериалов, и продемонстрировали существенные расхождения в данных при использовании различных методов коррекции и их отсутствии. Результаты показали, что применение стандартных методов без корректировок может существенно искажать оценки напряженно-деформированного состояния соляных пород, а сами искажения носят неконсервативный характер – завышаются прочностные характеристики, снижается уровень действующих напряжений относительно целевого поддерживаемого уровня при длительных испытаниях.

На основании проведенного анализа предложено направление для пересмотра стандартов на трехосные испытания соляных пород, что повысит воспроизводимость данных и их достоверность. Данный подход позволит создать более надежную основу для проектирования подземных объектов, расположенных в массиве соляных пород, а также для прогнозирования их поведения в течение длительного периода времени.

Ввиду широкой распространенности месторождений соляных пород, на наш взгляд, считаем необходимым учет вышеназванных положений при доработке стандарта в области трехосного сжатия и его дальнейшего развития в области определения условно-мгновенных деформационных характеристик в сложных напряженных состояниях и характеристик ползучести.

Список литературы

1. Барях А.А., Константинова С.А., Асанов В.А. Деформирование соляных пород. Екатеринбург: УрО РАН, 1996.
2. A. Rouabhi, P. Labaune, M. Tijani, Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering, 2019, 11, pp. 723-738.
3. B.G.A. Van Oosterhout, S.J.T. Hangx, C.J. Spiers, Mechanical Behavior of Salt X, 2022, pp. 25-37.

4. K. Fuenkajorn, D. Phueakphum, Bulletin of Engineering Geology, 2011, 70, pp. 655-672.
5. T. Sriapai, C. Walsri, K. Fuenkajorn, ScienceAsia, 2012, 38, pp. 166-174.
6. C. Lüdeling, R.-M. Günther, A. Hampel, Rock Mechanics and Rock Engineering, 2015, 48(6), pp. 2603-2613.
7. Журавков М.А., Старовойтов Э.И. Математические модели механики твердых тел. Минск: БГУ. 2021.
8. Ставрогин А.Н., Тарасов Б.Г. Экспериментальная физика и механика горных пород. СПб: Наука, 2001.
7. U. Hunsche, H. Albrecht, Engineering Fracture Mechanics, 1990, 35(4/5), pp. 867-877.
9. G. Wang, W. Xing, J. Liu, L. Xie, Clean Energy Systems in the Subsurface: Production, Storage and Conversion, 2013, pp. 305-315.
10. R. Gao, F. Wu, J. Chen, C. Zhu, Q. He, Journal of Energy Storage, 2022, 51, p. 104484.
11. Ю.В. Осипов, А.С. Вознесенский, Физико-технические проблемы разработки полезных ископаемых, 2022, 6, с. 15-26.

ОЦЕНКА НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ СОЛЯНЫХ ЦЕЛИКОВ С УЧЕТОМ ДЕФЕКТНОСТИ СЛАГАЮЩИХ ПОРОД

И.А. Пантелеев¹, И.С. Ломакин², А.А. Барях²

¹Институт механики сплошных сред УрО РАН, г. Пермь

²Горный институт УрО РАН, г. Пермь

Email: pia@icmm.ru

Камерная система разработки является широко используемым способом добычи калийно-магниевых солей и предусматривает поддержание вышележащей толщи целиками различных размеров. Обеспечение сохранности водозащитной толщи, отделяющей водоносные горизонты от шахтного пространства, осуществляется по средствам подбора параметров разработки, гарантирующих заданный уровень устойчивости междукammerных целиков. Локальное нарушение герметичности водозащитной толщи ведет к прорыву подземных вод в шахтное пространство и в конечном итоге к затоплению рудника. Поэтому совершенствование методики расчета несущей способности междукammerных целиков, учитывающей различные физические факторы и процессы, является актуальной задачей геомеханики.

Настоящая работа направлена на оценку необходимости учета дефектности соляных пород при расчете несущей способности соляных целиков различного размера в случае меняющегося эффективного давления. Для описания деградации механических свойств используются феноменологические соотношения, построенные на основе анализа экспериментальных данных по циклическому одноосному сжатию образцов сильвинита. Феноменологические соотношения имеют вид гиперболических функций, связывающих два упругих модуля (касательный модуль деформации, коэффициент Пуассона) и максимальное действующее напряжение. Для оценки влияния учета дефектности слагающих пород на степень нагружения целиков проведены численные эксперименты для трех значений форм-фактора (ширина целика меньше, равна или больше высоты очистной камеры) и монотонно меняющегося эффективного давления.

В результате проведенных исследований определены степень изменения механических свойств в среднем по объему целика, относительное изменение конвергенции его боковых стенок для различных уровней эффективных давлений и фактора формы. Показано, что учет дефектности соляных пород неоднозначно сказывается на степени нагружения целика, определенной по эквивалентным напряжениям. Предложены три альтернативных выражения для оценки степени нагружения целика, учитывающих один из или оба фактора: деградация агрегатной прочности с ростом дефектности, изменение эквивалентных деформаций, вызванное уменьшением упругих модулей. Показано, что наибольшую поправку дает учет обоих

факторов для случая наиболее узкого целика, поправка для условий полной подработки составляет 28%.

Работа выполнена в рамках крупного научного проекта при финансовой поддержке Минобрнауки России (соглашение № 075-15-2024-535 от 23.04.2024).

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ВЫДЕЛЕНИЯ МЕТАНА В ПРОТЯЖЕННОЙ ДЕГАЗАЦИОННОЙ СКВАЖИНЕ

В.А. Трофимов, А.В. Шляпин, Ю.А. Филиппов, Ф.С. Белоусов

Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт проблем комплексного освоения недр им. академика Н.В. Мельникова

Email: belousovf@mail.ru

В работе обсуждаются основные аспекты, которые лежат в основе прогноза притока метана в протяженную горизонтальную дегазационную скважину, пройденной через угольный пласт. Процесс дегазации осуществляется через сеть скважин, пробуренных в угольный пласт, насыщенный метаном. Эффективность дегазации зависит от конфигурации дегазационных сетей и выработанного пространства. Основная цель предварительной дегазации – снижение концентрации метана в угольном пласте до начала его выемки. Приток газа осуществляется благодаря разнице давлений в угольном пласте и в самой скважине. Обычно анализ притока флюида в скважину основан на концепции контура питания, который в реальных условиях ассоциируется с определёнными природными неоднородностями в массиве, где давление в пласте можно считать постоянным [1,2]. Это гипотеза позволяет упростить задачу о притоке метана до стационарной модели.

Проблема дегазации угольных пластов имеет долгую историю, и ее решение важно для повышения безопасности угольных шахт, уменьшения выделения метана в выработанное пространство и оптимизации газодобычи. Учитывая высокую проницаемость неразгруженного угля и сложные процессы массопереноса, работа над улучшением технологий дегазации и пониманием процессов, происходящих в угольном массиве, остается крайне актуальной в свете необходимости эффективного управления метановой безопасностью и ресурсами в угольной промышленности.

В последнее время изучается метод дегазации, при котором скважины располагаются в породах кровли параллельно пласту на расстоянии от него, наряду с обычными скважинами в пласте. Эти работы активно развиваются, хотя еще не завершены [3,4]. Скважины, пройденные в породе кровли, могут быть использованы для дегазации более эффективно, чем традиционные. Очистные работы постепенно приближаются к таким дегазационным скважинам, не нарушая их функционирование до окончания отработки участка. Однако в дальнейшем мы будем сосредоточены на дегазационных скважинах, расположенных непосредственно в угольном пласте, которые работают до приближения забоя и последующего отключения.

В данном исследовании рассматривается процесс фильтрации метана в протяжённую скважину длиной 100м, пройденной в однородном угольном пласте, где выделение контура питания представляет собой сложную задачу. Выемка угля в условиях шахт изменяет напряженно-деформированное состояние массива, что в свою очередь влияет на его проницаемость и пористость. Это существенно влияет на процессы массопереноса и десорбцию метана. Выход газа из скважин неравномерен по длине и времени. С уменьшением давления скорость выхода газа снижается, и необходимо

учитывать эту переменность при оценке эффективности работы скважин. На практике, каждая скважина подключается к отводящему трубопроводу с пониженным давлением, что облегчает отток метана. Устанавливаются расходомеры, позволяющие отслеживать количество и скорость выхода газа.

Для определения общего дебита газа и продолжительности эффективной работы скважины применяется разработанный численный алгоритм в системе ANSYS. Основная трудность данной задачи заключается в необходимости объединения двух типов течения флюида – фильтрационного в пористой среде и свободного движения внутри скважины – в рамках одного численного алгоритма. Разработан алгоритм, который позволяет отдельно решать эти две задачи.

Далее будем анализировать движение газа в скважине, где в области устья имеется сужение. На рисунке 1 представлено распределение скорости газа вдоль оси скважины, где отметка 1 соответствует устью, а 100 - забою, для первого варианта притока метана к скважине. При большом притоке газа через скважину скорости достигают десятков метров в секунду и зависят от диаметра отверстия. Чем меньше диаметр, тем ниже скорость газа вдоль скважины, кроме ближней зоны у отверстия, где наблюдается аномалия.



Рисунок 1. Скорость газа по оси скважины для второго варианта притока

Заключение

В исследовании проанализированы процессы перемещения метана из угольного пласта в коллектора с учетом свойств массива, проницаемости, содержания метана и давления. Задача решена через упрощение аспектов, акцентируя внимание на фильтрации метана через скважину. Для понимания движения "контура питания" от скважины необходимо решить задачу газового потока от пласта к скважине, что позволит отслеживать динамику и оценить приток газа с помощью метода смены стационарных состояний. Результаты исследования позволяют оценить влияние времени проходки скважины на выход метана, что важно для оптимизации его добычи.

Список литературы

1. Забурдяев В.С., Белоусов Ф.С. Безопасность очистных работ в угольных шахтах по газовому фактору // Научно-технический и производственный журнал КШП ОМД. М.: ООО «КШП ОМД», 2024. № 11. С. 191–196.
2. Забурдяев В.С., Шляпин А.В., Филиппов Ю.А., Белоусов Ф.С. Бурение протяженной направленной трассы скважины на подрабатываемые пласты угля // Проблемы и перспективы комплексного освоения и сохранения земных недр. Под редакцией академика РАН К.Н. Трубецкого. – М.: ИПКОН РАН, 2024. – С. 139–143.

3. Забурдяев В.С., Шляпин А.В., Белоусов Ф.С. Бурение протяженной направленной трассы скважины из выработки // Проблемы и перспективы комплексного освоения и сохранения земных недр. Под редакцией академика РАН К.Н. Трубецкого. – М.: ИПКОН РАН, 2024. – С. 122–124.
4. Забурдяев В.С., Федоров Е.В., Белоусов Ф.С. Дегазация разрабатываемых пластов угля направленной трассы скважинами // Безопасность труда в промышленности. 2023. № 9. С. 59–64. DOI: 10.24000/0409-2961-2023-9-59-64

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ОСЕДАНИЙ ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПО ДАННЫМ РАДАРНОЙ СЪЕМКИ

С.Ю. Девятков

Горный институт УрО РАН, г. Пермь

Email: sd@mi-perm.ru

Контроль процесса сдвижения земной поверхности вследствие ведения подземных горных работ является одним из важнейших элементов оценки их воздействия на здания, сооружения и объекты инфраструктуры. В настоящее время, наряду с традиционно используемыми геодезическими методами определения деформаций дневной поверхности, широкое практическое применение получает площадной мониторинг оседаний с помощью спутниковой радарной интерферометрии.

На основе радарных снимков методом суммирования смещений, полученных при анализе парных интерферограмм, выявляются области значимых деформаций земной поверхности, которые могут быть связаны с ведением подземных работ. Таким образом возможна оценка оседаний как за время между двумя последовательными спутниковыми съемками участка земной поверхности, так и для длительных периодов непрерывных наблюдений.

Поскольку радарная интерферометрия затруднена или полностью невозможна при наличии развитого растительного или снежного покрова, спутниковый мониторинг позволяет получить адекватные оценки оседаний только в течение благоприятного погодного периода наблюдений. Вследствие этого может потребоваться дополнительная оценка процесса сдвижения другими методами, одним из которых является математическое моделирование.

Геомеханическое моделирование выполнено для условий Старобинского месторождения (Республика Белоруссия). Рассматривалась одиночная лава, для которой моделировался процесс подвигания очистного забоя. Геомеханическая модель описывала основные особенности геологического строения породного массива и горнотехнические условия ведения очистной выемки (вынимаемая мощность, скорость подвигания очистного забоя и др.). При моделировании также учитывалось, что локализация растягивающих усилий в массиве является предпосылкой к разрушению пород и обрушению их в выработанное пространство лавы. В процессе подвигания очистного забоя обрушенные породы кровли лавы заполняют все выработанное пространство и с учетом их разуплотнения формируют техногенную геосреду, деформационные свойства которой в расчетах принимаются на порядок ниже соответствующих показателей вмещающего породного массива. Математическое моделирование осуществлялось в упруго-пластической постановке с численной реализацией методом конечных элементов.

Рассматривался непрерывный 206-дневный период спутниковых наблюдений, в течении которого с интервалом от 13 до 25 дней было выполнено 10 радарных съемок.

Таким образом по данным интерферометрии были определены субвертикальные смещения за 9 временных отрезков и суммарные оседания за весь период наблюдений. Подвигание очистного забоя лавы за это время составило порядка 900 м.

Характерный вид расчетных оседаний земной поверхности по центральному продольному разрезу лавы за интервал времени между двумя последовательными радарными съемками приведен на Рис. 1а, а суммарные оседания за весь период наблюдений показаны на Рис. 1б. Здесь также для сравнения показаны субвертикальные смещения, полученные по данным радарной интерферометрии.

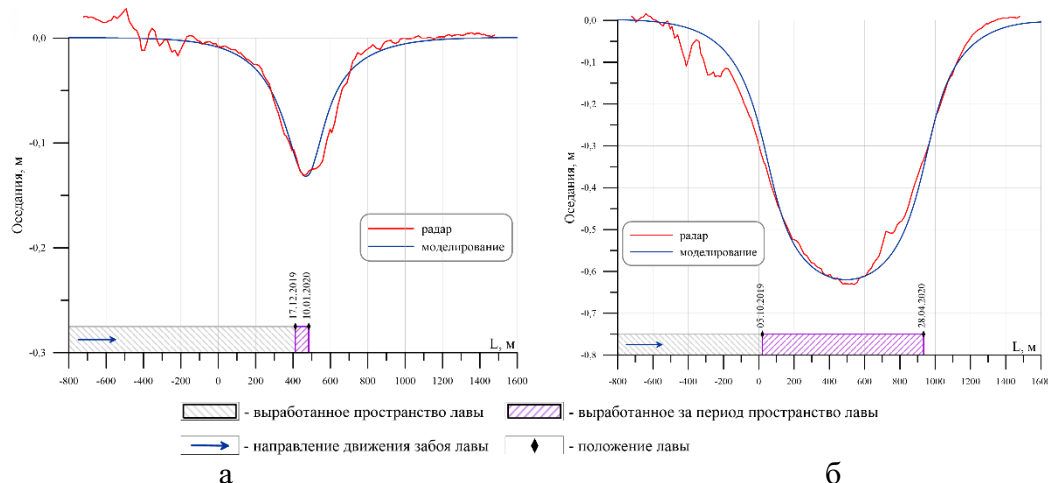


Рисунок 1. Сравнение расчетных оседаний земной поверхности с данными спутниковой радарной интерферометрии за интервал времени с 17 декабря 2019 г. по 10 января 2020 г. (а) и за весь период наблюдений (б)

Согласно полученным результатам, наблюдается хорошее согласование расчетных и измеренных оседаний, как по их величине, так и по пространственной локализации областей максимальных вертикальных сдвижений. При этом и на расчетных кривых, и на кривых по данным спутниковых наблюдений максимумы находятся над участками, отрабатываемыми за рассматриваемый период. Необходимо отметить, что кривые, построенные по результатам геомеханического моделирования, по сравнению с полученными по данным радарной интерферометрии имеют в основном более крутые склоны мульды сдвижения непосредственно в области максимальных оседаний и более пологие по мере удаления от нее. Это наиболее заметно на небольших интервалах наблюдения (небольших отработанных участках лавы) и нивелируется по мере увеличения времени наблюдений. На Рис. 1б хорошо видно, что для всего периода мониторинга кривые оседаний практически совпадают на всем протяжении.

Выполненный анализ подтвердил адекватность математического описания процесса деформирования породного массива при отработке калийных руд длинными очистными забоями. Поскольку оседания за какой-то период наблюдений представляют собой их сумму за меньшие интервалы времени, результаты геомеханического моделирования процесса сдвижения могут использоваться для восстановления оседаний земной поверхности на временных интервалах, пропущенных на этапе радарной съемки. Также на основе качественной интерферометрии возможно произвести верификацию результатов моделирования и оперативно выполнить калибровку геомеханической модели.

