

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
Державний вищий навчальний заклад
«ДОНЕЦЬКИЙ НАЦІОНАЛЬНИЙ ТЕХНІЧНИЙ УНІВЕРСИТЕТ»

ПРОБЛЕМИ ГІРСЬКОГО ТИСКУ

Збірник наукових праць

№1 (22) – 2 (23) ' 2013

Донецьк – 2013

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
Державний вищий навчальний заклад
«ДОНЕЦЬКИЙ НАЦІОНАЛЬНИЙ ТЕХНІЧНИЙ УНІВЕРСИТЕТ»

ПРОБЛЕМИ ГІРСЬКОГО ТИСКУ

Збірник наукових праць

Заснований у грудні 1995 року

Виходить 2 рази на рік

№1 (22) – 2 (23) ' 2013

Донецьк – 2013

Друкується за рішенням Вченої ради Державного вищого навчального закладу «Донецький національний технічний університет» (протокол № 9 від 20.12.2013 р.)

Збірник «Проблеми гірського тиску» продовжує публікацію нових експериментальних та теоретичних результатів досліджень прояву гірського тиску та стану гірського масиву

Засновник та видавець – ДВНЗ «Донецький національний технічний університет»

Редакційна колегія:

д-р техн. наук О.А. Мінаєв – головний редактор, ДонНТУ, м. Донецьк
д-р техн. наук С.М. Александров – ДонНТУ, м. Донецьк
д-р техн. наук А.В. Анциферов – УкрНДМІ НАНУ, м. Донецьк
д-р техн. наук Ю.Ф. Булгаков – заст. головного редактора ДонНТУ, м. Донецьк
д-р техн. наук Ю.М. Гавриленко – ДонНТУ, м. Донецьк
д-р техн. наук М.М. Грищенков – заст. головного редактора, ДонНТУ, м. Донецьк
д-р техн. наук В.Г. Іллюшенко – ДАУ, м. Донецьк
д-р техн. наук М.М. Касьян – ДонНТУ, м. Донецьк
д-р техн. наук В.П. Кондрахін – ДонНТУ, м. Донецьк
д-р техн. наук С.В. Подкопаєв – заст. головного редактора, ДонНТУ, м. Донецьк
д-р г-м. наук В.О. Корчмагін – ДонНТУ, м. Донецьк
д-р техн. наук Ю.Ф. Креніда – ДонНТУ, м. Донецьк
д-р техн. наук Г.Г. Литвинський – ДГМІ, м. Алчевськ
д-р техн. наук С.Г. Мозильний – ДонНТУ, м. Донецьк
д-р техн. наук В.В. Назимко – заст. головного редактора, ДонНТУ, м. Донецьк
д-р техн. наук Є.І. Піталенко – УкрНДМІ НАНУ, м. Донецьк
д-р техн. наук І.О. Садовенко – НГУ, м. Дніпропетровськ
д-р техн. наук О.О. Сдвижкова – НГУ, м. Дніпропетровськ
д-р техн. наук К.К. Софійський – ІГТМ НАНУ, м. Дніпропетровськ
д-р техн. наук О.М. Шашенко – НГУ, м. Дніпропетровськ

Редакційна рада:

проф. Н. Азіз (Ph.D) – університет Вуллонгонга, Австралія
проф. С. Пенг (Ph.D) – університет Західної Вірджинії, США
акад. РАПН, проф. Б.А. Картозія, Московський державний гірничий університет
проф. В.Л. Шкурятник, Московський державний гірничий університет
акад. РАПН, проф. О.П. Дмитрієв, Московський державний гірничий університет
акад. Л.О. Назарова, Інститут гірничої справи СБ РАН, м. Новосибірськ
проф. В.П. Зубов, Санкт-Петербурзький державний гірничий інститут

Редакція збірника:

канд. техн. наук І.В. Назимко – УкрНДМІ, м. Донецьк
канд. техн. наук Н.А. Колеснік – ДонНТУ, м. Донецьк

Адреса редакції: 83000, Україна, м. Донецьк, вул. Артема, 58, к. 11.319; Тел.: (062) 337-20-24; E-mail: victor_nazimko@mail.ru, bugayovanatasha@mail.ru

Збірник зареєстрований в Державному комітеті інформаційної політики, телебачення та радіомовлення України. Свідоцтво: серія КВ №7383 від 03.06.2003.

Збірник включено до переліку наукових фахових видань України, в яких можуть публікуватися результати дисертаційних робіт на здобуття наукових ступенів доктора і кандидата наук (затверджено постановою президії ВАК України № 1-05/5 від 31 травня 2011, надруковано в бюлетені ВАК №7, 2011)

УДК 622.02: 539.375

И.Г. Сахно (канд. техн. наук, доц.)Донецкий национальный технический университет, г. Донецк
sahno_i@mail.ru**А.В. Молодецкий** (канд. техн. наук)Институт физики горных процессов НАН Украины, г. Донецк
Molodoy27@yandex.ru

ЛАБОРАТОРНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ДИНАМИКИ РОСТА ДАВЛЕНИЯ САМОРАСШИРЕНИЯ НЕВЗРЫВЧАТОЙ РАЗРУШАЮЩЕЙ СМЕСИ В ТИПИЧНЫХ ДЕФОРМАЦИОННЫХ РЕЖИМАХ

Одним из перспективных направлений статических методов разрушения является использование невзрывчатых разрушающих смесей (НРС). Давление, развиваемое НРС, является одной из главных характеристик при его использовании, являющейся основой для расчета параметров разрушения, поэтому точное определение величины давления достаточно важно. Отмечено несоответствие получаемых на практике величин давлений НРС и заявляемых производителями и авторами патентов. В статье приведены результаты лабораторных испытаний (НРС) в трех наиболее типичных для условий шпуровых и скважинных зарядов деформационных режимах. Эксперименты проводились на установке неравнокомпонентного трехосного сжатия (УНТС). Проведенные испытания позволили установить динамику роста давления и объема НРС от момента приготовления до окончания перекристаллизации. Были определены особенности работы НРС в условиях различной жесткости стенок полости, в которую он помещен, в разных направлениях. Установлено, что в этом случае не происходит выравнивание напряжений в испытуемом образце, а рост давления саморасширения по определенной оси зависит от сопротивления соответствующего гидроцилиндра УНТС. Определено время начала и протекания наиболее активной стадии роста давления саморасширения, которое составляет 2,5-2,7 часа. Максимальное давление саморасширения в условиях нулевых заданных деформаций составило 52,5МПа. Установлено, что давление на плиты УНТС и их перемещения определяются не всем объемом НРС в образце, а некоторой его частью, расположенной в непосредственной близости от нажимной плиты, где создаются различные условия для роста кристаллов гидроксида кальция и форм их взаимодействия. Таким образом, давление саморасширения не является константой по всему объему. Про-

веденные эксперименты позволяют сделать важный вывод о том, что при помещении НРС в замкнутую полость давление его саморасширения и увеличение объема в любом пространственном направлении определяется сопротивлением стенок полости в соответствующем направлении.

Ключевые слова: невзрывчатая разрушающая смесь, саморасширение, гидратация, напряжение, деформация.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. Взрывные работы в любой отрасли потенциально относятся к категории работ повышенной опасности. Ведение взрывных работ в условиях подземных горных выработок требует соблюдения специальных мер безопасности, выдвигает дополнительные требования к пылегазовому режиму, достаточно сложно при необходимости разрушения в забоях вблизи работающего оборудования, трубопроводов, при работе в условиях пластов склонных к газодинамическим явлениям и т.д. Таким образом, при подземной разработке полезных ископаемых в ряде случаев применение невзрывных методов разрушения позволит быстро и безопасно решать острые производственные задачи,

За последние 20 лет наблюдается значительный прогресс в развитии статических методов разрушения. Это относительно недавнее направление в науке имеет достаточно большие перспективы благодаря ряду преимуществ перед взрывным разрушением. Способы невзрывного разрушения позволяют исключить следующие недостатки или последствия взрыва: высокая степень дробления и наведенная трещиноватость, большое выделение газообразных и вредных продуктов взрыва, шум, разлет осколков разрушенного объекта, особые меры безопасности при хранении, перевозке и использовании, относительно высокая стоимость. Поэтому их разработка и внедрение являются достаточно актуальной задачей.

Анализ исследований и публикаций. В настоящее время разработано большое количество способов невзрывного разрушения, в частности, механические методы (клиновой, гидроклиновой, алмазно-канатное пиление, камнерезные буровые установки и комбайны), методы, основанные на энергии жидкости (гидродинамический, физико-химический импульсный разрыв,

гидроудар, гидрорезание, флюидоразрыв), тепловые (терморезка), электрические и электромагнитные (взрывание электрических проводников, электрический пробой, тепловой пробой, токами высокой частоты, плавлением, лазерным излучением, электромагнитным излучением), комбинированные методы. Большинство этих методов находятся на стадии научно-исследовательских и проектных разработок. Их промышленное использование сдерживается отсутствием оборудования, малой надежностью, высокой энергоемкостью, опасным воздействием на человека, высокой стоимостью. Одним из главных конкурентов описанных способов является использование невзрывчатых разрушающих смесей НРС.

За 30 летнюю историю развития НРС в мировой практике разработано и внедрено более 100 различных композиций НРС. Анализ патентной литературы [1-5] позволяет сделать вывод, что за это время давление, развиваемое при саморасширении, возросло более чем в 3 раза, а время разрушения сократилось до 2 раз. Так, например, давление саморасширения, развиваемое отечественным составом НРВ-80 при температуре окружающей среды 25-35⁰ С через 24 часа после затворения, по сведениям авторов [5] достигает 153 МПа.

Однако практика показывает, что при применении невзрывчатых разрушающих составов заявляемые давления от их саморасширения не развиваются. Это может быть объяснено тем фактом, что указанные в заявках значения измерены в идеально жестких условиях, то есть при недопущении объемных изменений НРС, например, при помещении состава в металлические трубы с жесткой пробкой [5]. Однако создание таких условий при формировании шпуровых и скважинных зарядов на практике практически невозможно. Фактические давления, развиваемые НРС, будут зависеть от физических свойств материала, на который производится воздействие, а также технических параметров конструкции шпурового заряда. Кроме того, точность метода измерения давления саморасширения по деформированию стенок трубы [5], является достаточно дискуссионным вопросом.

Давление, развиваемое НРС, является одной из главных характеристик при его использовании, являющейся основой для расчета параметров разрушения, поэтому точное определение величины давления достаточно важно. Комплексных исследований динамики роста давления саморасширения НРС в различных условиях, характерных для пород Донбасса не проводилось. Авторами статьи проведены такие исследования.

Постановка задач исследований. Измерение высоких давлений требует применения специальной высокоточной аппаратуры. Одной из лучших установок в Украине, позволяющих независимо фиксировать давления во всех трех направлениях и контролировать процесс деформирования и разрушения, является УНТС [6, 7], разработанная в ИФГП НАН Украины.

УНТС оборудована электронной измерительной системой, позволяющей фиксировать деформации по трем осям и нагрузку на его гранях и записывать данные в виде массива данных в реальном времени. В проводимых экспериментах данные записывали с частотой 1с.

Образцы для испытаний представляли собой пластифицированный НРС. Объем смеси соответствовал объему куба со сторонами 55мм, и имел массу 0,385 кг. Образец помещали в испытательную камеру с замкнутыми горизонтальными плитами, после чего с помощью верхней плиты пресса поджимали образец до закрытия камеры для обеспечения надежного контакта (рис. 1).

После окончания эксперимента с помощью штангенциркуля (цена деления 0,05 мм) проводилось измерение ребер граней затвердевшего образца НРС. Испытания по изучению динамики роста давления расширения НРС проводили в режиме заданных деформаций, что само по себе является уникальным для УНТС, т.к. обычно при проведении экспериментов нагружение производят в режиме заданных напряжений (моделируя глубину разработки или вид напряженного состояния)). После помещения образца в рабочую камеру в процессе перекристаллизации оксида кальция происходил рост давления саморасширения, что вызывало сдвигание плит пресса, соответствующие нажимные плиты удерживали в заданном диапазоне деформаций путем их плавно-

го поджатия. Температура окружающей среды при проведении экспериментов находилась в диапазоне 21-22,5⁰ С.



Рис. 1. Пластифицированный НРС помещенный в испытательную камеру установки УНТС

Испытания на установке УНТС проводили по трем программам.