Использование актуальных данных радарной съемки при геомеханическом моделировании может быть использовано для повышения надежности расчетов при

анализе и прогнозе развития сдвижения земной поверхности в процессе ведения горных работ.

Исследование выполнено при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования РФ в рамках государственного задания (рег. номер НИОКТР: 124020500031-4)

МОДЕЛИРОВАНИЕ РАЗВИТИЯ ТРЕЩИН ПОД ДЕЙСТВИЕМ ЗАКАЧИВАЕМОЙ ЖИДКОСТИ

А.И. Докучаева, Ю.А. Филиппов, В.А. Трофимов

Институт проблем комплексного освоения недр им. академика Н.В. Мельникова РАН

Email: ana-anastasia2015@yandex.ru

В докладе рассматривается подход к численному моделированию развития одиночной трещины в однородной изотропной среде при закачке в нее жидкости. Задача решается в 3-D постановке для пластинки, показанной на рисунке 1, (размер - $25 \times 25 \times 0.1$ м) с использованием метода конечных элементов.

На торцевых поверхностях пластинки (А, В, С, D) задано ограничение смещений по нормали, помимо этого, боковые поверхности пластинки (Е, F) также не имеют смещений по нормали, т.е. пластинка при деформировании не может увеличивать толщину. Фактически граничные параметры формируют условие плоской деформации для неограниченной среды. В качестве начальных условий задан тензор напряжений во всех внутренних точках пластинки ($\sigma_x = \sigma_y = \sigma_z = -10$ МПа, $\tau_{xy} = \tau_{xz} = 0$, $\tau_{zy} = -13$ МПа). В серии расчетов последняя величина варьировала от 0 до 30 МПа. При этом расчетная сетка формируется посредством алгоритма SMART, обеспечивающего сгущение сетки вблизи кончика трещины на всем протяжении развития разрушения.

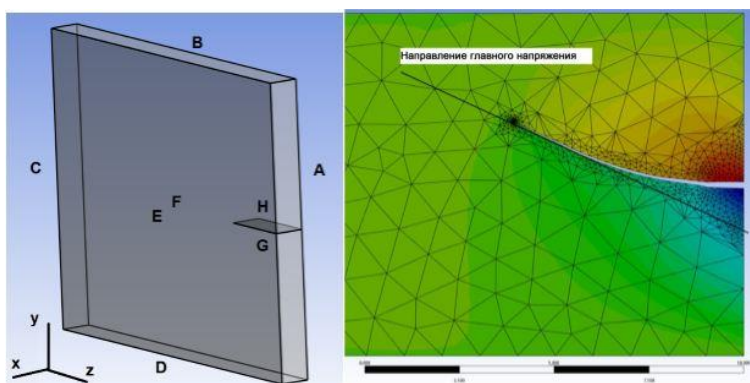


Рисунок 1. а) постановка задачи, б) результаты моделирование

В середине грани А пластинки расположена инициализирующая трещина – разрез через всю толщину пластинки протяженностью 1 м (поверхности разреза G, H). В этот разрез подается вода под переменным возрастающим давлением, действие которого моделируется приложением к этим поверхностям нормального напряжения p_v .

В рамках сделанных допущений и в предположении однородности среды вершина трещины будет продвигаться по некоторой кривой, определяемой критическим значением коэффициента интенсивности напряжений K_1 (рис.1,б). Фактором, ответственным за продвижение трещины, является давление, прилагаемое к ее стенкам, имитирующее воздействие закачиваемой жидкости. При этом давление возрастает постепенно шагами (50-300 шт.) в пределах от некоторого начального до максимального значения для конкретного варианта расчета. Начальное значение давления жидкости должно быть не меньше, чем исходное напряжение в массиве в направлении по нормали к плоскости трещины. Когда жидкость в начальный момент проникнет в трещину (разрез практически с нулевым расхождением берегов), в массиве будет иметь место равновесное состояние. Повышение давления приведет к постепенному расхождению берегов, однако без прорастания трещины вплоть до выполнения в ее кончике критерия по K_1 . Максимальное значение давления в трещине выбирается произвольно, однако при недостаточной его величине прорастание трещины может не начаться, и трещина при расчетах будет лишь увеличивать свой просвет без увеличения длины [1].

Серия расчетов позволяет установить взаимосвязь критического значения K_1 , критического давления в трещине и ее протяженности на момент начала роста трещины. Далее будем полагать, что величина K_1 является постоянной при росте трещины, хотя возможны варианты и с переменным критическим значением K_1 . В тоже время в кончике трещины всегда существует текущее значение K_1 , которое изменяется по мере увеличения давления в трещине и последующего ее роста, он возрастает от нуля до критической величины и далее. При достижении K_1 критической величины начинается рост трещины, т.е. повышение давления сверх критического вызывает прирост длины трещины. При этом продолжает возрастать расхождение берегов трещины.

Пошаговый алгоритм позволяет моделировать не только возрастание давления в трещине, но и произвольный характер его изменения от шага к шагу. При этом если трещина находится в условиях роста, то при повышении давления ее длина накапливается (прирастает), а при сбросе - длина сохраняется, но уменьшается ее просвет вплоть до полного схождения берегов ввиду отсутствия пропанта на данном этапе моделирования. В результате в массиве остается разрез нулевой толщины.

Отметим, что прорастание трещины всегда связано с процессами деформирования и разрушения в кончике трещины, где теоретически реализуется сингулярная особенность напряженного состояния массива, обусловленного строением трещины, и происходит разрушение материала с формированием свободных поверхностей в определенном направлении [2].

В результате проведенных исследований сформирован алгоритм расчета траектории развития трещины в массиве, получены условия начала продвижения трещины, состояние окружающей трещину среды на начальном этапе разрушения, оценено влияние режима закачки жидкости.

Список литературы

1. А. В. Татосов, Вестник Башкирского университета 2024, Т. 29, № 2, с. 57-61.
2. М. Р. Губайдуллин, А. Я. Давлетбаев, В. А. Штинов и др., Вестник Академии наук Республики Башкортостан 2022, Т. 45, № 4(108), с. 47-59.

ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ ДИНАМИКИ ДВИЖЕНИЯ ВОЗДУШНЫХ ПОТОКОВ В ШАХТНОМ СТВОЛЕ НА ПАРАМЕТРЫ ДВИЖЕНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ ШАХТНОГО ПОДЪЕМНОГО КОМПЛЕКСА

М.А. Журавков, М.А. Николайчик, И.Н. Карпович

Белорусский государственный университет, г. Минск, Беларусь

Е-mail: karpovichin@bsu.by

Шахтные подъемные комплексы играют ключевую роль в работе горнодобывающих предприятий, применяющих подземный метод добычи полезных ископаемых. Моделирование динамики движения подъемных сосудов представляет собой сложную многогранную задачу, и, несмотря на значительные достижения в этой области, системы канатного подъема до сих пор не были полностью изучены [1-3].

В работе рассматривается движение лифта и противовеса в вентилируемом шахтном стволе. В рамках проводимого исследования, учитывается влияние движения воздушного потока в шахтном стволе на боковые колебания лифта и противовеса.

Для решения модельной задачи использовался метод вычислительной гидродинамики (Computational Fluid Dynamics — CFD), который является эффективным инструментом моделирования динамики воздушных потоков с учетом движения в них твердых тел. Учет внешних факторов, таких как изменение давления и скорости потока воздуха, позволяет описать колебания лифта и противовеса, возникающие в шахтном стволе.

Рассматривается шахтный ствол глубиной 500 метров и диаметром 6 метров, в котором движется лифт и противовес. При создании геометрической модели учтены конструктивные особенности рассматриваемого шахтного ствола: взаимное расположение лифта и противовеса, наличие лестничных пролетов.

При движении лифта и противовеса они находятся в непрерывном контакте с системой металлических направляющих шахтного ствола через подпружиненные ролики.

Математическая постановка настоящей задачи включает в себя следующие граничные условия: на нижней границе области моделирования задается поток воздуха, поступающий со скоростью 15 м/с, на верхней границе области воздух выходит при атмосферном давлении, на границах лифта и противовеса принимается условие непроницаемости. Также, на каждом расчетном шаге обновляется положение лифта и противовеса. Задача решается с учетом движения лифта и противовеса, положение которых выступает в роли движущихся границ. Помимо этого, для учета контактного взаимодействия роликов лифта и направляющих к центрам масс лифта и противовеса прикладываются горизонтальные силы, равные силам упругости пружин роликов, а также крутящие моменты, создаваемые данными силами.

Базовая система разрешающих уравнений рассматриваемой модельной задачи включает в себя: уравнения неразрывности, уравнения Навье-Стокса, а также уравнения движения [2].

В результате решения рассматриваемой модельной задачи, получены горизонтальные перемещения лифта и противовеса, поля скоростей, а также распределение давления воздушного потока в шахтном стволе.

Анализ результатов показывает, что давление, создаваемое лифтом и противовесом оказывает существенное взаимное влияние на элементы рассматриваемой системы (Рис. 1). Вокруг лифта образуются области отрицательного давления, что подтверждается результатами исследований [1,2]. Изменение давления вокруг лифта и противовеса приводит к возникновению аэродинамических сил, которые вызывают колебания рассматриваемых элементов подъемного комплекса.

На рисунке 2 представлено горизонтальное перемещение лифта и противовеса при движении в шахтном стволе. В данном случае точка пересечения лифта и противовеса (момент, когда крайние точки тел находятся друг напротив друга): для лифта – 225 метров, для противовеса – 228 метров, сплошная линия – горизонтальные перемещения центра масс лифта, прерывистая – противовеса.

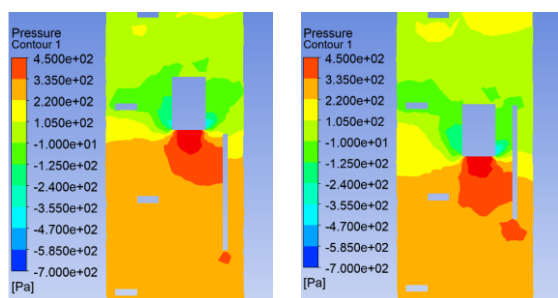


Рис. 1. Распределение давления в окрестности лифта и противовеса

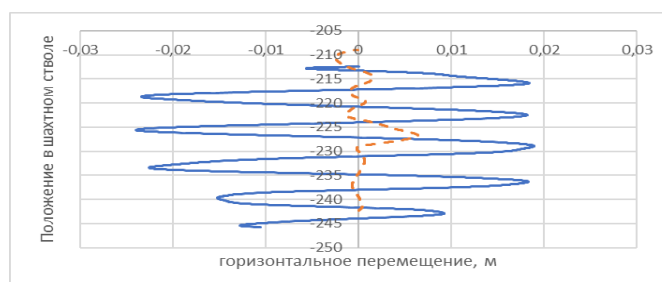


Рис. 2. Горизонтальные перемещения лифта и противовеса

При встрече лифта и противовеса наблюдается увеличение смещений по горизонтальной оси обоих тел, что связано с динамикой потока воздуха в вентиляционном шахтном стволе. В этот момент контуры давления изменяются быстро: на боковых поверхностях тел формируются зоны отрицательного давления, в то время как на нижней и верхней стенках лифта возникают области повышенного давления, оказывающие влияние на противовес. Максимальные горизонтальные перемещения фиксируются в момент, когда воздушный поток направлен навстречу движению лифта, что подчеркивает необходимость учета аэродинамических сил при проектировании шахтных подъемных комплексов.

Полученные результаты подчеркивают необходимость учета аэродинамических сил при проектировании шахтных подъемных комплексов, а также при выборе оптимальных эксплуатационных параметров, обеспечивающих безопасную и эффективную работу исследуемой системы.

Список литературы

1. Wu R, Zhu Z, Chen G, Cao G, Li W. Journal of Vibroengineering 16: 1555–1563 (2014)
2. Wu R, Zhu Z, Cao G. PLoS ONE 10(2): e0118268. <https://doi.org/10.1371/journal.pone.0118268> (2015)
3. Nikolaitchik M.A. E3S Web of Conferences, vol. 201. DOI: <https://doi.org/10.1051/e3sconf/202020101017>. (2020)

МОДЕЛИРОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ МАССИВОВ ГОРНЫХ ПОРОД С УЧЕТОМ ОСОБЕННОСТЕЙ ИХ СТРУКТУРНОГО СОСТОЯНИЯ В ОКРЕСТНОСТИ ПОДЗЕМНЫХ СООРУЖЕНИЙ

М.А. Журавков, М.А. Николайчик, Н.М. Климкович

Белорусский государственный университет, г. Минск, Республика Беларусь

Email: nikita.klimkovitch@yandex.ru

В настоящее время, при решении задач геомеханики, активно применяются методы компьютерного численного моделирования. При этом, теоретической базой расчетных моделей могут выступать как подходы и модели механики сплошных сред, так и механики дискретных сред [1]. Наиболее перспективным представляется построение моделей и численных алгоритмов, ориентированных на «сопряженные технологии», использующих численные методы различных групп или модификации определенного численного метода путем введения в него «специальных элементов». Такие подходы позволяют рассматривать поведение среды, находящейся в различном структурном механическом состоянии, на основе единого расчетного алгоритма. Так, например, при рассмотрении объемов подработанной породной толщи, представляется возможным моделирование ее напряженно-деформированного состояния (НДС) в областях сплошности на основе континуальных методов, а в зонах технологической трещиноватости и нарушения сплошности массива с помощью дискретных методов или на основе введения специальных элементов в алгоритм, реализующий континуальный метод [2-5].

Выполненные исследования имели целью разработку численного алгоритма на основе метода конечных элементов (МКЭ), модифицированного путем введения специальных блочных элементов, что позволяет моделировать НДС массива горных пород в областях нарушения его сплошности (области трещинообразования, разрушения, разуплотнения и т.п.) [5]. Блочные элементы представляют собой системы точечных масс, соединенных упругими и вязкоупругими связями. Параметры таких элементов определяются путем верификации с использованием данных натурных наблюдений (например, смещения контура выработки, смещения земной поверхности в области мульды оседаний).

При численном моделировании в трехмерной постановке для оценки формирования областей нарушения сплошности среды (в частности, техногенной трещиноватости и блочных структур) использовался комплексный критерий, базируемый на определении типа обобщенного напряженного состояния путем вычисления значений коэффициента Надаи-Лоде [6]. Так, зона обобщенного сжатия исследовалась по критерию максимальных деформаций сжатия, зона обобщенного растяжения – по критерию максимальных деформаций растяжения, зона обобщенного сдвига – по критерию Друкера-Прагера, весь породный массив вне зависимости от типа обобщенного напряженного состояния – по критерию Гриффитса [7-8].

После выявления зон нарушения сплошности породной толщи, в них размещаются специальные блочные элементы двух типов. «Первый тип» - в виде системы точечных масс и упругих связей переменной жесткости. «Второй тип» - в виде системы точечных масс и вязкоупругих связей с постоянным значением жесткости упругой связи и постоянным значением коэффициента демпфирования вязкой связи.

Специальные блочные элементы второго типа «вставлялись» между участками

сплошности массива и зонами трещиноватости совместно с образованными блочными структурами. Под блочной структурой понимается область породной толщи, представляющая собой достаточно «единый» элемент породной толщи, не разделенный системой трещин. Ведение таких блочных элементов позволяет моделировать совместное деформирование системы различных структур в окрестности подземной выработки.

Специальные блочные элементы первого типа «внедрялись» в зоны трещиноватости. Такие элементы позволяют моделировать нелинейно-упругое поведение на выделенных участках породного массива. Для таких элементов график зависимости силы F , (со стороны упругого элемента) от удлинения d может иметь вид, приведенный на рис. 1. Общий случай специального блочного элемента приведен на рис. 2. В качестве примера на рис. 3 приведена картина распределения характерных зон нарушения сплошности в массиве калийных пород в окрестности камеры высотой 3 м, шириной 3 м и длиной 9 м, расположенной на глубине 1 000 м в ее продольном (осевом) сечении.