1. В условиях ограничения перемещений по всем трем осям.
2. В условиях свободного перемещения по всем осям.
3. В условиях ограничения перемещений по горизонтальным осям и свободного перемещения по вертикальной оси.

Целью испытаний по первой программе было получение динамики роста давления саморасширения в условиях имитирующих донную или среднюю часть шпурового или скважинного заряда, когда горизонтальные перемещения ограничены стенками скважины, а вертикальные донной частью скважины или НРС. При такой схеме эксперимента давления саморасширения достигает максимальной величины.

Целью испытаний по второй программе было получение динамики роста давления саморасширения в условиях различного сопротивления расширению по всем трем осям. При этом разница сопротивления саморасширению по осям была вызвана разной жесткостью гидросистемы установки в различных направлениях.

Такая схема эксперимента позволила выяснить особенность работы НРС в условиях различной жесткости стенок полости, в которую он помещен, в разных направлениях. В натуре аналогичная ситуация может возникнуть в случае когда скважина или шпур пробурены в трещиноватом массиве или пересекают его.

Целью испытаний по третьей программе было получение динамики роста давления саморасширения в условиях имитирующих устьевою часть шпурового или скважинного заряда, когда горизонтальные перемещения ограничены стенками скважины, а вертикальные не ограничены.

Изложение материала и результаты. Проведенные испытания на этой установке показали, что максимальное давление саморасширения НРС было достигнуто при испытании по первой программе, при удерживании деформаций в нуле. Графики роста давления по осям во времени приведены на рисунке 2.

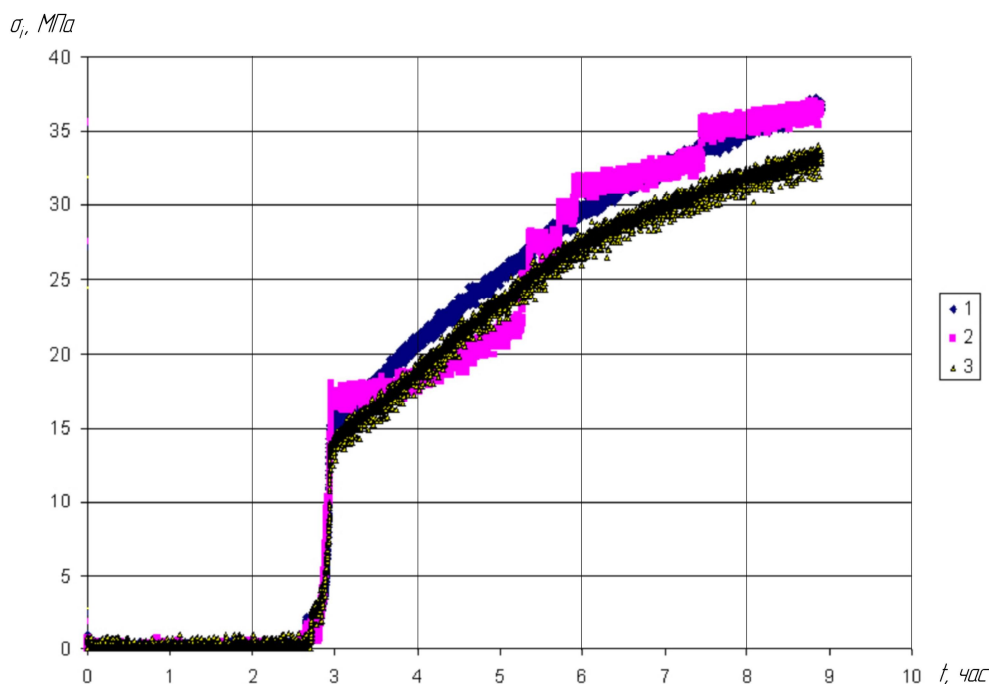


Рис. 2. Графики роста давления саморасширения НРС во времени в различных направлениях (первая программа испытаний)

- 1 – напряжения σ_{oz} по оси OZ;
- 2 – напряжения σ_{oy} по оси OY;
- 3 – напряжения σ_{ox} по оси OX.

Анализ графиков позволяет сделать вывод, что рост давления по всем осям происходит равномерно. При температуре окружающей среды в диапазоне 21-22,5⁰ С активный рост начинается через 2,7 часа, что отображается крутым участком на кривых роста давления, затем графики выполаживаются и скорость роста давления стабилизируется. Давление через 8 часов составляет около 35МПа. Максимальное давление расширения через 24 часа после приготовления смеси составило 52,5 МПа. Резкий скачок интенсивности набора давления расширения НРС в начальный период, наблюдаемый на графиках (рис. 2) объясняется активной стадией гидратации, а также высоким нижним порогом чувствительности прессы.

Результат испытания НРС по второй программе приведен на рисунке 3.