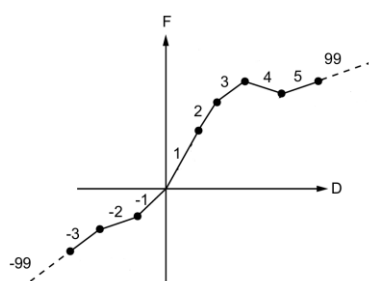


Рис. 1 – График зависимости силы F от удлинения d для специального блочного элемента первого типа

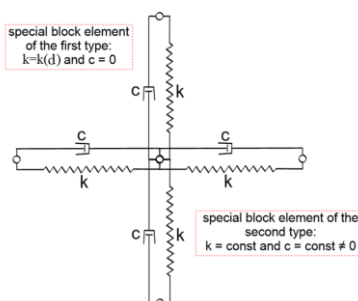


Рис. 2 – Общий случай специального блочного элемента



Рис. 3 – Распределение характерных зон нарушения сплошности в окрестности камеры (в ее продольном сечении)

Таким образом, разработан алгоритм трехмерного численного моделирования НДС массива калийных пород в окрестности выработок, позволяющий моделировать поведение вмещающего породного массива с учетом образования областей, находящихся в различных структурных состояниях. Особенность алгоритма является введение блочных элементов специального типа, что позволяет моделировать НДС подрабатываемых массивов горных пород в областях нарушения сплошности. Предложенный алгоритм численного моделирования может быть использован для детального изучения особенностей деформирования подработанного породного массива при применении различных схем ведения горных работ.

Список литературы

1. M. Zhuravkov Modern numerical methods in mechanics (2022).
2. F. Feng, Z. Xie, T. Xue, E. Wang, R. Huang, X. Li, S. Gao, Sustain. 15 (2), p. 937 (2023).
3. Q. Zhou, W.J. Xu, Z.K. Feng, Comput. and Geotech. 151, p. 104982 (2022).
4. T. Iwai, K. Oguni, M. Hori, J. of Appl. Mech. 6, pp. 231-238 (2003).
5. M.A. Zhuravkov, M.A. Nikolaitchik, N.M. Klimovich, J. of Min. Sci. 59 (3), pp. 349-357 (2023).
6. Zhuravkov M., Lapatsin S., and Ji S. Acta Mech. Sin. 39, 722194 (2023).
7. J.C. Jaeger, N.G.W. Cook, R.W. Zimmerman, Fundamentals of Rock Mechanics (2007).
8. M. Zobak Reservoir Geomechanics (2007).

ИССЛЕДОВАНИЕ НАНО- И МИКРОМЕХАНИЗМОВ РАЗРУШЕНИЯ ГОРНЫХ ПОРОД В ПРОЦЕССАХ ДИНАМИЧЕСКИХ ВЫСОКОИНТЕНСИВНЫХ ВОЗДЕЙСТВИЙ

А.Н. Кочанов, И.Ж. Бунин

Институт проблем комплексного освоения недр им. академика Н.В. Мельникова РАН

Email: kochanov@mail.ru

Динамическое разрушение материалов, в том числе и горных пород, это неравновесный процесс, происходящий на различных масштабных уровнях как в пространстве, так и во времени [1], характеризуется образованием и развитием структурных дефектов на микро-, мезо- и макромасштабном уровнях (от десятков нанометров и более), природа которых обусловлена энергетически возбужденными состояниями кристаллической решетки. При кажущейся "простоте" механизм разрушения весьма сложен и реализуется в широкой области масштабов – от атомного до визуальных проявлений. Важная роль в процессе разрушения горных пород принадлежит микротрещинам, которые изначально присутствуют в большинстве горных пород с момента их образования в результате геологических процессов (генетические типы трещин) и характеризуют начальную степень геомеханического состояния (поврежденности) среды. Следует отметить, что условие разрушения тел с дефектом типа трещины отличается от условия разрушения «бездефектных» тел, для которых в [2] предложен пространственно-временной критерий разрушения с феноменологическими параметрами субатомной природы.

Для тел с трещинами применение критериев линейной механики разрушения (ЛМР) позволяет описывать локальные свойства "торможения" трещины (трещиностойкость, вязкость разрушения) при отрыве критическим значением коэффициента интенсивности напряжений K_{Ic} при сингулярной части компонентов тензора напряжений. Так как связь между K и σ не зависит от условий нагружения, критерии ЛМР применяют для анализа процесса разрушения как при статическом и циклическом, так и при динамическом нагружении. В [3] предложен критерий (предел) трещиностойкости (I – критерий), позволяющий независимо от размера трещины определять предельное состояние:

$$I = K_c [1 - (\sigma_{11} / \sigma_B)^2]^{1/2}, \quad (1)$$

где σ_{11} – максимальное главное напряжение у края трещины, σ_B – предел прочности материала.

В настоящей работе для оценки вязкости разрушения образцов горных пород, основных составляющих их минералов, а также областей срастания рудных и породообразующих минералов использовали метод микро- и наноиндентирования [4, 5]. Для образцов железистых кварцитов установлена сравнительно низкая вязкость разрушения нерудной фазы (кварца) $K_{Ic} = 0.5 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$, что в $\sim 1,5$ – $2,0$ раза меньше по сравнению с трещиностойкостью зерен железорудных минералов (гематита и магнетита). На границах срастания зерен кварц-магнетит и кварц-гематит величина K_{Ic} составила 0.68 и 0.38 $\text{МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$ соответственно. Вязкость разрушения образцов мрамора, песчаника и змеевика – 0,75; 1.1; 1,4 $\text{МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$ соответственно.

Горные породы неоднородны, состоят из отдельных минеральных зерен, имеют структурные особенности и различную плотность микродефектов, что определяет формирование специфического поля напряжений с высокими локальными параметрами и механизм разрушения при внешнем воздействии [6]. Морфологическими признаками

механизмов дезинтеграции горных пород являются отклонение или ветвление трещин на границах минеральных зерен и микровключениях. В результате электронно-микроскопических исследований (РЭМ) нами установлено, что в результате взрывного воздействия и нетеплового действия мощных электромагнитных импульсов траектории распространения новообразованных микротрещин в образцах гранита определяются наличием границ зерен (интеркристаллитное разрушение) (Рис. 1а), а для образцов угля – более прочных микровключений (Рис. 1б).

Фрактальные свойства твердых тел являются предметом интенсивных исследований [7]. Использование фрактальной размерности (D_f) в качестве геометрического фактора, учитывающего увеличение площади поверхности разрушения твердых тел за счет шероховатости, позволяет уточнить значения вязкости разрушения поликристаллических материалов [8]:

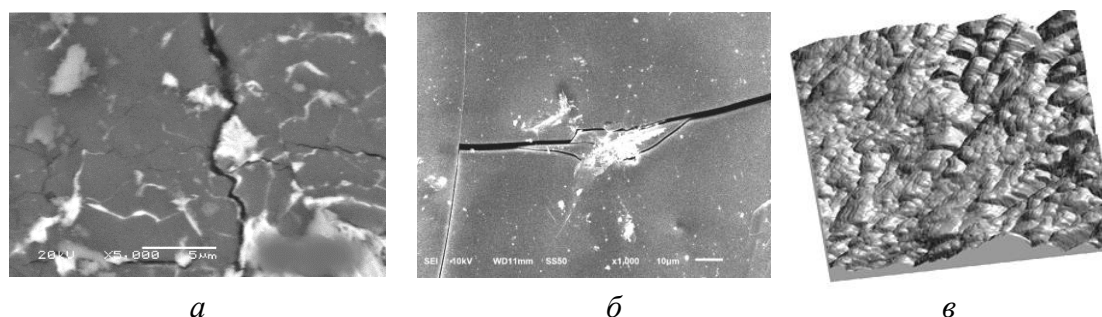


Рисунок 1. Распространение микротрещин в граните (взрывное воздействие) (а) и угле (МЭМИ) (б) (РЭМ); АСМ-изображение поверхности кварцита (в)

$$K_{1C} = \sqrt{2\gamma_{ef}Ef} \sim l_g^{(D_f-1)/2}, \quad (2)$$

где γ_{ef} – эффективная поверхностная энергия, E – модуль Юнга, l_g – длина трещины Гриффитса.

На Рис. 1в показан фрагмент "шероховатой" поверхности разрушения образца кварцита (АСМ, сканирующий зондовый микроскоп СММ-2000, АО «Завод ПРОТОН», Зеленоград; размер кадра 8х8 мкм). Для образцов гранита, доломита и кварцита разброс высот составил 1,35; 2,33 и 1,2 мкм; шероховатость поверхности разрушения – 141, 289, 116 нм соответственно. Величина фрактальной размерности поверхности для гранита $D_f = 2,015$; доломита 2,05 и кварцита 2,023, что следует учитывать при оценке вязкости разрушения геоматериалов.

Благодарности: Авторы благодарят за помощь в проведении АСМ-исследований инженера АО «Завод ПРОТОН» А.С. Логинову и начальника лаборатории атомной модификации и анализа поверхности полупроводников НИУ МИЭТ Б.А. Логинова.

Список литературы

1. Груздков А.А., Морозов Н.Ф., Петров Ю.В., Изв. РАН. МТТ. 2006, № 6, с. 167-172.
2. Морозов Н.Ф., Петров Ю.В. Проблемы динамики разрушения твердых тел. СПб.: Изд-во Санкт-Петербургского ун-та, 1997. 132 с.
3. Партон В.З., Морозов Е.М., Механика упругопластического разрушения. М.: Наука, 1985. 502 с.
4. Головин Ю.И., ФТТ. 2021, 63, с. 3–41.
5. Головин Ю.И., Тюрин А.И., Викторов С.Д. и др., Изв. РАН. Сер. физическая. 2018, 82, с. 945-950.
6. Kochanov AN, Rev. Adv. Mater. Techn. 2023, 5, p. 39-46.
7. Cherepanov G.P., Balankin A.S., Ivanova V.S., Engineering Fracture Mechanics. 1995, 51, pp. 997-1033.
8. Покропивный В.В., Скороход В.В., ФТТ. 1995, 37, с. 1223-1226.

ВЗРЫВНОЕ РАЗРУШЕНИЕ ГОРНЫХ ПОРОД КАК РАЗНОМАСШТАБНЫЙ ПРОСТРАНСТВЕННО-ВРЕМЕННОЙ ПРОЦЕСС

А.Н. Кочанов, Л.И. Молодчинина, М.В. Курьянов

Институт проблем комплексного освоения недр им. академика Н.В. Мельникова РАН

Email: kochanov@mail.ru

В результате исследований, выполненных за последние двадцать лет, разработаны новые подходы при описании процессов разрушения, связанные с учетом временных факторов и реальных структурных особенностей горных пород, тем самым появилась возможность использовать их результаты при решении прикладных задач взрывного разрушения, дополнить или переосмыслить сложившиеся представления. При рассмотрении принятых критериев разрушения можно утверждать, что достижение критического уровня, например, по напряжениям, в ряде случаев оказывается недостаточным для начала и течения процесса разрушения, а требуется время, за которое произойдет подготовка материала к разрушению. Введение времени как одной из характеристик процессов разрушения вполне логично в развитии представлений о прочности.

Описание роли теплового движения в процессе разрушения составляет основу кинетическая концепция прочности, которая базируется на экспериментальных результатах, полученные для широкого круга материалов искусственного и естественного происхождения, включая полимеры, металлы, горные породы. Важным следствием кинетического подхода к процессу разрушения твердых тел стало количественная формулировка критерия, известного как концентрационный критерий разрушения. Представление разрушения, как пространственно-временного процесса накопления и развития нарушений сплошности материала, позволяет обосновать принципиальную возможность прогноза разрушения, например, по интенсивности акустической или электромагнитной эмиссии, также рассматривать этот процесс на разных масштабных уровнях, в том числе временных, как развития микро- и макротрещин.

Системное обобщение и интеграция экспериментальных и теоретических данных на базе физических представлений кинетической концепции прочности позволили уточнить основные закономерности взрывного воздействия на горные породы как структурно неоднородной среды в рамках зонной модели на разных масштабных уровнях. На основании данных экспериментальных и теоретических исследований можно утверждать, что взрывное воздействие на массив горных пород проявляется в формировании камуфлетной полости, зоны пластической деформации, характеризующуюся слабым развитием микротрещин, зону интенсивной микротрещиноватости и радиальных трещин, зону остаточной микротрещиноватости на удаленных расстояниях от источника взрывного воздействия [1-4]. Новизна исследований заключается в том, что рассматриваются разномасштабные по времени стадии взрывного воздействия как развитие микродефектов при прохождении волн напряжений (предразрушение) и множественное развитие трещин, которое определяется динамикой расширения газовой полости. Следует отметить, что переход процесса деформирования и разрушения с микроскопического на макроскопический уровень является очень важным, так как с масштабными преобразованиями тесно связаны особенности действия физических законов. Динамику роста многочисленных, но малых по размеру дефектов рассматривает механика рассеянных повреждений, а условия

распространения магистральных трещин являются предметом изучения линейной механики разрушения.

Проведенные экспериментальные исследования процесса предразрушения при взрыве ВВ в образцах горных пород показали, что за счет развития микротрещин уменьшаются скорость прохождения упругих волн и прочностные характеристики горных пород. Радиус зоны развития микротрещин, оцененный по изменению скорости упругих волн, может составлять 100-200 радиусов заряда. Результаты лабораторных исследований подтверждаются анализом данных по изучению керна скважины пробуренной к эпицентру подземного взрыва, а также акустическими измерениями при скважинно-шпуровом способе проведения горных выработок. Следует указать, что процесс взрывного предразрушения как накопление микродефектов в объеме массива, так и в отдельно рассматриваемого после взрыва куска горной массы, который приводит к структурному ослаблению породы и снижению её прочности, очевидно, впервые рассматривался М. Куком [5].

В области предразрушения неупругое деформирование и развитие повреждаемости определяет более сильное затухание волн напряжений по сравнению с упругой моделью. Закономерности распространения волн напряжений хорошо изучены [6-7], и на основании экспериментальных данных можно утверждать, что волна напряжений при взрыве стандартных ВВ с нормальной плотностью заряжения на расстояниях 2-3 $R_{зар}$ не является ударной, хотя и характеризуется временем резкого нарастания $t_{нар}$ по отношению к времени спада $t_{спад}$ напряжений: на близких расстояниях $t_{нар}/t_{спад} \approx 0,1$. На расстояниях порядка 100 $R_{зар}$ это соотношение увеличивается до 0,2-0,3. Такую волну предложено называть «короткой», имея ввиду сравнительно малую пространственную область нарастания больших напряжений и скоростей по сравнению со всей областью действия волны в ближней зоне.

Экспериментальные данные о затухании амплитуд в волне напряжений при взрыве в прочных скальных породах указывают на следующий характер затухание максимальных амплитуд: $\sigma_{r\max} = A / r^n$, где $n = 1,6-1,8$ и $0,8-0,9$ соответственно для сферической и цилиндрической симметрии при $3-5 < r / R_3 < 100$. При этом в том же диапазоне расстояний скорость распространения волны практически совпадает с величиной скорости продольных волн. Область «предразрушения» в случае цилиндрической симметрии оцениваемая по закону затухания, имеет большие размеры, чем при сферической симметрии. Изменение состояния среды и трения во время распространения волны являются основной причиной затухания, более высокого, чем в упругой среде, след этого затухания и есть «предразрушение». При прохождении волн напряжений развитие в горных породах множество микродефектов может в значительной степени изменить их физические свойства и предопределять дальнейшее развитие дробления горных пород при взрыве под действием газообразных продуктов детонации. Научные результаты в рамках концепции предразрушения горных пород при взрывном воздействии нашли практическое отражение в работах исследователей [8-11].

Список литературы

1. Кочанов А.Н. ГИАБ, 1996, 5, с. 49-52.
2. Шемякин Е.И., Кочанов А.Н. Взрывное дело, 1998, 91/48, с. 12-21.
3. Кочанов А.Н., Одинцов В.Н. ФТПРПИ, 2016, 6, с. 38-48.
4. Kochanov A.N. Reviews on Advanced Materials and Technologies, 2023, 5, pp. 39-46.
5. Кук М.А. Наука о промышленных взрывчатых веществах М.: Недра. 1980.
6. Шемякин Е.И. Сейсмозрывные волны в процессе горного производства. М.: 2004.
7. Ханукаев А.Н. Физические процессы при отбойке горных пород взрывом. М.: Недра. 1974.
8. Хохлов С.В., Виноградов Ю.И., Макоев В.А., Абиев З.А. Горн.науки и техн., 2024, 9, с.85-96.
9. Шишкин Е. А., Смоляков А. А. Известия вузов. Горный журнал. 2022. № 1. С. 23–33.
10. Лещинский А. В., Шевкун Е. Б., Лысак Ю. А. ГИАБ, 2019, 2, с. 50–57.
11. Лупий С. М. Взрывное дело, 2016, 115/72, с. 226–232.

МЕТОДИКА ПРОГНОЗИРОВАНИЯ РЕЗУЛЬТАТОВ ЦЕМЕНТАЦИИ СТАЛЕЙ ДЛЯ БУРОВОГО ИНСТРУМЕНТА

А.А. Куклина^{1,2}, М.В. Майсурадзе², Ю.В. Юдин².