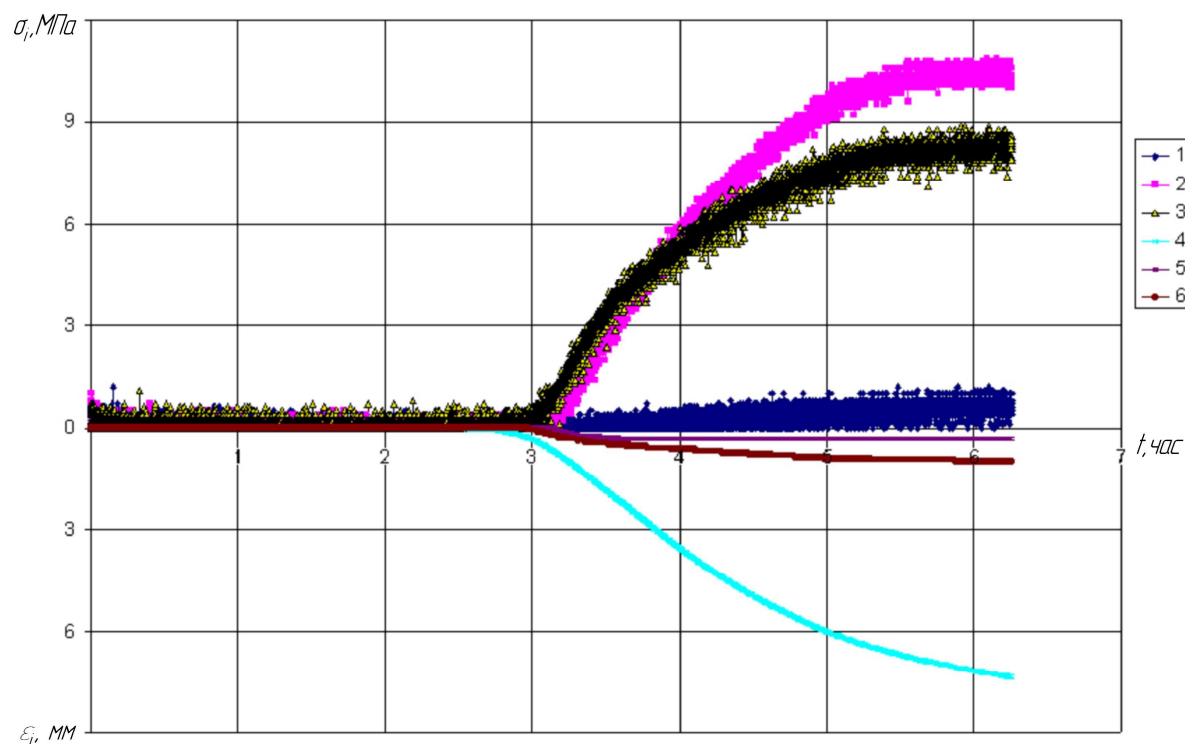


Рис. 3. Графики роста давления саморасширения и объема НРС во времени в различных направлениях (вторая программа испытаний)

- 1, 4 – напряжения σ_{oy} и смещения ε_{oy} по оси OY;
- 2, 5 – напряжения σ_{oz} и смещения ε_{oz} по оси OZ;
- 3, 6 – напряжения σ_{ox} и смещения ε_{ox} по оси OX.

Анализ графиков позволяет сделать вывод, что начало расширения смеси происходит через 2,5 часа после приготовления, что отмечается по смещению в направлении ОУ. Жесткость гидросистемы пресса по разным осям различна, максимальна она в направлении ОZ, минимальна в направлении ОУ. Жесткость в данном случае определяется сопротивлением системы гидродомкрат-насос-клапанная группа. Из графиков видно, что рост давления по осям происходит неравномерно, а зависит от сопротивления в соответствующем направлении. Так в направлении ОZ давление через 6 часов составляет 10,6МПа, а смещения 0,33мм, в направлении ОX давление – 8,4МПа, смещения 0,98мм, а в направлении оси ОУ давление 0,7 МПа смещения 7,18мм. Необходимо отметить, что давление, развиваемое в направлениях ОУ и ОZ через 6 часов после приготовления смеси отличается более чем в 15 раз, а смещения в этих направлениях более чем в 21 раз. Не происходит выравнивание давлений в испытуемом образце, а рост давления по определенной оси зависит от сопротивления соответствующего гидроцилиндра. Это важная особенность работы НРС.

Объяснение полученному эффекту может заключаться в том, что давление на плиты пресса и их перемещения определяются не всем объемом НРС в образце, а некоторой его частью расположенной в непосредственной близости от нажимной плиты, где создаются различные условия для роста кристаллов гидроксида кальция и форм их взаимодействия. Таким образом, давление саморасширения не является константой по всему объему.

Результат испытания НРС по третьей программе приведен на рисунке 4.

Анализ рис. 4 позволяет сделать вывод, что начало расширения смеси происходит через 2,75 часа после приготовления, это отмечается по росту давлений по осям ОУ и ОX при удерживании их деформаций в нуле. При этом рост давления по осям происходит неравномерно, в направлении ОУ и ОX давления растут с одинаковой интенсивностью и существенно не отличаются по абсолютной величине, а по оси ОZ в условиях свободных деформаций нажимной плиты рост давления более плавный, а абсо-

лютные значения давлений меньше чем по другим осям. Так давление саморасширения через 6 часов после приготовления смеси в направлении осей OY и OX составляет 17-18 МПа, а по оси OZ при деформациях 0,11мм – 10,6МПа. При этом среднее давление по трем осям 15,2МПа на 46% меньше чем в условиях ограничения перемещений по всем осям (первая программа испытаний 28,2 МПа). В направлении OY и OX давления снизились по сравнению с первой программой испытаний на 35%. Выравнивание давлений по образцу не произошло, и результаты повторили проведенный ранее эксперимент, давление в соответствующем направлении определяется сопротивлением среды. Однако было уточнено, что суммарное давление в направлениях ограничения перемещений также снижается. Результаты экспериментов послужили исходной информацией для расчета физико-механических характеристик НРС при его саморасширении.

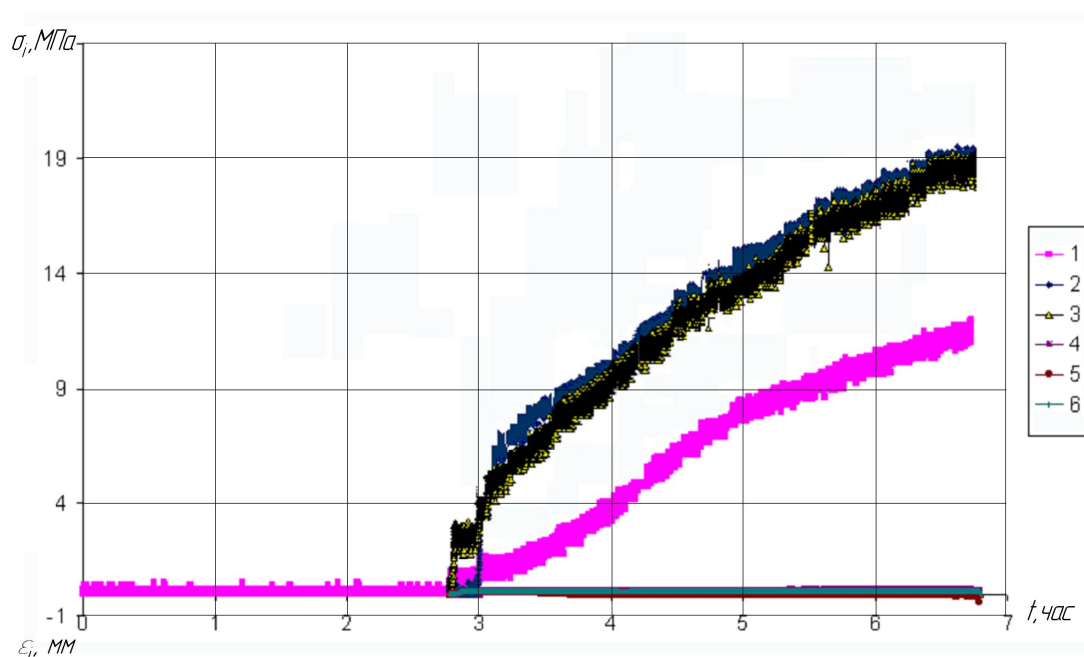


Рис. 4. Графики роста давления саморасширения и объема НРС во времени в различных направлениях (третья программа испытаний)

- 1, 4 – напряжения σ_{oy} и смещения ε_{oy} по оси OZ;
- 2, 5 – напряжения σ_{oz} и смещения ε_{oz} по оси OY;
- 3, 6 – напряжения σ_{ox} и смещения ε_{ox} по оси OX.

Для случая испытаний по первой программе результаты расчета по данным первых 8 часов после приготовления НРС приведены ниже в виде графиков на рис. 5-7.

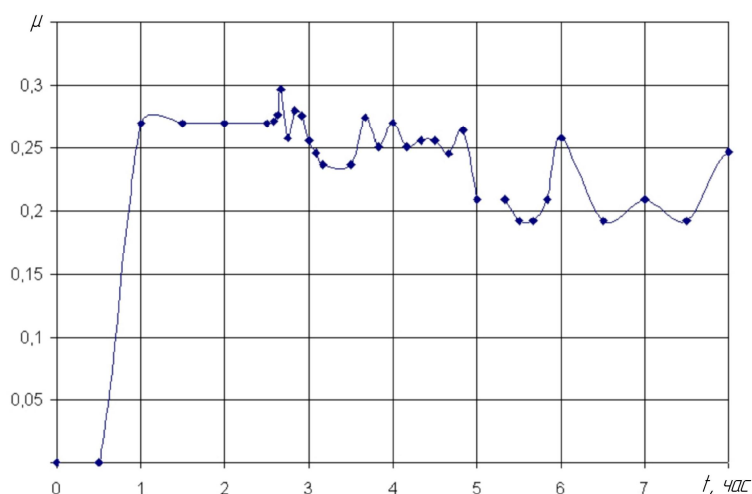


Рис. 5. Изменение коэффициента поперечной деформации НРС во времени при испытании по первой программе

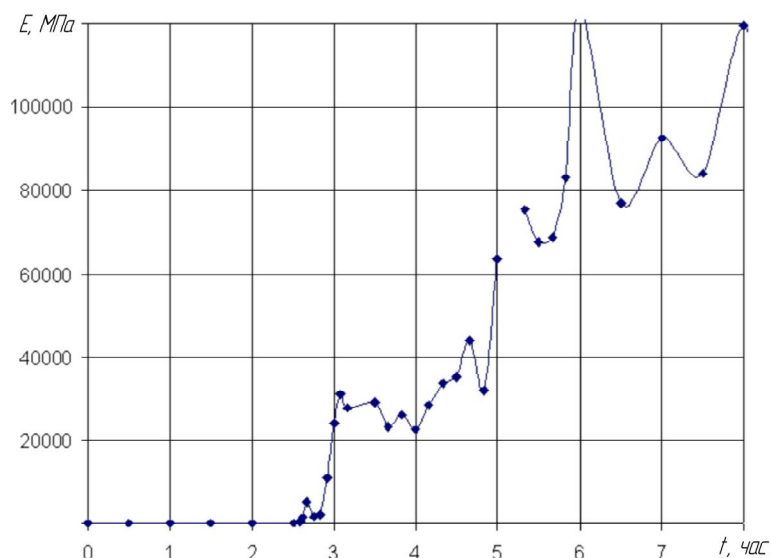


Рис. 6. Изменение модуля деформации НРС во времени при испытании по первой программе

Из графиков видно, коэффициент поперечной деформации от саморасширения НРС при испытании по первой программе изменяется от 0,19 до 0,3, в среднем составляет 0,257. Модуль деформации растет во времени и достигает максимума 120ГПа, при этом рост модуля деформации коррелирует с ростом средних напряжений вызванных саморасширением, и удовлетворительно

описывается экспоненциальной зависимостью $E = 1987,3e^{0,1182\sigma_{cp}}$ (рис. 7). Такие большие значения величины модуля деформации объясняются программой нагружения, поскольку деформации удерживаются близкими к нулю (в пределах погрешности эксперимента) а напряжения от саморасширения растут.

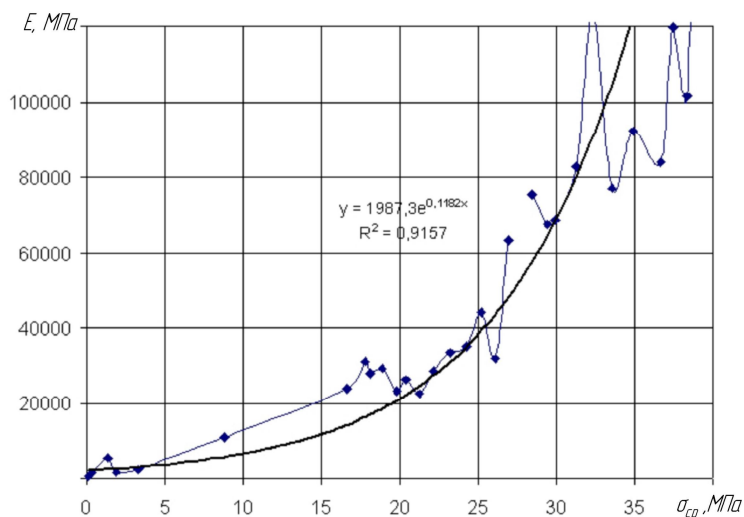


Рис. 7. Зависимость модуля деформации НРС от среднего напряжения при испытании по первой программе

Аналогичные построения были проведены для испытаний по второй программе. Результаты представлены ниже в виде графиков на рис. 8-10.