¹ Уральский государственный горный университет, г. Екатеринбург, Россия

² Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина, г. Екатеринбург, Россия

Email: Kuklina.aleksandra@rambler.ru

Для бурения скважин применяются шарошечные долота, относящиеся к породоразрушающему инструменту вращательного типа. В связи с этим, надежность инструмента обеспечивается за счет повышения износостойкости. Для упрочнения поверхности долот применяется цементация – насыщение поверхности стали углеродом. При последующей закалке поверхностный слой приобретает высокую твердость и износостойкость за счет образования высокоуглеродистого мартенсита.

С целью разработки математической модели процесса цементации были проведены экспериментальные исследования ряда легированных низкоуглеродистых сталей. Температура цементации - 920 °С, продолжительность выдержки – 10 ч, заданное значение углеродного потенциала атмосферы варьировалось в диапазоне 0,60...0,95 %. Сразу после цементации образцы исследуемых сталей охлаждались в масле И20.

Разработанная математическая модель основана на численном решении дифференциального уравнения диффузии:

$$\partial c / \partial \tau = D (\partial^2 c) / (\partial x^2), \quad (1)$$

где c – концентрация углерода, мас. %; τ – время, с; x – расстояние от насыщаемой поверхности, м; D – коэффициент диффузии углерода в аустените, м²/с.

Численное решение уравнения (1) производилось в одномерной постановке с граничными условиями 3 рода. Варьируемым параметром, значение которого определялось в ходе итерационных расчетов, являлась энергия активации диффузии атомов углерода, Q , оказывающая влияние на коэффициент диффузии, D , в соответствии с уравнением (2):

$$D = D_0 \cdot e^{-Q/RT}, \quad (2)$$

где D_0 – постоянный коэффициент, составляющий $0,11 \times 10^{-4}$ м²/с для аустенита в стали; R – универсальная газовая постоянная ($R = 8,31$ Дж/моль×К); T – температура в градусах Кельвина.

Для учета влияния состава стали на значение равновесной концентрации углерода, достигаемой между поверхностью детали и атмосферой цементационной печи, обычно используется коэффициент легирования k :

$$\log(1/k) = 0,055 \times \text{Si} - 0,013 \times \text{Mn} - 0,040 \times \text{Cr} + 0,014 \times \text{Ni} - 0,013 \times \text{Mo} - 0,013 \times \text{Al} - 0,104 \times \text{V} - 0,009 \times \text{Cu} - 0,013 \times \text{W} + 0,009 \times \text{Co} \quad (3)$$

Рассмотренная выше методика численного моделирования была использована для описания экспериментальных профилей концентрации углерода в поверхностном слое образцов разных марок стали, подвергавшихся цементации при разном заданном углеродном потенциале печной атмосферы – 0,60, 0,85 и 0,95 %. Для достижения наилучшего совпадения между расчетными и экспериментальными профилями концентрации углерода (рис. 1) варьировалось значение энергии активации диффузии Q .

В ходе итерационных расчетов было найдено значение энергии активации диффузии для сталей разного состава, а регрессионный анализ полученных данных позволил установить взаимосвязь химического состава стали и величины Q :

$$Q = 144490 - 6311 \times \text{Mn} - 1112 \times \text{Ni} - 13890 \times \text{Mo}, \quad (4)$$

где Mn, Ni, Mo – содержание легирующих элементов, масс. %.

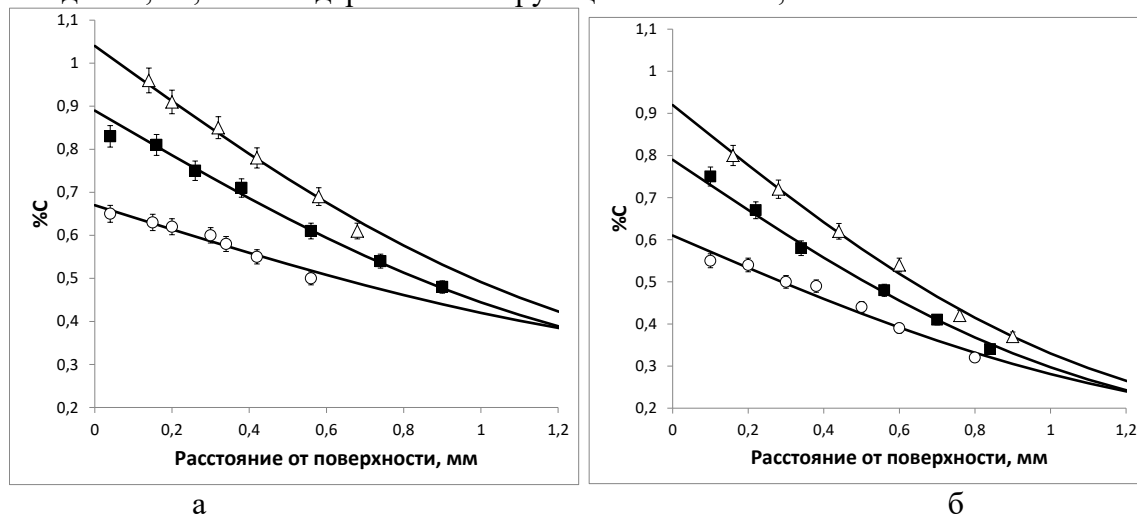


Рис. 1. Экспериментальное (маркеры) и расчетное (линии) распределение концентрации углерода в диффузионном слое образцов из сталей:
а) 25ХГМ; б) 12ХН3А (○ – $CA = 0,60\%$; ■ – $CA = 0,80\%$; Δ – $CA = 0,95\%$)

Зная распределение концентрации углерода в диффузионном слое, можно рассчитать профиль твердости после закалки, с учетом сохранения непревращенного остаточного аустенита. Для этого необходимо установить значения температуры начала мартенситного превращения, M_n , в разных точках диффузионного слоя. В настоящей работе было использовано следующее уравнение для расчета температуры M_n :

$$M_n = 472 - 384 \times C - 26 \times Si - 14 \times Ni, \quad (5)$$

где C, Si, Ni – содержание легирующих элементов, масс. %. Количество мартенсита, образующегося в разных точках диффузионного слоя после закалки, можно определить по уравнению Коистинена-Марбургера:

$$P_M = 1 - \exp[-\alpha \times (M_n - t)], \quad (6)$$

где P_M – доля мартенсита; M_n – температура начала мартенситного превращения, °C; t – температура окружающей среды ($t = 20$ °C); α – постоянный коэффициент.

Тогда долю непревращенного остаточного аустенита, P_A , можно определить следующим образом:

$$P_A = 1 - P_M. \quad (7)$$

Твердость полученной микроструктуры, состоящей из мартенсита и остаточного аустенита, определяется по правилу смеси, при допущении, что твердость смешанной структуры обладает свойством аддитивности:

$$HRC = P_M \times HRC_M + P_A \times HRC_A, \quad (8)$$

где P_M , P_A – соответственно, доля мартенсита и остаточного аустенита; HRC_M , HRC_A – соответственно, твердость мартенсита и остаточного аустенита.

В случае применения стандартной цементации при постоянном углеродном потенциале (0,65 % для стали 14ХН3МА), продолжительность процесса составит порядка 35 ч. Как показали расчеты, для достижения требуемых параметров

диффузионного слоя оптимальным режимом цементации стали 14ХНЗМА будет следующий: 16 ч при углеродном потенциале 0,95%, затем 4 ч при углеродном потенциале 0,65%. При этом, на поверхности формируется диффузионный слой толщиной 1,8 мм, твердость которого составляет 57...59 HRC без угрозы образования цементитной сетки или высокого содержания остаточного аустенита (рис. 2, а), а продолжительность процесса сокращается на 40%.

Для стали 19ХГНМА в случае стандартной цементации при постоянном углеродном потенциале 0,80 %, при котором в структуре диффузионного слоя не будет наблюдаться существенное количество остаточного аустенита, снижающего твердость, продолжительность процесса для получения толщины упрочненного слоя 1,8 мм составит 24 ч. Использование ступенчатого режима с углеродным потенциалом первой ступени 1,15 % (выдержка 13 ч) и второй ступени 0,80 % (выдержка 3 ч) позволяет получить такую же толщину упрочненного слоя, при сокращении времени цементации на 30% (рис. 2, б).

Таким образом, в результате применения ступенчатых режимов достигается существенное сокращение продолжительности процесса цементации деталей шарошечных долот на 30...40%.

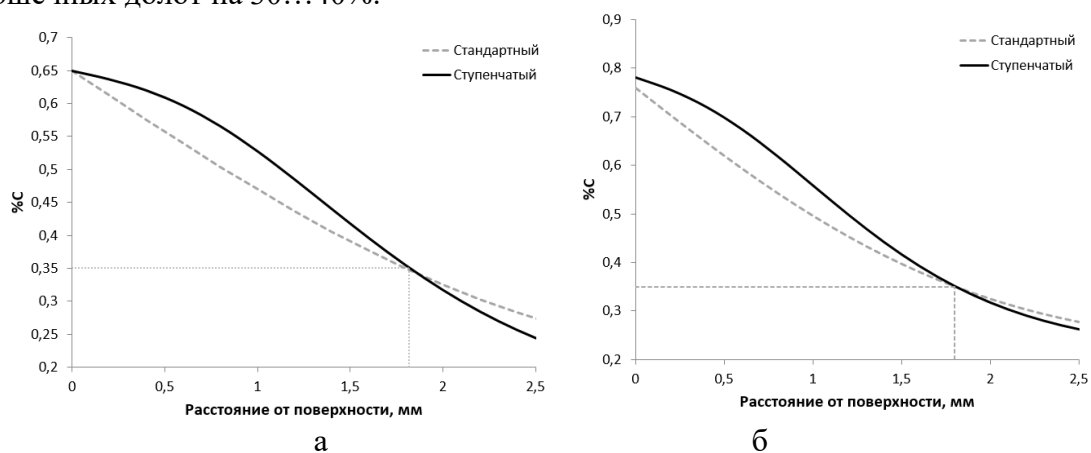


Рис. 2. Результаты численного моделирования цементации: а) расчетные профили концентрации углерода стали 14ХНЗМА в диффузионном слое при стандартном режиме цементации (0,65 %, 35 ч) и ступенчатом режиме цементации (0,95% - 16 ч, 0,65% - 4 ч); б) расчетные профили концентрации углерода в диффузионном слое стали 19ХГНМ при стандартном режиме цементации (0,80 %, 24 ч) и ступенчатом режиме цементации (1,15% - 13 ч, 0,80% - 3 ч)

Выводы

1. Предложена методика численного моделирования процесса цементации, учитывающая влияние химического состава стали на процесс насыщения углеродом поверхности деталей.
2. Установлена зависимость между химическим составом стали и энергией активации диффузии углерода в аустените.
3. Рассмотрен алгоритм расчета твердости в диффузионном слое после закалки, который учитывает наличие остаточного аустенита в микроструктуре.
4. При помощи разработанных методик численного моделирования были установлены параметры ступенчатых режимов цементации долотных сталей 14ХНЗМА и 19ХГНМ, что позволило получить требуемую толщину (1,8 мм) и твердость диффузионного слоя (57...60 HRC) при сокращении продолжительности цементации на 30...40 % по сравнению со стандартно применяемыми режимами при постоянном углеродном потенциале.

ОПЫТ ОЦЕНКИ НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ СОЛЯНЫХ МЕЖДУКАМЕРНЫХ ЦЕЛИКОВ МЕТОДАМИ МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

И.С. Ломакин, А.А. Барях, Н.А. Самоделкина

Горный институт УрО РАН, Пермь, Россия

Email: Lomakin@Mi-Perm.ru

Подземная система отработки широко применяется при добыче различных полезных ископаемых. На Верхнекамском месторождении солей очистная выемка продуктивных пластов осуществляется камерной системой разработки с поддержанием вышележащего породного массива на ленточных междукammerных целиках. Устойчивое состояние целиков призвано обеспечить сохранность водозащитной толщи, отделяющей водоносные горизонты от выработанного пространства рудника. Нарушение целостности водозащитной толщи может привести к проникновению пресных вод в горные выработки и возникновению аварийной ситуации грозящей гибелью рудника.

Согласно действующему на Верхнекамском месторождении солей технологическому регламенту [1] инженерный расчет степени нагружения целиков, базирующийся на методике Турнера-Шевякова, определяется следующим соотношением:

$$C = \xi \gamma H_0 \frac{a+b}{bk_f \sigma_m} \quad (1)$$

где ξ – коэффициент, учитывающий изменение нагрузки на целики вследствие влияния различных горнотехнических факторов (влияние техногенной нагрузки, опорное давление, наличие межхоровых целиков и др.); γ – объемный вес пород; H_0 – максимальное значение расстояния от земной поверхности до кровли целиков; a – ширина очистных камер; b – ширина междукammerных целиков; k_f – коэффициент формы целиков; σ_m – агрегатная прочность пород в массиве, которая вычисляется на основе эквивалентной прочности пород, слагающих целики, с использованием нескольких коэффициентов, определяющих усредненное влияние особенностей их строения и состояния (наличие масштабного фактора, глинистых прослоек, увлажнения пород и т. п.). Отметим, что при надлежащем подборе коэффициентов, корректирующих прочность целиков, в условиях полной подработки, метод Турнера-Шевякова обеспечивает достаточное качество практических расчетов и успешно применяется не только на Верхнекамском месторождении. Однако, использование формулы (1) ограничено достаточно простыми вариантами подземной разработки: субгоризонтальное залегание рабочих пластов, одинаковые размеры целиков и выработанного пространства, их каноническая форма и т. д. В более сложных случаях в последние годы для расчета целиков все шире применяются методы математического моделирования.

На основе анализа многовариантных вычислительных экспериментов установлена взаимосвязь между степенью нагружения целиков C , определенной по формуле (1), и нормированной величиной интенсивности напряжений $K = \sigma_i / \sigma_m$, где $\sigma_i = \sqrt{3I_2(D_\sigma)}$ – интенсивность напряжений, пропорциональная величине второго инварианта девиатора напряжений. Показано [2], что

$$C \approx K^* \quad (2)$$

где K^* – максимальная величина показателя K , достигаемая в каждом вертикальном сечении целика.

В работе рассмотрены некоторые аспекты и особенности использования выявленной взаимосвязи и соотношения (2) для оценки несущей способности междукламерных целиков, исходя из накопленного опыта его применения.

Исследование выполнено при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования РФ в рамках государственного задания (рег. номер НИОКТР: 124020500031-4)

Список литературы

1. Указания по защите рудников от затопления и охране подрабатываемых объектов в условиях Верхнекамского месторождения калийных солей (технологический регламент). СПб., 2014.
2. Барях А. А., Самоделкина Н. А., Физико-технические проблемы разработки полезных ископаемых 2007, № 1, с. 11—20.

О МЕХАНИЗМАХ АККОМОДАЦИИ НАПРЯЖЕНИЙ В МАТЕРИАЛАХ НА ОСНОВЕ БИОМИНЕРАЛА

М.Е. Меженов^{1,2}, П.Е. Панфилов¹, Д.В. Зайцев^{1,2}.

¹ Уральский федеральный университет, Екатеринбург

² Уральский государственный горный университет, Екатеринбург

Email: makxsm3121@gmail.com

Проведенный ранее выполненными работами анализ деформационного поведения образцов, вырезанных из скорлупы яиц разных видов птиц Уральского региона, показал, что по своим прочностным свойствам данный биоминерал может удовлетворить требованиям, предъявляемым к стоматологическим ресторативным материалам, в частности, для изготовления виниров имплантов зубов. Очевидно, что изготовить виниры непосредственно из скорлупы птичьих яиц невозможно, но заготовки для них можно сделать путем компактирования порошка из скорлупы. Поэтому необходимо было решить задачи по отработке методики компактирования образцов из скорлупы птичьих яиц и аттестации их прочностных свойств для оценки перспективы использования данного материала в качестве ресторативного стоматологического материала.

Биологический материал для исследований (куриные яйца категории С1) были приобретены в сети супермаркетов «Магнит» в Екатеринбурге: исследования проводили на скорлупе белого и коричневого цветов. Скорлупу измельчали в бытовой электрической кофемолке до размеров в несколько сотен микрон и в специализированных устройствах (до размеров в несколько десятков микрон). Технологические опыты показали, что оптимальный размер частиц порошка, гарантирующий получение однородных образцов, чьи рабочие поверхности содержали минимальное количество дефектов-концентраторов напряжений, был несколько сотен микрон.

Компактирование проводили при помощи стальной пресс-формы диаметром 12 мм на гидравлическом прессе под давлением 200 Барр при комнатной температуре. В результате компактирования получали образцы дискообразной формы диаметром 12 мм и высотой 6 мм – отношение диаметр-высота 2:1. Компактирование проводили на порошках из скорлупы белого и коричневого цвета либо без связующего, либо используя

в качестве связующего клеи: резиновый клей, клей ПВА; силикатный клей для бумаги (все приобретены в супермаркете сети «Лента» в Екатеринбурге). Также в качестве связующего применялся клей БФ-6, использованный нами ранее при проведении предварительных исследований прочностных свойств образцов, компактированных из порошка скорлупы куриных яиц. Клей в форме капли помещали на порошок в пресс-форме, после чего все приводили в контакт со стальным пуассоном и ставили под пресс. После компактирования образцы выдерживали не менее 48 часов при комнатной температуре для полной полимеризации / отверждения клея. Перед испытаниями поверхности образцов документировали при помощи сканера высокого разрешения Epson Perfection V750 Pro с разрешением 6400 dpi. Независимо от вида связующего, поверхности образцов не содержат крупных дефектов-концентраторов напряжений, хотя на них отчетливо видны отдельные крупные частицы скорлупы, в частности, коричневого цвета.

Механические испытания проводили по схемам одноосного сжатия и диаметрального сжатия / бразильского теста на воздухе при комнатной температуре на испытательной машине Shimadzu™ Autograph AG-X 50кН (скорость перемещения траверсы 1 мм/мин). Для обработки экспериментальных данных применялось программное обеспечение Trapezium™, поставляемое вместе с испытательной машиной Shimadzu™. Для испытания одного материала по каждой схеме испытывали не менее 10 образцов. После испытаний рабочие поверхности образцов документировали.

В результате проведенных испытаний были получены инженерные / деформационные кривые и механические характеристики для каждого компактированного образца. Нагружение образца останавливали, как только на инженерной кривой появлялся перегиб, соответствующий началу распада образца на части. Упругий модуль материала определяли по углу наклона деформационной кривой, величину напряжения в точке перегиба принимали за предел прочности, а деформацию в этой точке – за деформацию начала распада образца на части / разрушения. Анализ деформационного поведения образцов, компактированных из порошка скорлупы куриных яиц, при одноосном сжатии и диаметральном сжатии показывает, что оно оказалось подобным поведению горных пород и минералов различного генезиса, включая эмаль зубов человека. Так во всех случаях инженерные кривые можно аппроксимировать прямой линией, что указывает на отсутствие в модельных материалах стадии пластической деформации. Действительно, трудно ожидать в неорганическом материале с направленными химическими связями дислокационной пластичности или иного механизма, обеспечивающего макроскопическую необратимую / пластическую деформацию. При этом величина деформации до начала разрушения / диспергирования образца при одноосном сжатии компактированных образцов из порошка скорлупы в разы выше той, что наблюдается перед разрушением таких хрупких материалов, как силикатное стекло или монокристаллический кремний. Напротив, если к таким образцам прикладывается растягивающая нагрузка, их поведение, по крайней мере, если основываться на анализе хода деформационных кривых, можно определить, как хрупкое (предельная деформация менее 1%). Свойства связующего вещества (при использованных в работе сортах и концентрациях связующего) способны повлиять на механические характеристики материала, но не способны изменить типа его деформационного поведения. Исходя из всего вышеперечисленного, при правильном подборе связующего, компактированный порошок из скорлупы куриных яиц, по своим прочностным свойствам можно сделать оптимальным для изготовления зубных имплантов по CAD-CAM технологии.

МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ ТРЕЩИНОСТОЙКОСТИ ХРУПКИХ И КВАЗИХРУПКИХ МАТЕРИАЛОВ НА ОСНОВЕ СВЯЗАННОГО КРИТЕРИЯ РАЗРУШЕНИЯ

Д.С. Мосиенко, М.А. Леган

Институт гидродинамики им. М. А. Лаврентьева СО РАН, 630090, Россия,
Новосибирск, пр. Академика Лаврентьева, 15

Email: mosienko.d.s@hydro.nsc.ru

Многие горные породы, а также керамика, композиты и прочие материалы склонны к хрупкому разрушению. Для определения трещиностойкости материалов проводятся специальные испытания. Существует стандарт испытаний металлических образцов – ГОСТ 25.506–85 [1]. Однако стандартизированных методик для исследования трещиностойкости горных пород и композитов нет. Проблема получения точных экспериментальных данных для определения вязкости разрушения является актуальной, ввиду сложности изготовления образцов, а также высокого разброса данных из-за наличия случайных дефектов микроструктуры хрупких материалов.

За основу методики определения вязкости разрушения предлагается взять связанный критерий, разработанный в 2002 году Домиником Легийоном, который стыкует классические условия прочности и теорию трещин [2]. Исследования показывают, что применение данного критерия к образцам с регулярными концентраторами напряжения крупного размера из хрупких и квазихрупких материалов позволяет получить расчетное значение критической нагрузки близкое к экспериментальным данным.

Комбинирование данного критерия разрушения с испытаниями по схеме модифицированный бразильский тест (рис. 1) [3] позволит определить вязкость разрушения при условии, что предел прочности на растяжение известен.

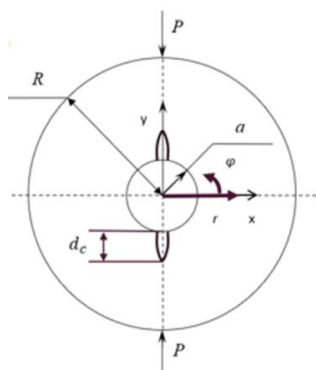


Рисунок 1. Расчетная схема испытания (модифицированный бразильский тест).

Согласно данному критерию, разрушение происходит, если максимальное растягивающее напряжение в точке конфигурации без трещин ($\sigma_1^{max}(r, \varphi)$ при $r = a + d_c$) и скорость выделения энергии в вершине виртуальной трещины (d_c), расположенной в той же точке конфигурации с трещинами ($G(r, \varphi)$ при $r = a + d_c$), достигают одновременно их критических значений. Используя суперпозицию решений задачи Кирша для плоскости с отверстием (1), а также справочные данные для расчета коэффициента интенсивности напряжений (2) из справочника Ю. Мураками [4], запишем математическую формулировку критерия разрушения.

$$\sigma_1 = \frac{P}{\pi R t} \left(1 - \frac{a^2}{(a + d_c)^2} + 6 \frac{a^4}{(a + d_c)^4} \right) = \sigma_B \quad (1)$$

$$K_I = 1,1215\sqrt{\pi d_c}(1 - 3,36 \cdot \lambda + 10,6 \cdot \lambda^2) \cdot \frac{6 \cdot (1+\beta)}{(1-\beta)^2} \cdot \frac{0,995}{\left[1 + \frac{\beta}{0,338} - \frac{\beta^2}{0,523} + \frac{\beta^3}{0,840}\right]} \cdot \frac{P}{\pi R t} = K_{Ic}, \quad (2)$$

где $\beta = a/R$, $\lambda = (a+d_c)/R$. Предел прочности на растяжение σ_B считается известным. Выразив из (1) и (2) нагрузку P и приравняв друг к другу, можно вычислить длину фиктивной трещины d_c . После чего, подставив эту величины, а также критическое значение нагрузки, определенной из эксперимента, в выражение (2), получить значение критического коэффициента интенсивности напряжений K_{Ic} .

Для проверки предложенной методики проведены испытания на хрупком (гипс) и квазихрупком (алюминиевый сплав В96Ц1) материалах. В обеих программах испытаний проводились независимые эксперименты по определению механических характеристик. На рисунке 2 и 3 представлены данные экспериментов для гипса Г5 и алюминиевого сплава В96Ц1 соответственно по схеме модифицированный бразильский тест в сравнении с расчетом критической нагрузки при помощи связанного критерия разрушения.

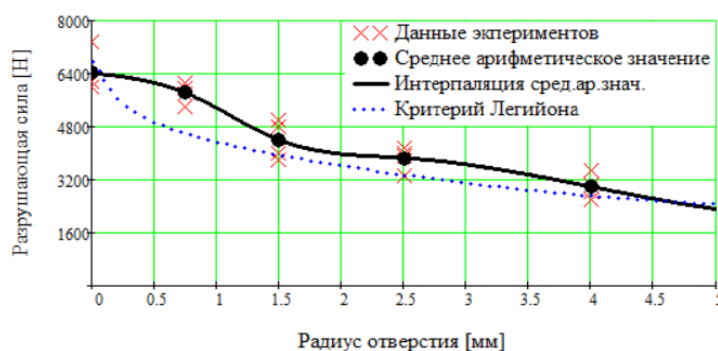


Рисунок 2. Данные испытаний и расчета по связанному критерию для гипса.



Рисунок 3. Данные испытаний и расчета по связанному критерию для В96Ц1.

Экспериментальные данные хорошо соотносятся с расчетом при условии хрупкого разрушения образцов вдоль всего диаметра.

Список литературы

- ГОСТ 25.506–85. Расчеты и испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости (вязкости разрушения) при статическом нагружении.
- Leguillon D, Strength or toughness? A criterion for crack onset at a notch, European Journal of Mechanics, 2002, A/Solids 21, p. 61-72.
- Мосиенко Д.С. , Леган М.А., Проблема перехода от сингулярных к несингулярным концентрациям напряжений при расчете разрушающей нагрузки по критерию Легиона, Материалы Всеросс. научно-практ. конф. «Проблемы прочности авиационных конструкций и материалов», 2023, с. 48-50.
- Справочник по коэффициентам интенсивности напряжений. В 2-х томах. Т. 1: Пер. с англ. / Под ред. Ю. Мураками. – М.: Мир, 1990. – 448 с.

ОСОБЕННОСТИ ГЕОМЕХАНИЧЕСКОГО ПОВЕДЕНИЯ МАССИВОВ ГОРНЫХ ПОРОД В ОКРЕСТНОСТИ ВЫРАБОТОК НА БОЛЬШИХ ГЛУБИНАХ В УСЛОВИЯХ КАЛИЙНЫХ РУДНИКОВ

М.А. Журавков, С.Н. Лопатин, М.А. Николайчик

Белорусский государственный университет, Минск, Беларусь

Email: zhuravkov@bsu.by

Проблема прогнозирования устойчивости подземных сооружений, таких как горные выработки, подземные инженерные конструкции и т.д., является одной из ключевых в геомеханике (механике горных пород и массивов) и геотехнике, поскольку корректное решение данной задачи обеспечивает безопасную эксплуатацию подземных сооружений. Вместе с тем, несмотря на повышенный интерес к проблеме достоверного прогнозирования устойчивости и долговечности подземных выработок, не существует универсального подхода, методики решения задач данного класса. Особенно сложной является проблема исследования устойчивости подземных сооружений, пройденных на больших глубинах.

Некоторые базовые определения, используемые далее. *Подземная геотехническая система* – система, представляющая собой вмещающий массив горных пород и подземное сооружение (выработка) в совокупности с мерами его охраны и крепления. *Под устойчивостью подземных сооружений* понимается способность таких сооружений сохранять эксплуатационно-пригодное состояние на заданный срок без перехода вмещающего массива горных пород в предельное состояние под действием внешних нагрузок. Под *предельным состоянием* (ПС) породных массивов и подземных геотехнических систем понимается такое их состояние, при котором в рассматриваемой области массива горных пород или в элементах подземного геотехнического сооружения имеют место значительные по размерам зоны нарушения критериев ПС (зоны нарушения сплошности, разрушения, трещиноватости и т.д.), совокупность которых *может привести* к полному разрушению, потере устойчивости рассматриваемой области массива горных пород или переходу породной толщи в данной области в новое структурное состояние.

В связи с расширением понятия предельного состояния и новыми качественными особенностями поведения массивов горных пород на больших глубинах, предложена уточненная классификация глубин: *малые глубины* – глубины, на которых отношение коэффициента сцепления пород к литостатическому давлению больше единицы ($C/\gamma H > 1$); *умеренные глубины* – глубины, на которых отношение коэффициента сцепления пород к литостатическому давлению меньше или равно единице ($C/\gamma H \leq 1$), но при этом литостатическое давление не превышает предела прочности пород на сжатие ($\gamma H \leq \sigma_c$); *большие глубины* – глубины, на которых литостатическое давление превышает предел прочности пород на сжатие ($\gamma H > \sigma_c$).

В докладе рассматриваются результаты модельных исследований по оценке прочности и устойчивости массивов калийных пород в окрестности выработок, расположенных на умеренных и больших глубинах. Выполнено сравнение качественных и количественных характеристик геомеханического состояния вмещающих массивов горных пород на умеренных и больших глубинах. Модельные эксперименты выполнены для условий Старобинского и Петриковского месторождений калийных солей Беларуси.

Модельные исследования показали, что достоверное определение мест расположения зон ПС в массиве горных пород целесообразно выполнять на основе

комплексного критерия, учитывающего не только абсолютные значения компонент НДС, но и тип сформированного во вмещающем массиве напряженного состояния. Это представляется важным для разработки критерия устойчивости подземных сооружений, в особенности на больших глубинах. Оценка зон ПС в окрестности подземного сооружения выполняется в соответствии с введенным комплексным критерием ПС [1], математическая форма записи которого имеет следующий вид:

$$\left\{ \begin{array}{l} [\sigma_3 \leq \sigma_c, \varepsilon_3 \leq \varepsilon_c] \text{ при } \mu \in (0.5; 1] \\ [|\sigma_1 - \lambda \sigma_3| \leq \sigma_c, \sqrt{I_2} \leq \alpha I_1 + s, \varepsilon_1 - \varepsilon_3 \leq \varepsilon_s] \text{ при } \mu \in [-0.5, 0.5] \\ [\sigma_1 \leq \sigma_t, \varepsilon_1 \leq \varepsilon_t] \text{ при } \mu \in (-0.5; -1] \\ |\sigma_1 - \lambda \sigma_3 + E^* \varepsilon'| \leq \sigma_c^0 \text{ при } \mu \in (-1, -1) \end{array} \right. \quad (1)$$

Здесь σ_1, σ_3 – минимальное и максимальное главные напряжения; σ_c, σ_t – предельные прочности на сжатие и растяжение; $\varepsilon_1, \varepsilon_3$ – максимальная и минимальная главные деформации; $\varepsilon_c, \varepsilon_t$ – предельные деформации на сжатие и растяжение; $\lambda = \sin \varphi / (1 - \sin \varphi)$, I_1, I_2 – первый и второй инварианты тензора напряжений соответственно; α и s – экспериментально выведенные параметры, зависящие от угла внутреннего трения φ и удельного сцепления C : $\alpha = \frac{2 \sin \varphi}{\sqrt{3}(3 - \sin \varphi)}$, $s = \frac{6 C \cos \varphi}{\sqrt{3}(3 - \sin \varphi)}$, $\lambda = \frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi} = \frac{\sigma_c}{\sigma_t}$; μ – коэффициент Надаи-Лоде, вычисляемый по формуле $\mu = \frac{2(\sigma_2 - \sigma_3)}{\sigma_1 - \sigma_3} - 1$. Значения коэффициента Надаи-Лоде находятся в интервале $[-1, 1]$. При этом, если μ принадлежит интервалу $[-1, -0.5]$, то напряженное состояние соответствует состоянию обобщенного растяжения, в интервале $[-0.5, 0.5]$ – состоянию обобщенного сдвига, а в интервале $(0.5, 1]$ – состоянию обобщенного сжатия

Анализ результатов модельных исследований показал, что с переходом на большие глубины картина напряженно-деформированного состояния (НДС) в породной толще в окрестности подземного сооружения приобретает качественно иной характер, чем на умеренных глубинах. Важные результаты получены относительно размеров и формы областей ПС. На умеренных глубинах в условиях рассматриваемых месторождений калийных солей в окрестности контура выработок формируются локальные области ПС вмещающего массива горных пород. На больших глубинах область ПС представляет собой замкнутую кольцевую область, полностью охватывающую контур выработки. При этом, на больших глубинах форма поперечного сечения оказывает все более локальное влияние на параметры зон ПС во вмещающем массиве. Исследованы условия формирования блочных структур в области ПС, а также их поведение и устойчивость. Полученные результаты хорошо коррелируют с результатами, представленными в научно-технической литературе для других месторождений полезных ископаемых, в частности, это соответствует явлению зональной дезинтеграции (ЗД) массивов горных пород вокруг подземных выработок на больших глубинах. Результаты натурных наблюдений для условий Старобинского и Петриковского месторождений, подтверждают выводы модельных исследований.

Установленные новые закономерности геомеханического поведения вмещающих массивов горных пород на больших глубинах требуют существенного пересмотра подходов и технологий охраны и крепления подземных сооружений.