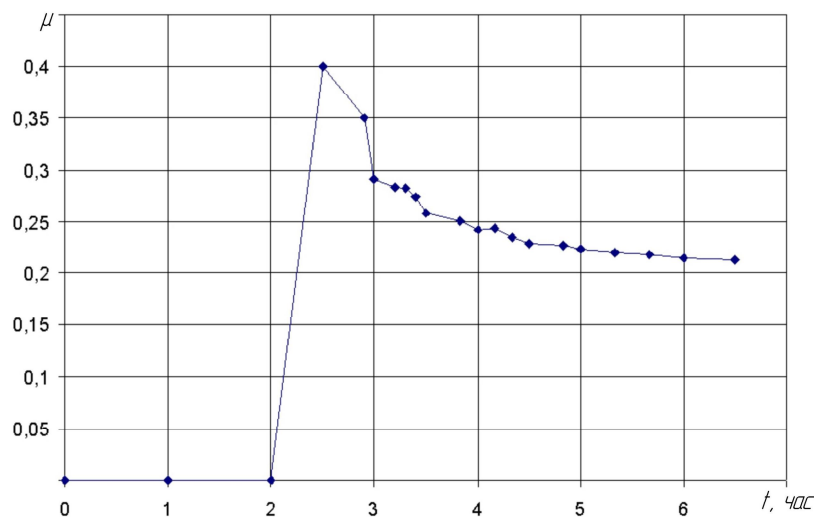


Рис. 8. Изменение коэффициента поперечной деформации НРС во времени при испытании по второй программе

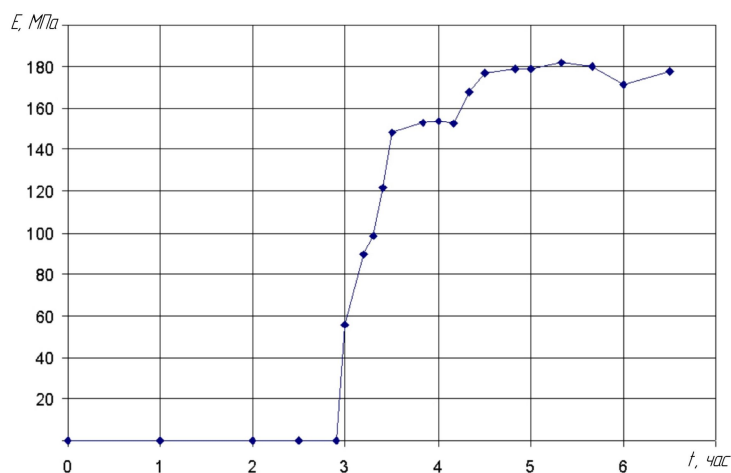


Рис. 9. Изменение модуля деформации НРС во времени при испытании по второй программе

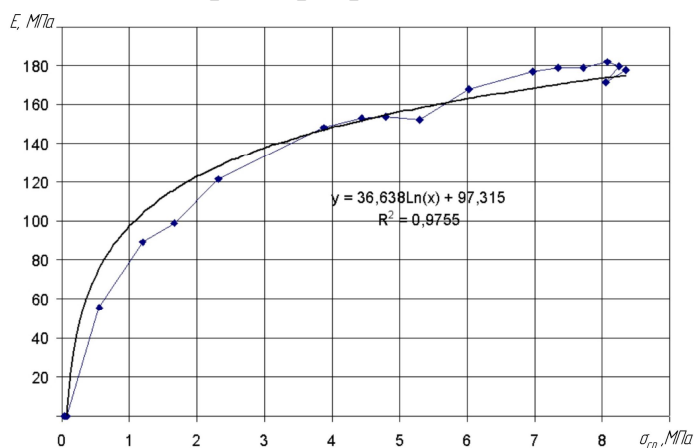


Рис. 10. Зависимость модуля деформации НРС от среднего напряжения при испытании по второй программе

Из графиков видно, что коэффициент поперечной деформации от саморасширения НРС при испытании по второй программе изменяется от 0,21 до 0,4, в среднем составляет 0,234. Модуль деформации растет во времени и достигает максимума 180 МПа, что на три порядка меньше чем при испытаниях по первой программе, при этом рост модуля деформации коррелирует с ростом средних напряжений вызванных саморасширением, и удовлетворительно описывается логарифмической зависимостью $E = 36,64 \ln(\sigma_{ср}) + 97,31$ (рис. 10). Такое отличие в значениях величины модуля деформации по сравнению с предыдущим экспериментом объясняются тем, что при испытаниях по второй программе деформации и напряжения от саморасширения растут произвольно.

Выводы и направления дальнейших исследований. Проведенные эксперименты позволяют сделать следующие выводы. При помещении НРС в замкнутую полость давление его саморасширения и увеличение объема в любом пространственном направлении определяется сопротивлением стенок полости в соответствующем направлении. Рост давления обеспечивает не весь объем НРС в образце, а некоторая его часть, находящаяся в непосредственной близости от границы с полостью в которую он помещен.

При расчете параметров разрушения с помощью НРС модуль поперечной деформации при расширении НРС независимо от программы нагружения может быть принят 0,235-0,255. При разрушении с помощью НРС значение модуля деформации следует принимать по зависимости $E = 1987,3e^{0,1182\sigma_{cp}}$, так как он находится в шпуре или скважине в условиях близких к моделированию по программе 1. А в случае помещения НРС в полость с податливыми стенками модуль деформации может быть рассчитан по зависимости $E = 36,64\ln(\sigma_{cp}) + 97,31$.

Дальнейшие исследования будут посвящены разработке методики расчета давления саморасширения НРС в зависимости от деформационного режима.

Список литературы

1. Средство для разрушения каменных материалов и бетона: заявка 57-187044, Япония, МКИ В 02 С 19/18 / Сайто Акира, Накатани Сэйити, Мива Акира, Аги Исао, Исакаи Дзюк; Дэнки кагаку коге к.к. - № 56-71233; заявл. 12.05.81; опубл. 17.11.82.
2. Средство для разрушения каменных материалов, в том числе бетона: заявка 57-136954, Япония, МКИ В 02 С 19/18 / Нисихара Акио, Мива Мотому, Тада Сюти; Асахи дэнка коге к. к. - №56-23509; заявл. 19.02.81; опубл. 24.08.82.
3. Разрушающий материал: А.с. 1189831 СССР, МКИЗ С 04 В 7/00 / Л.Г. Шпынова, Я.Б. Якимечко, И.М. Петрушка; Львовский политехнический институт. - № 3698569/29-33; Заявл. 30.01.84; Опубл.07.11.85, Бюл. № 41.
4. Разрушающий материал: А.С. СССР N 1648911, МПК 5 С 04 В 7/00 / И.Г. Лугинина, Ю.Г. Шереметьев. – № 4496506/33; заявл. 19.10.1989; опубл. 15.05.1991, Бюл. №18. – 2 с.