Список литературы

1. Zhuravkov M., Lapatsin S., and Ji S. Acta Mech. Sin. 39, 722194 (2023)

СДВИГОВОЕ ДИНАМИЧЕСКОЕ РАЗРУШЕНИЕ МАССИВА МОНОЛИТНЫХ ГОРНЫХ ПОРОД

В.Н.Одинцев¹, В.В.Макаров²

¹Институт проблем комплексного освоения недр РАН, Москва

²Дальневосточный федеральный университет, Владивосток

Email: Odin-VN@yandex.ru

Исследования сдвигового разрушения массива горных пород актуальны в связи с проблемами безопасности добычи полезных ископаемых на глубоких рудниках, где техногенные напряжения массива значительно превосходят прочность пород. Вблизи выработок массив относительно монолитных пород разрушается в виде протяженных дезинтегрированных зон сдвига и отрыва, которые не объясняются в рамках традиционных представлений о разрушении сжатых материалов. В отношении сдвигового разрушения важные данные состоят в следующем [1-4]. (1) Сдвиговой разрыв следует понимать как трещину сдвига лишь условно. Разрыв представляется сплошным неровным слоем сжатой дезинтегрированной породы толщиной нескольких сантиметров. (2) Направление развития разрыва может постепенно изменяться, в итоге разрыв длиной в несколько десятков метров может быть искривленным объектом. (3) По мере увеличения выработанного пространства последовательно образующиеся сдвиговые разрывы располагаются близко друг к другу, взаимное влияние разрывов проявляется слабо. (4) Образование разрыва обычно происходит в динамическом режиме в виде горного удара.

Для объяснения этих особенностей сдвигового разрушения построена математическая модель условной трещины сдвига, математически моделирующей реальный разрыв. В ней используются представления об образовании у конца трещины в материалах с зернистой структурой зоны «активного» разрушения (fracture process zone), где происходит дезинтеграция материала. Это обстоятельство влияет на постановку задачи о развитии трещины.

В упругой среде рассматривается плоский разрез, концевая часть которого моделирует зону активного разрушения. В ней введены касательные псевдоусилия, которые линейно связаны с внешней нагрузкой. В центральной части трещины на берегах заданы постоянные сдвиговые смещения, которые отражают последствия дезинтеграции материала в зоне активного разрушения. По мере развития трещины область заданных постоянных смещений берегов трещины растет. Положение границы зоны активного разрушения определено равенством смещений их критическому значению. Непосредственно у кончика трещины (в зоне «предразрушения») заданы предельные сдвиговые напряжения постоянной величины, обеспечивающие условие ограниченности напряжений вблизи кончика трещины (по аналогии с моделью Дагдейла-Панасюка для трещины отрыва). Условие развития трещины определяется условием критического смещения берегов на границе зоны предразрушения.

Построено математическое решение задачи для модельной трещины, развивающейся в условиях чистого сдвига при действии сдвиговой нагрузки на бесконечности. Рассмотрен случай роста протяженной трещины, в которой длина зоны активного разрушения много меньше длины области постоянного смещения берегов. Показано, что для достаточно длинной макротрещины возможен режим развития за счет автономного продвижения концов трещины при постоянной внешней нагрузке и фиксированном статическом состоянии материала в центральной части.

Проведены расчеты с помощью МКЭ напряженно-деформированного состояния среды вблизи сдвиговой трещины при описанной выше постановке задачи, На рисунке 1 показаны эпюры касательных напряжений в разных масштабах.

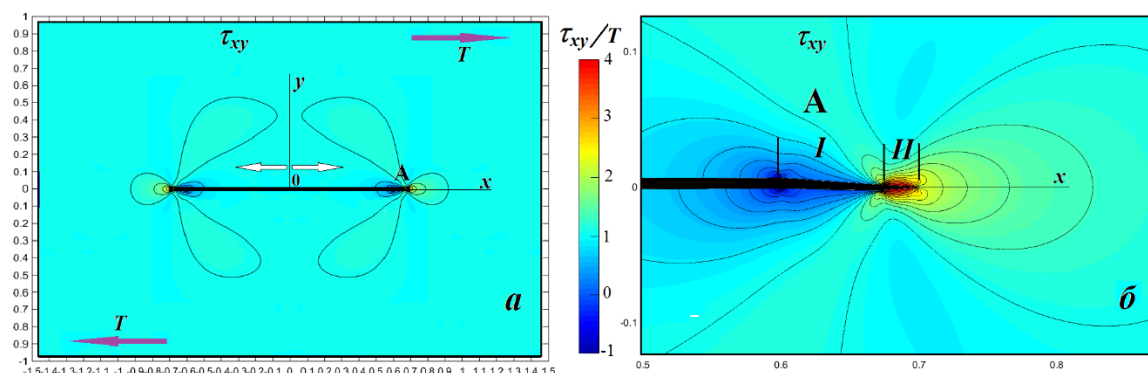


Рисунок 1. Изолинии касательных напряжений вблизи протяженной трещины сдвига: а – общий вид; б – область активного разрушения (I) и предразрушения (II)

Из рисунка следует, что с ростом длины трещины у конца трещины формируется автономная область наведенных напряжений, а в средней части трещины восстанавливается исходное напряженное состояние. Размеры области влияния сдвиговой трещины определяются размером зоны активного разрушения. Это заключение, как можно показать численными расчетами, позволяет объяснить возможность образования структуры близко расположенных трещин, ориентированных в одном направлении, и возможность изменения направления развития конца трещины при изменении направления действия внешней нагрузки.

Из решения задачи также следует, что сдвиговая трещина может изменить режим развития. Начальный, динамический этап развития может смениться режимом квазистатического развития протяженной трещины. Режим развития автономной головной части достаточно длинной трещины может быть квазистатическим или динамическим в зависимости от величины внешней нагрузки. Вывод о динамическом развитии сдвиговой трещины позволяет объяснить особенности систематических горных ударов (сотрясений массива) на глубоких рудниках по мере увеличения выработанного пространства. Таким образом, при принятой постановке задачи о сдвиговой трещине можно объяснить многие аспекты сдвигового разрушения массива на глубоких рудниках.

Обобщая результаты исследований развития разрывов в массиве пород [5,6], можно заключить, что в условиях сильного сжатия сдвиговой разрыв (как и разрыв в виде отрыва) проявляет в начальный период развития свойства трещины. Однако по мере увеличения длины и роста влияния области постоянного смещения берегов разрыв приобретает свойства физической дислокации и может быть уподоблен одиночной волне – автосолитону возмущений напряжений и деформаций в сжатых породах.

Список литературы

1. A. McGarr, Bulletin of the Seismological Society of America, 61, 5, pp.1453-1466 (1971).
2. R.K.Brummer, Thesis Doctor of Engineering, Rand Afrikaans University, [Johannesburg](#), 181p.(1987).
- 3.W.D. Ortlepp, [International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences](#), 37, pp. 423-436. (1999).
- 4.B.G.Tarasov, W.D. Ortlepp. Proc. of the Fourth International. Seminar on Deep and High Stress Mining, Perth, pp. 183-192, (2007). https://doi.org/10.36487/ACG_repo/711_12.
- 5.B.Н.Одинцев, В.В. Макаров, ФТПРПИ, № S2, сс.154-166, (2024). doi: [10.15372/FTPRPI20240213](https://doi.org/10.15372/FTPRPI20240213).
6. V.Makarov, M. Guzev, V. Odintsev, Geohazard Mechanics, February, (2025). doi.org/10.1016/ j.ghm.2025.02.002.

ВЫДЕЛЕНИЕ ЗОН НАРУШЕННОСТИ ПО РЕЗУЛЬТАТАМ ИССЛЕДОВАНИЙ ДЕФОРМАЦИОННЫХ СВОЙСТВ ПОРОД В ЦЕЛИКАХ РУДНИКА ГРЕМЯЧИНСКОГО ГОКА

Д.А. Поспелов, И.Л. Паньков, В.Н. Токсаров

Горный институт Уральского отделения РАН

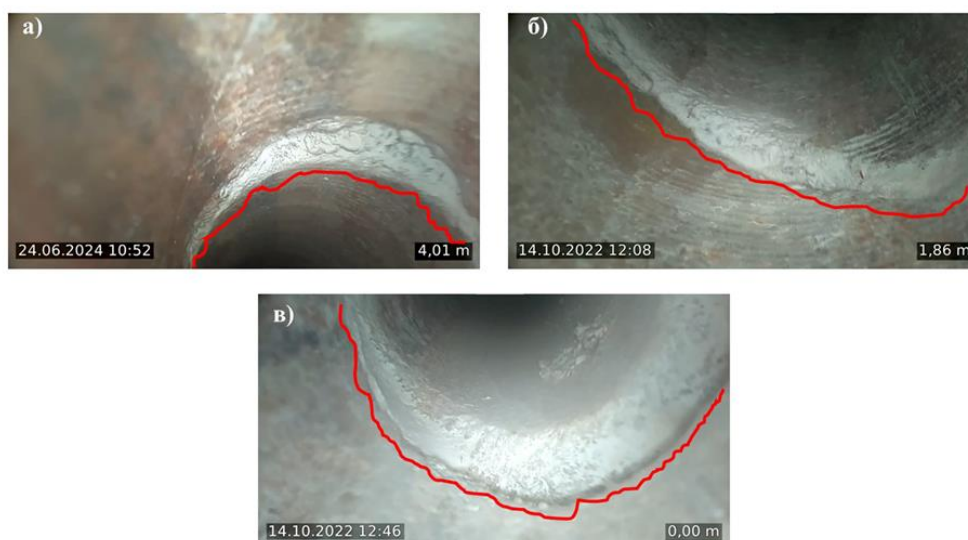
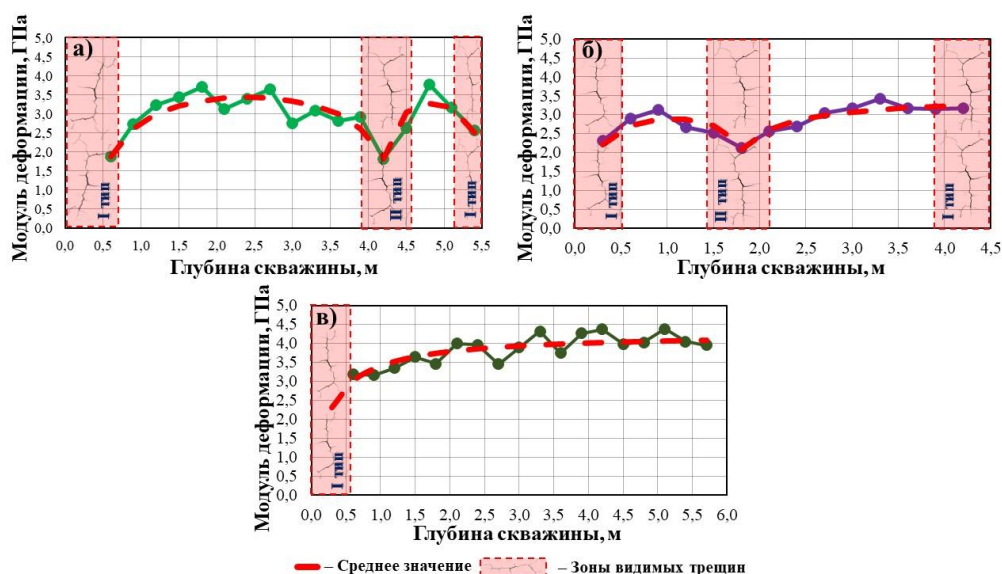
Email: dimapospelov7@gmail.com

В практике подземной разработки соляных месторождений основным из условий безопасности является обеспечение сохранности водозащитной толщи, предохраняющей выработанные пространства от поступления пресных вод и рассолов из вышележащих водоносных горизонтов. Данная проблема особенно актуальна для рудника Гремячинского ГОКа, на котором применяется камерная система разработки с поддержанием кровли на податливых междукамерных и жестких барьерных целиках. Имеющийся опыт разработки показывает, что во времени происходит деформирование краевых частей целиков с переходом приконтурных пород в запредельное состояние с образованием зон нарушения.

Для оценки местоположения зон и степени нарушения пород в 9 междукамерных и 4 барьерных целиках в условиях Гремячинского месторождения калийных солей проводились измерения деформационных свойств пород скважинным гидродомкратом конструкции Гудмана [1]. Ширина междукамерных целиков варьировалась от 4,5 м до 5,5 м, а барьерных составляла около 28 м. Натурные эксперименты заключались в вертикальном нагружении контуров 26 горизонтальных скважин, пробуренных в целиках, с шагом 0,3 м. При проведении замеров фиксировались величины деформаций контура скважины и давление в гидросистеме с последующим построением диаграмм деформирования. Методика проведения натурных экспериментов и расчет модуля деформации представлены в работах [2 – 3]. Параллельно с измерениями деформационных свойств проводилась телеинспекция исследуемых скважин.

По результатам испытаний строились графики распределения величины модуля деформации по глубине скважин, характерный вид которых представлен на рис. 1. Осредненные значения данного показателя в междукамерных целиках составили $2,9 \div 3,5$ ГПа, в барьерных – $3,9 \div 4,2$ ГПа. При выделении зон нарушения установлено наличие во всех целиках пониженных значений модуля деформации в их краевых частях (зоны нарушения I типа). Также для некоторых целиков (рис. 1, а, б) обнаружены локальные понижения деформационного показателя на расстоянии $1,3 \div 2,4$ м от края целика (зоны нарушения II типа) с наличием видимых трещин, подтверждаемых результатами телеинспекции скважин (рис. 2). Наблюдаемое понижение модуля деформации связано, по-видимому, с разрушением пород вследствие воздействия опорного давления, разновременной проходкой очистных камер, а также наличием зон замещения и др. Как показали результаты исследований, средняя величина деформационного модуля в междукамерных целиках на 21 % меньше аналогичного показателя в барьерных целиках, что связано, по всей вероятности, с их более интенсивным разрушением во времени ввиду относительно высокой податливости.

Анализ результатов проведенных исследований позволил выявить качественные и количественные закономерности распределения модуля деформации по сечению целика и определить размеры зон нарушения.



Исследование выполнено при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования РФ в рамках государственного задания (рег. номер НИОКТР: 124020500031-4)

Список литературы

1. Поспелов Д. А., Токсаров В. Н. Результаты скважинных испытаний по определению деформационных свойств горных пород в условиях глубокого калийного рудника // Горное эхо. – 2023. – № 1(90). – С. 59-64. – DOI 10.7242/echo.2023.1.8.
2. Поспелов Д. А., Токсаров В. Н., Бельтюков Н. Л. Методика оценки модуля деформации пород в приконтурном массиве с использованием скважинного гидродомкрата // Горное Эхо. 2022. № 1 (86). С. 51–57. – DOI 10.7242/echo.2022.1.7.
3. Токсаров В. Н., Поспелов Д. А., Бельтюков Н. Л., Ударцев А. А. Определение модуля деформации пород Сарбайского железорудного карьера с использованием скважинного гидродомкрата // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2023. – № 5. – С. 32-42. – DOI 10.25018/0236_1493_2023_5_0_32.

ХРУПКОСТЬ И ПЛАСТИЧНОСТЬ МИНЕРАЛОВ КАК ФАКТОР ФОРМИРОВАНИЯ ГИДРОГЕОЛОГИЧЕСКИХ СВОЙСТВ МАССИВОВ ГОРНЫХ ПОРОД

С.Н. Тагильцев

Уральский государственный горный университет

Email: tagiltsev@k66.ru

Закономерности формирования взаимосвязанной пустотности в скальных горных породах является предметом исследований ряда геологических специализаций. Современная взаимосвязанная пустотность предопределяет наличие фильтрационных и емкостных (гидрогеологических) свойств массивов горных пород. Пустотность в изверженных и метаморфических горных породах возникает за счет формирования открытых и взаимосвязанных трещин. Взаимосвязанные открытые трещины образуются в результате хрупкой деформации горных пород при напряжениях, близких к предельным (разрушающим) силовым воздействиям [1]. Соответственно, при упругих и пластичных деформациях трещинная пустотность в породных массивах не возникает.

Развитие хрупкой деформации в горных породах зависит от нескольких групп факторов. В первую очередь следует рассматривать минеральный состав и структуру горных пород. Эту группу факторов можно обозначить как внутренние свойства минералов и горных пород. Вторая группа факторов объединяет внешние граничные условия геологических тел. В этой группе следует рассматривать форму и размеры геологических тел, состав и свойства окружающих массивов горных пород, особенности геологического развития (геологическую наследственность). В эту группу следует отнести так же метасоматические жилы, литологическую неоднородность, тектонические нарушения разного возраста. В третьей группе факторов необходимо рассматривать характер современного напряженного состояния массивов горных пород, которые залегают на рассматриваемой территории. Следует различать геостатическое или геодинамическое напряженное состояние, положение геологических тел в поле тектонических напряжений, влияние рельефа местности на процессы разгрузки и концентрации тектонических напряжений [1,2].

Влияние хрупкости-пластичности на формирование пустотности в горных породах широко представлено в геологической литературе. Больше всего внимание к этому вопросу уделяют специалисты, занимающиеся структурами рудных полей. Основы геологического подхода к изучению деформационных свойств были заложены в методике количественной оценки свойства «пластичности – хрупкости» по минеральному составу [3,4]. В этой классификации минералы разделены на следующие пять групп (от наиболее хрупких к наиболее пластичным): 1. кварц; 2. полевые шпаты; 3. амфиболы, пироксены, оливин; 4. слюды, кальцит; 5. хлорит, тальк, каолинит. Если номера этих групп принять за сравнительные показатели пластичности – хрупкости, то каждую породу, по содержанию соответствующих минералов, можно охарактеризовать суммарным показателем в баллах. Для этого показатель каждого минерала умножается на его процентное содержание в породе, а произведения складываются. Высший показатель хрупкости при этом равен 100, пластичности 500. Шкала пластичности – хрупкости (ПХ) охватывает главные типы осадочных, магматических и метаморфических пород. Количественные показатели являются лишь исходными

для оценки, их следует принимать с учетом влияния совокупности различных факторов.

Эта система имеет определенные недостатки, затрудняющие широкое использование балльной классификации при решении гидрогеологических и инженерно-геологических задач. Представленная шкала практически не согласуется с привычной для геологов школой твердости минералов, которая играет большую роль при изучении горных пород. Шкала твердости минералов в значительной мере коррелируется с прочностью горных пород и, соответственно, играет важную роль при инженерно-геологических исследованиях. Кроме того, балльная шкала носит «перевернутый» характер относительно шкалы твердости. В шкале твердости самым слабым минералом является тальк, а среди породообразующих минералов самым прочным можно считать кварц. Опираясь на номера этих минералов в шкале твердости (единица и семерка соответственно), удобно количество групп в линейке хрупкости-пластичности иметь равным семи.

В связи с многофакторным характером свойства хрупкости-пластичности количественная (балльная) характеристика несколько затрудняет восприятие массивов горных пород с точки зрения гидрогеологических свойств. Удобнее рассматривать шкалу хрупкости-пластичности на качественном уровне. Предлагается, с учетом показателей твердости и свойств характерных минералов, рассматривать шкалу в следующем виде: 1) очень пластичные (тальк, водонасыщенная глина); 2) пластичные (хлорит, слюды); 3) хрупко-пластичные (серпентинит); 4) хрупко-пластичные растворимые (гипс, кальцит, галит); 5) пластично-хрупкие (амфибол, пироксен, оливин); 6) хрупкие (полевые шпаты); 7) очень хрупкие (кварц).

В зависимости от преобладающих породообразующих минералов горные породы можно охарактеризовать в соответствии с представленной классификацией хрупкости-пластичности. Например, граниты следует рассматривать как хрупкую породу в связи с тем, что данная порода состоит в основном из кварца и полевых шпатов. Габбро состоит наполовину (и больше) из ультраосновных минералов, поэтому может рассматриваться как пластично-хрупкая разновидность пород. При достижении в поле современных напряжений стадии хрупкой деформации граниты будут отличаться более высокими фильтрационными свойствами, чем габбро или перидотиты.

Особыми свойствам отличаются хрупко-пластичные растворимые породы. Типичным представителем этой группы являются известняки. При достижении стадии хрупкой деформации и наличии воды формируются карстовые каналы, предопределяющие наличие очень высоких фильтрационных свойств карбонатного массива. Карбонатный массив, как правило, состоит из крупных блоков, которые нередко отличаются по своим прочностным свойствам, а также геологической структуре. В связи с этими, относительно небольшими отличиями, в условиях предельного напряженного состояния часть блоков достигает стадии хрупкой деформации, а другие блоки «задерживаются» на стадии пластической деформации. В результате этого карбонатный массив, например, в районе Североуральских бокситовых месторождений, имеет ярко выраженное блочное строение. Эти блоки различаются по фильтрационным и емкостным свойствам в десятки раз.

Таким образом, свойства хрупкости-пластичности минералов и горных пород играют важную роль в оценке современного состояния и перспектив развития гидрогеологических особенностей породных массивов.

Список литературы

1. Тагильцев С.Н. Паспорт прочности горных пород и описание напряжённо-деформированного состояния приповерхностной части земной коры //Разрушение горных пород и минералов. Сборник материалов конференции (г. Екатеринбург, 4 апреля 2023 г.) / отв. редактор Д.В. Зайцев. – Екатеринбург: Изд-во УГГУ, 2023. С. 30-31.
2. Шерман С.Н., Днепровский Ю.И. Поля напряжений земной коры и геолого-структурные методы их изучения. - Новосибирск: Наука, 1989. - 158 с.
3. Старостин, В. И. Структуры рудных полей и месторождений: учебник для вузов / В. И. Старостин, А. Л. Дергачев, Ж. В. Семинский; под общей редакцией В. И. Старостина. М.: изд-во Юрайт, 2023. -360 с
4. Шихин Ю.С. Геологическое картирование и оценка рудоносности разрывных нарушений. - М.: Недра, 1992. - 229 с.

ВЛИЯНИЕ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ НА ШЕРОХОВАТОСТЬ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ КОНЦЕВОЙ ФРЕЗОЙ ТОНКОСТЕННОЙ АЛЮМИНИЕВОЙ ДЕТАЛИ

Д.И. Симисин¹, И.М. Ухов²

¹ФГБОУ ВО «Уральский государственный горный университет»,

²ООО «ЛНФ»

Email: 7sinov@m.ursmu.ru

При фрезеровании тонкостенной алюминиевой детали по причине низкой жесткости заготовки актуальной задачей является обеспечение высокой чистоты обрабатываемой поверхности. В условиях производства предприятия «ЛНФ» выполнены экспериментальные исследования по влиянию режимов резания на шероховатость поверхности детали [1-3].

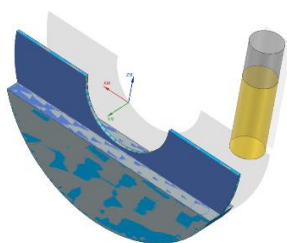


Рис. 1. Моделирование обработки детали.

Обрабатываемая поверхность детали была разделена на четыре зоны, обрабатываемые с разными режимами резания. Траектория инструмента и модель детали режущего инструмента отображены на рисунке 1. Для исключения влияния износа инструмента после каждого перехода производится его замена на новый. Далее обрабатывается следующий участок с другими режимами резания.

Обработка производилась на станке DMG MORI DMU 75. Фреза 3-зубая Ø10 мм Deercut DAL1030D1075F3D с алмазным покрытием DLC.

Шероховатость поверхности измерялась прибором Сейтроник ПШ8-1. Визуальное исследование выполнялось на микроскопе с увеличением 45х и 90х с оценкой признаков разрушения поверхностного слоя. После обмера выявились отклонения формы и размера. Данные были занесены в три таблицы, каждая таблица отражает режимы резания для каждой заготовки и результаты измерения шероховатости. Образцы 1-4 обрабатывались с максимально рекомендованной для данного типа фрезы скоростью V_c с дальнейшим её понижением. Образцы 5-8 обрабатывались с изменением подачи на зуб f_z для выявления силы резания, при которой происходит деформация стенки образца. При обработке образцов 9-12 режимы резания выбирались на основе ранее обработанных образцов, цель эксперимента – сократить время обработки без потери качества обрабатываемой поверхности.

Таблица

Режимы резания образцов

№ образца	V_c (м/мин)	f_z (мм)	S (об/мин)	F (мм/мин)	Ra (мкм)
1	250	0.09	7958	2148	3.2
2	200	0.09	6366	1719	12.5
3	150	0.09	4775	1289	3.2
4	100	0.09	3183	859	3.2
5	250	0.13	7958	3103	6.3
6	250	0.07	7958	1671	3.2
7	250	0.04	7958	716	2.5
8	250	0.01	7958	239	1.25
9	300	0.013	9549	373	1.25
10	350	0.013	11141	445	1.25
11	400	0.02	12732	763	1.25
12	450	0.02	14324	859	1.25

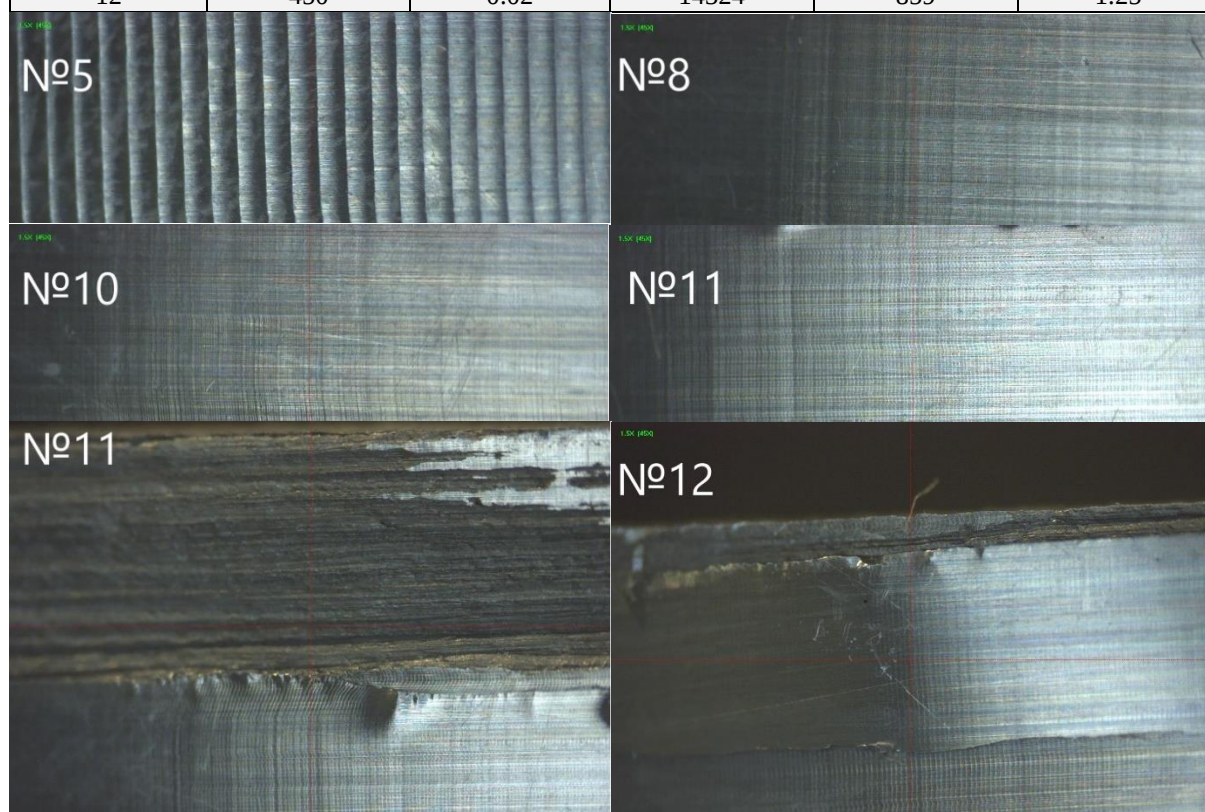


Рис. 2. Обработанная поверхность образцов 45х, 90х.

Как видно из табл., с уменьшением подачи на зуб снижается сила резания, воздействующая в большей степени на стенку образца, что в свою очередь приводит к уменьшению шероховатости поверхности, но в то же время снижается производительность. Поверхность №8 удовлетворяет требованиям к шероховатости (рис. 2). Поверхности №10, 11 удовлетворяют требованиям к качеству поверхности. Самыми производительными являются режимы применяемые при обработке поверхности №10. При дальнейшем повышении скорости резания до значений выше $V_c=350$ происходит разрушение поверхностного слоя по верхней линии образца №11, 12. Вызвано это большим выделением тепла и малой поверхностью его отдачи. Что в свою очередь приводит к критическому росту температуры в зоне резания.

Проведенное исследование по фрезерованию алюминиевых деталей и анализ влияния режимов резания на шероховатость поверхности обрабатываемых изделий

предоставило ценные выводы, которые способствуют повышению общего качества и стабильности производственных процессов.

Список литературы

1. Погудин С. А. Разработка статической конечно-элементной модели в системе Ansys упругих перемещений при фрезеровании тонкостенной детали из алюминиевого сплава //Автоматизированные системы как фундамент технологического прорыва. – 2020. – С. 39.
2. Дурыхин А. А. Фрезерная обработка тонкостенных деталей однозаходной фрезой //XII Международный молодежный форум «Образование. Наука. Производство». – 2020. – С. 1829-1833.
3. Кугультинов С. Д., Жияев А. С. Совершенствование процесса фрезерования деталей сложной формы из алюминиевых сплавов благодаря управлению величиной силы резания //Интеллектуальные системы в производстве. – 2013. – №. 1. – С. 75-78.

ПРИМЕНЕНИЕ ГАЗОГЕНЕРАТОРОВ НА ОСНОВЕ ХЛОРАТА НАТРИЯ ПРИ ДОБЫЧЕ БЛОЧНОГО КАМНЯ

Н.Н. Сергиенко¹, Т. В. Васильев², А.В. Песьяков²

¹ Санкт-Петербургский горный университет императрицы Екатерины II

² ООО «Промстройвзрыв»

Email: forawsenn@mail.ru, mail@psv.spb.ru

Особое место среди месторождений общераспространённых полезных ископаемых занимают местопоявления и месторождения блочного камня. На таких карьерах всегда остро стоял вопрос о максимальной сохранности сырья [1], так как даже одна трещина может забраковать целый многотонный блок или сильно понизить его категорию, что скажется на его конечной стоимости.

При добыче блочного камня широко используется как механический способ отделения блока камнерезными машинами [2], и канатами [3], так и взрывной метод добычи с большим разнообразием механических устройств и взрывчатых материалов, а также с использованием невзрывчатых разрушающих смесей [4]. Каждый из этих методов имеет свои достоинства и недостатки, и зачастую приходится идти на компромисс между качеством блоков и производительностью карьера.

Добыча блочного камня механическими способами, как правило, позволяет повысить сохранность блоков, однако эти методы зачастую не обеспечивают рентабельной производительности месторождения, поэтому наиболее распространённым способом добычи является буровзрывной.

Буровзрывные работы по извлечению монолитов сильно отличаются от работ, когда требуется рыхление горной массы. Необходимо оторвать блок от массива, при этом нежелательно создание взрывонаведённых трещин в отбитом блоке [5].

Повышение сохранности блоков при буровзрывном способе достигается либо применением зарядов специальных конструкций, либо применением маломощных взрывчатых веществ или топливоокислительных смесей, суть работы которых заключается в создании избыточного давления в шпурах, достаточного для отрыва блока от массива, что определяется динамическим пределом прочности горной породы на растяжение.

С точки зрения технологичности, создание зарядов специальных конструкций более трудоёмко и дороже в производстве, однако, достоинством такого подхода является то, что можно исключить непосредственный контакт взрывчатого вещества со

стенками шпура. Достоинством второго подхода является маломощность самой смеси, что обеспечивает минимальную нарушенность массива или даже её отсутствие, в том числе, при условии непосредственного контакта вещества со стенками шпура, однако зарядание непосредственно смеси в шпур является трудоёмкой операцией.

Наиболее удачный подход в создании зарядов для отбойки блочного камня – использовать совокупность первого и второго подходов, что позволяет создать маломощные заряды, которые довольно просты в изготовлении и технологичны при производстве взрывных работ, что повышает сохранность добываемого сырья, а так же производительность труда взрывников и карьеров блочного камня в целом.

Один из многих зарядов для отбойки блочного камня – элемент универсальный газогенерирующий (ЭУГ) [6], представляющий собой полимерный цилиндрический пенал диаметром 25 мм, содержащий в себе окислитель – хлорат натрия. Окислитель, пропитанный дизельным топливом, является простейшей топливо-окислительной смесью, генерирующей при срабатывании газа в количестве 420 л/кг против 800-1000 л/кг у подавляющего большинства взрывчатых веществ. Кроме того, заряд инициируется от одной нитки ДШЭ-6 против массово применяющегося ДШЭ-12 в других подобных зарядах. Такая совокупность свойств ЭУГ позволяет создать мягкое нагружение в шпурах, при этом обеспечивая отрыв нужного блока.

Единственным наиболее значимым недостатком ЭУГ является требование предварительной подготовки (проливка дизельным топливом) и, согласно инструкции по применению, нижний температурный диапазон применения -35 градусов против -50 у большинства промышленных ВВ.