5. Невибухова руйнівна речовина НРР-80: пат. вин. UA 59940, МПК 51 С 04 В 7/00 / Грибко В.Ф.; Щєбликін С.В.; Палей А.В. (UA). – № 2002129862; заявл. 09.12.2002; опубл. 15.07.2005, Бюл. №7. – 6 с.

6. Алексеев А.Д. Совершенствование УНТС с целью повышения точности измерений / А.Д. Алексеев, Г.П. Стариков, И.А. Бойко // Физика и техника высоких давлений. - 1987. - № 25. - С. 23-28.

7. Экспериментальная техника для исследования предельных состояний горных пород / [А.Д. Алексеев, Г.П. Стариков, Т.П. Асеева, А.Ф. Морозов] // Физика и техника высоких давлений. - 1993. - Т.3, №3. – С. 135-145.

Стаття надійшла до редакції 16.10.2013.

Рекомендовано до друку д-ром техн. наук В.В. Назимко

І.Г. Сахно

Донецький національний технічний університет, м. Донецьк

А.В. Молодецький

Інститут фізики гірничих процесів НАНУ, м. Донецьк

ЛАБОРАТОРНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ДИНАМІКИ ЗРОСТАННЯ ТИСКУ САМОРОЗШИРЕННЯ НЕВИБУХОВИХ РУЙНУЮЧИХ СУМІШЕЙ У ТИПОВИХ ДЕФОРМАЦІЙНИХ РЕЖИМАХ

Одним з перспективних напрямків статичних методів руйнування є використання невибухових руйнуючих сумішей (НРС). Тиск, що розвивається НРС, є однією з головних характеристик при його використанні, що є основою для розрахунку параметрів руйнування, тому точне визначення величини тиску досить важливе. Відзначено невідповідність одержуваних на практиці величин тисків НРС і тих, що заявляються виробниками та авторами патентів. У статті наведені результати лабораторних випробувань (НРС) у трьох найбільш типових для умов шпурових і свердловинних зарядів деформаційних режимах. Експерименти проводилися на установці нерівнокомпонентного тривісного стиснення (УНТС). Проведені випробування дозволили встановити динаміку зростання тиску й обсягу НРС від моменту приготування до закінчення перекристалізації. Були визначені особливості роботи НРС в умовах різної жорсткості стінок порожнини, в яку він поміщений, в різних напрямках. Встановлено, що в цьому випадку не відбувається вирівнювання напружень у випробуваному зразку, а зростання тиску саморозширення за певною віссю залежить від опору відповідного гідроциліндра УНТС. Визначено час початку і перебігу найбільш активній стадії росту тиску саморозширення, яке становить 2,5-2,7 години. Максимальний тиск саморозширення в умовах нульових заданих деформацій склало 52,5 МПа. Встановлено, що тиск на плити УНТС та їх переміщення визначаються не всім об'ємом НРС у зразку, а деякою його частиною, розташованою в безпосередній близькості від натискної плити, де створюються різні умови для росту кристалів гідроксиду кальцію і форм їх

взаємодії. Таким чином, тиск саморозширення не є константою по всьому об'єму. Проведені експерименти дозволяють зробити важливий висновок про те, що при приміщенні НРС в замкнуту порожнину тиск його саморозширення і збільшення обсягу в будь-якому просторовому напрямку визначається опором стінок порожнини у відповідному напрямку.

Ключові слова: невибухові руйнівні суміші, саморозширення, гідратація, напруга, деформація.

I.G. Sakhno

Donetsk National Technical University, Donetsk

A.V. Molodetsky

Institute for Physics of Mining Processes, NAS of Ukraine, Donetsk

LABORATORY STUDIES OF THE DYNAMICS OF GROWTH OF SELF-EXPANSION PRESSURE OF NON-EXPLOSIVE DESTRUCTIVE MIXTURE IN TYPICAL DEFORMATION MODES

One of the promising areas of static destruction methods is the use of non-explosive destructive mixtures (NDM). Pressure developed by NDMs, is one of the main characteristics, which is the basis for calculation of fracture parameters, so the exact definition of pressure is quite important. There is a discrepancy between NDM pressure values obtained in practice and the patents claimed by producers and writers. The paper presents the results of laboratory tests (NDMs) in three deformation modes most typical for the conditions of blast-hole and borehole charges. The experiments were conducted on a triaxial compression facility. The tests determined the dynamics of NDM pressure and volume growth from the moment of preparation up to the end of recrystallization. We identified the features of NDM action for different stiffness of cavity walls and in different directions. We found that in this case there is no stresses equalization in the test sample and the growth of self-expansion pressure on a certain axis depends on the resistance of the corresponding cylinder. We determined the time of beginning and duration of the most active stage of self-expansion pressure growth (2,5-2,7 hours). Maximum self-expansion pressure in case of zero set strain was 52,5 MPa. We found out that the pressure on plates and their movements are determined not by the whole NDM volume, but by a certain part of it located in the immediate vicinity of the pressure plate, where there are different conditions for the growth of calcium hydroxide crystals and their interactions. Thus, self-expansion pressure is not constant over the entire volume. The experiments lead to the important conclusion that when NDM is placed in a closed cavity the growth of its self-expansion pressure and volume in any spatial direction is determined by the resistance of cavity walls in this direction.

Keywords: non-explosive destructive mixtures, self-expansion, hydration, stress, strain.