Список литературы

1. Yastrebova Karina Namidinovna , Moldovan D. V., Chernobai V. . Influence of the nature of the outflow of explosion products from blast holes and boreholes on the efficiency of rock destruction E3S Web of Conferences. 2020. №174. pp. 1-6.
2. Jalalian M. H., Bagherpour R., Khoshouei M. Wastes production in dimension stones industry: resources, factors, and solutions to reduce them. Environmental Earth Sciences. 2021, vol. 80, no. 560. DOI: 10.1007/s12665-021-09890-2
3. Усубалиев Ж., Эликбаев К.Т., Райымбабаев Т.О. Обзор технологий отделения блока природного камня от массива с помощью камнерезных машин и гидравлических раскалывателей. Машиноведение. 2018. № 2 (8). С. 71-82.
4. Валиев Н.Г., Гармс А.Я., Бычков Г.В. Повышение эффективности баровых и алмазно-канатных камнерезных машин для добычи природного камня открытым способом. Известия высших учебных заведений. Горный журнал. 2010. № 8. С. 13-17.
5. Будник П.В., Баклагин В.Н., Галактионов О.Н., Семенов Д.С. Технические решения для распиловки блоков природного камня: анализ патентов. Наукосфера. 2023. № 5-1. С. 181-186.
6. Сахно И.Г., Касьян Н.Н. Направленное разрушение горных пород невзрывчатыми разрушающими смесями. Горный вестник. 2013. № 96. С. 16-20.
7. Zhang Z. X., Chi L. Y., Qiao Y. Fracture initiation, gas ejection, and strain waves measured on specimen surfaces in model rock blasting // Rock Mechanics and Rock Engineering. 2021, vol. 54, pp. 647—663. DOI: 10.1007/s00603-020-02300-2.
8. Доможиров Д.В., Караулов Н.Г., Прохоров А.А. Анализ способов подготовки блочного камня на карьерах уральского региона. В сборнике: Добыча, обработка и применение природного камня. Сборник научных трудов Международной технической конференции. Под редакцией Г.Д. Першина. 2018. С. 46-57.

УПРУГО-ВЯЗКОПЛАСТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ДЕФОРМИРОВАНИЯ И РАЗРУШЕНИЯ МЕЖДУКАМЕРНЫХ ЦЕЛИКОВ

А.А. Цаюков, А.А. Барях

Горный Институт УрО РАН

Email: andrei.tsayukov@mi-perm.ru

При разработке месторождений калийных солей главной задачей на рудниках является сохранение водозащитной толщи (ВЗТ) на протяжении всего срока их эксплуатации. В связи с чем, как правило, используется камерно-столбовая система отработки, где основные функции по обеспечению сохранности ВЗТ выполняют несущие конструкции – междукammerные целики (МКЦ). Междукammerные целики различной пространственной конфигурации деформируются преимущественно в условиях одноосного сжатия и находятся под постоянной, мало изменяющейся во времени нагрузкой, что обуславливает активизацию процессов ползучести [1].

Исследование процесса деформирования крупномасштабных соляных образцов кубической формы при одноосном сжатии [2] позволило выделить критерии разрушения (пластичности) и связанные с ними законы пластического течения, которые наиболее точно одновременно описывают диаграмму их нагружения и зависимости поперечной деформации от продольной. Такими оказались неассоциированный критерий Кулона-Мора [3] и ассоциированный объёмный критерий прочности горных пород [4].

Изучение временных эффектов, проявляющихся в процессе деформирования соляных пород при различных уровнях нагружения (отношение действующего напряжения к пределу прочности на одноосное сжатие) [5] и сопровождающее многовариантное математическое моделирование [6], показали, что выделенные по результатам предыдущих исследований критерии пластичности, совмещённые с вязкопластическим законом Перича [7], характеризуются относительно простым, стабильным параметрическим обеспечением и приемлемо описывают стадию установившейся ползучести. Это выглядит привлекательным с точки зрения калибровки математической модели. Кроме того, использование вязкопластической модели деформирования позволяет выделить по заданному критерию прочности области разрушения, формирующиеся в процессе ползучести.

Текущие исследования базировались на натурных наблюдениях за деформированием камерных блоков [8], выполненных с помощью комплексных замерных станций на рудниках ПАО «Уралкалий». В качестве объекта моделирования рассматривался стандартный для рудников ВКМС двухпластовый камерный блок, отражающий отработку сильвинитовых пластов АБ и Красный-II комбайнами Урал-20Р. Параметры ходов в выработках соответствовали одному из экспериментальных участков. Слоистое строение породного массива не учитывалось. Поскольку при использовании камерной системы отработки с целиками ленточной формы напряжённое состояние подработанного массива является близким к плоскому деформированному (ПДС), моделирование проводилось в двухмерной постановке [9], которая соответствовала условиям полной подработки. Высота налегающей толщи в расчётной схеме учитывалась в натуральную величину. Весь массив находится под действием сил гравитации.

Процесс ползучести в камерном блоке описывался с помощью изотропной упруго-вязкопластической модели среды [7,10,11]. Упругий режим деформирования соответствовал линейному закону Гука. Неупругие деформации определялись уравнением $\dot{\epsilon}^{vp} = \dot{\lambda} \partial \Psi / \partial \sigma$, где σ это тензор напряжений, Φ – функция текучести, Ψ –

пластический потенциал, и λ обозначает вязкопластический множитель. В качестве модели вязкопластичности использовался закон Перича

$$\dot{\lambda} = \frac{1}{\eta} \left[\left(\frac{\sigma_e}{\sigma_y} \right)^{1/m} - 1 \right] \quad (1)$$

в связке с ассоциированным объёмным критерием пластичности, адаптированными к условиям плоской деформации. Здесь σ_e есть некое эквивалентное напряжение, σ_y – соответствующий предел текучести, а также m – параметр чувствительности скорости/скоростного упрочнения.

Результаты многовариантного численного моделирования показывают, что модельные диаграммы деформирования камерного блока качественно и количественно описывают процессы, которые наблюдаются на экспериментальной замерной станции. Вместе с тем, для обеспечения требуемых скоростей деформации необходимо существенно уменьшить предел прочности на сжатие пород пласта КрII (3 МПа), что не соответствует фактической несущей способности целиков и характеру разрушения междукамерных целиков.

Таким образом следует, что вязкопластический закон Перича, успешно реализованный при моделировании ползучести образцов в условиях одноосного сжатия, не позволяет адекватно описать процесс разрушения междукамерных целиков. Данный факт может быть связан с тем, что напряженное состояние камерного блока не соответствует одноосному сжатию.

Исследование выполнено при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования РФ в рамках государственного задания (рег. номер НИОКТР: 124020500031-4)

Список литературы

1. Konstantinova S.A., Chernopazov S.A., Journal of Mining Science, 2007, Vol. 43, №3, pp. 17–23.
2. Baryakh, A., Tsayukov A., Frattura Ed Integrità Strutturale, 2022, Vol. 16, №62, pp. 585–601.
3. Labuz J.F., Zang A., Rock Mechanics and Rock Engineering, 2012. Vol. 45, pp. 975–979.
4. Барях А.А., Самоделкина Н.А., Чебышевский сборник, 2017, Т. 18, №3, с. 72–87.
5. Морозов И.А., Ударцев А.А., Паньков И.Л., ГИАБ, 2020, №10, с. 16–28.
6. Baryakh A., Tsayukov A., Frattura Ed Integrità Strutturale, 2024, Vol. 18, №70, pp. 191–209.
7. de Souza Neto, E.A., Perić, D. and Owen, D.R.J. Computational Methods for Plasticity: Theory and Applications. Chichester, John Wiley & Sons Ltd, 2008.
8. Evseev A., Asanov V., Lomakin I., Tsayukov A., Geomechanics and Geodynamics of Rock Masses, Taylor & Francis Group, London, 2018, pp. 985-990.
9. Capsoni A., Corradi L., Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 1997, Vol. 141, №1-2, pp. 67–79.
10. Zienkiewicz, O.C., Taylor, R.L. and Fox, D. The Finite Element Method for Solid and Structural Mechanics, 7th edition. Butterworth-Heinemann, 2014.
11. de Borst, R., Crisfield, M.A., Remmers, J.J.C., Verhoosel, C.V. Non-Linear Finite Element Analysis of Solids and Structures, 2nd Edition. Chichester, John Wiley & Sons Ltd, 2012.

МЕТОД СГЛАЖЕННЫХ ЧАСТИЦ SPH - ПЕРСПЕКТИВНЫЙ ИНСТРУМЕНТ ДЛЯ РЕШЕНИЯ ДИНАМИЧЕСКИХ ЗАДАЧ ГЕОМЕХАНИКИ

И.Е. Шиповский

Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт проблем комплексного освоения недр им. академика Н.В. Мельникова
Российской академии наук, Россия, Москва

Email: iv_ev@mail.ru

Метод сглаженных частиц (SPH) [1] является современным вычислительным методом, используемым во многих областях исследований, в том числе при решении динамических задач горного дела. Этот метод позволяет эффективно моделировать сложные процессы, такие как сдвигание горных пород, взрывные воздействия и газодинамические выбросы, что делает его перспективным инструментом для исследования и управления геомеханическими процессами. В работе реализована методика гибридизации метода сглаженных частиц (SPH) и динамического метода конечных элементов (МКЭ). Это сочетание позволяет получать качественно новые решения в области моделирования геомеханических процессов. Анализ результатов показал, что данный вычислительный метод позволяет эффективно моделировать процесс возбуждения энергетического состояния газонасыщенного угольного пласта, что может привести к динамическому выбросу угля и газа (рис.1) [2, 3].

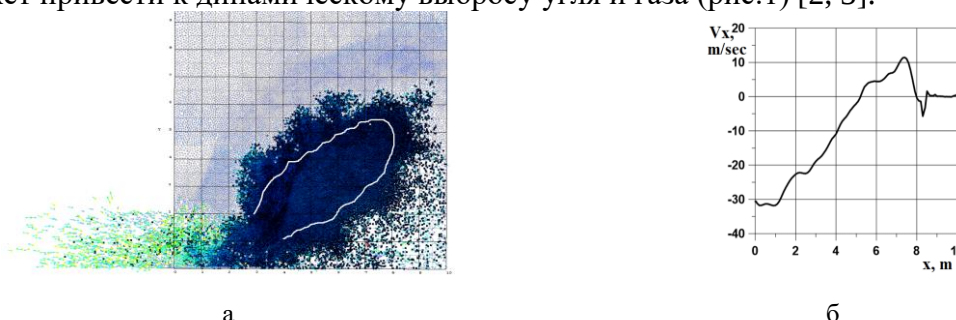


Рисунок 1 – (а) - расчетная картина выброса в полость выработки активированного взрывными работами газонасыщенного угольного пласта, склонного к опасным геодинамическим явлениям; (б) - распределение горизонтальной скорости потока выброса газозольной массы в выработку

При исследовании взрывного воздействия на угольный пласт выявлен механизм последовательного развития разрушения. Сначала происходит разрушение зоны угольного пласта под воздействием динамических волн напряжения, а затем - квазистатическое разрушение, вызванное детонационными продуктами и десорбированным газом [4]. Учет как динамических, так и статических факторов при моделировании взрывных воздействий, способствует более точному описанию состояния газонасыщенного угольного пласта, что может существенно повысить прогноз опасных газодинамических явлений в угольных шахтах.

Разработанная SPH модель позволяет также учесть влияние напряженно-деформированного состояния породы при выборе оптимальной сетки скважин при взрывном воздействии рис. 2 [5].

При неизменной энергоемкости общего заряда учет горизонтальной составляющей природного поля напряжений позволяет в ряде случаев повысить коэффициент использования энергии взрыва и, в итоге, повысить эффективность управления состоянием разрабатываемого массива (рис. 2 -б, в, г) [6, 7]. Практическое применение данной модели может включать разработку способов уменьшения потерь энергии взрыва, таких как изменение конструкции заряда, оптимизация соотношений высоты и

диаметра заряда, а также введение воздушной прослойки между зарядом и стенками зарядной камеры.

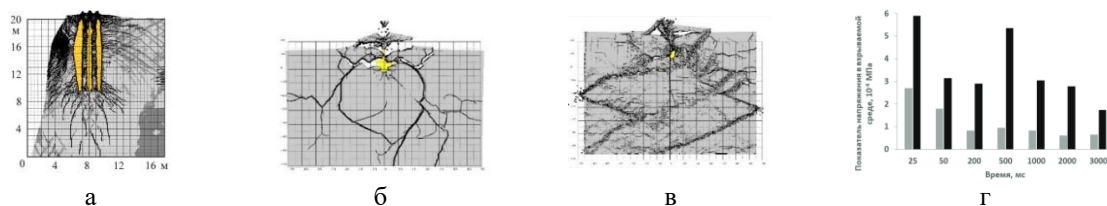


Рисунок 2 – (а) - последствия взрывного воздействия на массив при одновременном инициировании скважинных зарядов [5]; (б) - локализация трещин при отсутствии внешнего давления; (в) - при воздействии внешнего давления и энергии взрыва; (г) - напряженного состояния массива пород под воздействием энергии взрыва при отсутствии внешнего давления (1) и его наличии (2) [6, 7]

Расчеты также показали, что сдвигение горных пород на склоне, происходящее в естественном поле гравитации, может быть описано без привязки к характерным точкам инициации начала подвижки [8, 9]. Численно показано, что движение осуществляется наиболее близко по поверхности, контуром сечения которой является кривая скорейшего спуска - брахистохрона. Это кривая, которая минимизирует время спуска материальной точки из одной точки в другую под действием силы тяжести. В контексте анализа устойчивости склонов брахистохрона может рассматриваться как наиболее вероятная потенциальная поверхность скольжения, по которой происходит обрушение грунта. Этот вывод подчеркивает возможность более точного моделирования процессов устойчивости и разрушения массивов горных пород, что имеет важное значение для оценки рисков и разработки эффективных стратегий проведения горных работ.

Практика расчетов показала, что метод сглаженных частиц представляет собой мощный инструмент для решения динамических задач в геомеханике. Его применение в сочетании с другими численными методами, такими как МКЭ, позволяет глубже понять процессы, происходящие в горных массивах, и разрабатывать более эффективные методы управления рисками и оптимизации проведения горных работ. Использование метода SPH способствует получению новых знаний в сложных горнотехнических ситуациях, когда применение других подходов и методов невозможно или крайне затруднено.

Список литературы

1. И.Е. Шиповский, *Научный вестник НГУ*, **1(145)**, сс. 76-82 (2015).
2. I.E. Shipovskii, V.A. Trofimov, I.N. Lapikov, F.S. Belousov, *AIP Conf Proc*, **2448**, 020022, 5 pp. (2021). DOI 10.1063/5.0073302.
3. В.А. Трофимов, И.Е. Шиповский, *XIII Всерос. съезд теор. и прикл. мех.*, **4**, сс. 747-749 (2023). DOI:10.18720/SPBPU/2/id23-630.
4. В.Н. Одинцев, И.Е. Шиповский, *ФТПРПИ*, **4**, сс. 46-57 (2019). DOI: 10.15372/FTPRPI20190406
5. Закалинский В. М., Одинцев В. Н., Шиповский И. Е., Мингазов Р. Я. *ФПВГН*, **10(1)**, сс. 37-45 (2023). DOI: 10.15372/FPVGN2023100106
6. Н.Н. Ефремовцев, И.Е. Шиповский, *ГИАБ*, **12-2**, сс. 170-182 (2023). DOI 10.25018/0236_1493_2023_122_0_170.
7. V.A. Trofimov, N.N. Efremovtsev, I.E. Shipovskii, *Russ Phys J*, **67(9)**, pp. 1428-1433 (2024). DOI 10.1007/s11182-024-03264-4.
8. I.E. Shipovskii, V.A. Trofimov, O.N. Malinnikova, W.J. Xu, *AIP Conf Proc*, **2167**, 020329, 7 pp. (2019). DOI 10.1063/1.5132196.
9. В.Н. Захаров, О.Н. Малинникова, В.А. Трофимов, И.Е. Шиповский, *Изв. Тул. гос. ун-та. Науки о Земле*, **1**, сс. 359-375 (2020). DOI 10.46689/2218-5194-2020-1-1-359-375.

Научное издание

РАЗРУШЕНИЕ ГОРНЫХ ПОРОД И МИНЕРАЛОВ

Материалы конференции и школы молодых ученых и студентов

1 апреля 2025 г.,

г. Екатеринбург

Электронное издание

Ответственный редактор Д.В. Зайцев

Компьютерная верстка Д.В. Зайцев

Дизайн обложки А.В. Жабко, Д.В. Зайцев

620144, г. Екатеринбург, ул. Куйбышева, 30

ФГБОУ ВО «Уральский государственный горный университет»