УДК 624.121.532

Н.С. Ремез (д-р техн. наук, проф.), **О.А. Вовк** (канд. техн. наук, доц.)
o.a.vovk@mail.ru, **В.В. Вапничная** (канд. техн. наук, доц.)
viktoria0203@yandex.ru

Национальный технический университет Украины «КПИ»,
г. Киев

РАЗРАБОТКА МЕТОДОВ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ И СНИЖЕНИЯ ОПАСНОСТИ ДИНАМИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В УГОЛЬНОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ

В статье рассмотрены вопросы прогнозирования и снижения опасности возникновения и развития динамических процессов; предложена эффективная схема ведения горных работ, позволяющая снизить проявления горного давления, газонасыщенность смежных пластов, регулировать процессы накопления и высвобождения упругой энергии; выбран эффективный метод снижения опасности возникновения горных ударов взрывной обработкой угля и вмещающих пород в районе горных выработок зарядами камуфлетного, камуфлетно-сотрясательного, камуфлетно-отбойного действия, торпедирования и др.

Ключевые слова: упругая энергия, взрывная обработка, горное давление, динамические процессы.

Общая тенденция развития угольной промышленности Донбасса, приводящая к вынужденному увеличению глубины разработки угольных залежей, ставит, в качестве одной из главных научно – технических проблем, проблему заблаговременной оценки и прогноза удароопасности, своевременное выявление месторождений с угрозой возникновения опасных динамических явлений.

Согласно определению ведущих ученых в области геомеханики (Петухов И.М., Зорин А.Н., Полянский С.А. и др.) горный удар, как одно из динамических проявлений, сопровождающих выемку горной массы в подземных условиях, есть результат разрушения предельно напряженной части массива горных пород в зоне влияния, возникающего при условиях, когда скорость изменения напряженного состояния в этой части превышает скорость релаксации напряжений в ней.

Большую роль играет разработка мероприятий по рациональному управлению геомеханическими процессами, способствующими снижению напряженности в породном массиве или пласте угля, путем перемещения зоны опорного давления вглубь массива и т.п. В результате обобщения и анализа практического материала специалистами выработаны разнообразные критерии оценки степени удароопасности и методы их локализации с доведением до безопасных уровней интенсивности. Разумеется, изучив напряженное состояние нетронутого массива того или иного месторождения, невозможно серьезно ставить вопрос о прогнозе степени его удароопасности и выборе общих подходов к его безопасной разработке. Помимо различных критериев оценки склонности к горным ударам, описанных нами в работе [3] следует упомянуть еще несколько признаков, основанных на определении критических уровней гравитационных напряжений в нетронутом массиве в сочетании с некоторыми характерными свойствами пород.

Так, на основе анализа обширных практических материалов, установлены ряд гравитационных и энергетических критериев, позволяющих оценить вероятность возникновения динамических процессов. Один из них – геомеханический показатель условий заложения выработки – основан на соотношении гравитационного давления на пласт и прочности угля на сжатие:

$$K_{\min} = \frac{\rho H_0}{\sigma_{сж}}, \quad (1)$$

где H_0 – глубина, на которой замечены признаки таких проявлений;

ρ – гравитационный градиент, который для некоторых сланцев является прочностью на сжатие до 18 МПа находится в пределах (24,3–25,6) для песчаников при прочности $\sigma_{сж} = 80,3 \text{ МПа} \cdot 24,5 - 25,3 \frac{\text{кПа}}{\text{м}}$;

$\sigma_{сж}$ – прочность угля на сжатие, МПа.

Из (1), зная шкалу значений K_{\min} можно получить зависимость минимальной глубины (H_0^{\min}):

$$H_0^{\min} = \frac{K_{\min} \cdot \sigma_{сж}}{\rho}. \quad (2)$$

В условиях залегания угольных пластов на умеренных глубинах гравитационный градиент может быть принят в среднем равным $25 \frac{\text{кПа}}{\text{м}}$.

Для условий разработки мощных угольных залежей (6 – 15 м) в зависимости от крепости угля K_{\min} может изменяться от 0,25 до 0,8 (табл. 1).

Такую оценку, наряду с другими методами прогноза, можно осуществлять перед началом проектирования горного предприятия по данным лабораторных испытаний отобранных кернов из разведочных скважин. Если месторождение уже вскрыто горными работами, степень удароопасности отдельных участков породного массива можно оценивать по величине коэффициента ВНИМИ K_{σ} , характеризующего относительную напряженность пород вблизи обнажения выработки. Он представляет собой отношение максимального усилия вдавливания индентора на момент хрупкого выкола породы при бурении скважины (P_{\max}) к минимальному значению (P_{\min}), определяемому на глубине 0,7 – 0,8 м, т.е.:

$$K_{\sigma} = \frac{P_{\max}}{P_{\min}}. \quad (3)$$

За критерий потенциальной угрозы принимается неравенство $K_{\sigma} \geq 1,5$, зафиксированное на расстоянии от свободной стенки выработки до 1,5 м. Можно также этот показатель сопоставить с коэффициентом хрупкости (K_{xp}^M), определяемом в массиве с помощью скважинных приборов, критическим значением которого считают. Разумеется, в каждом случае эти показатели должны уточняться.

Рассмотрим картину напряженно – деформированного состояния призабойного пространства и расчетные схемы вычисления основных параметров (рис. 1).

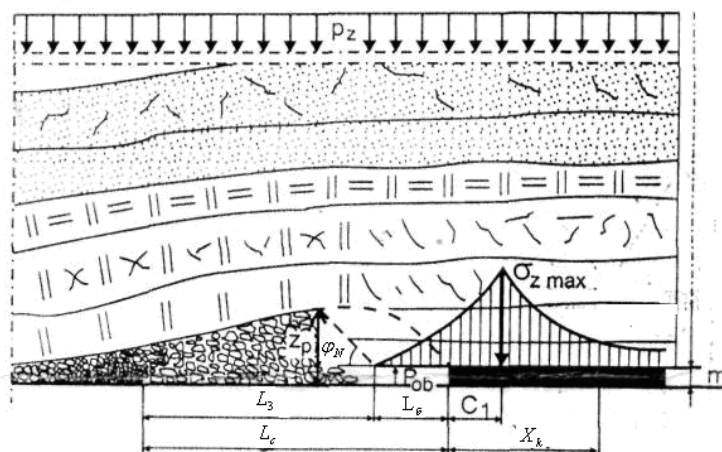


Рис. 1. Схема деформации пород кровли в призабойном пространстве при управлении кровлей с обрушением: m – мощность пласта; $R_{сж}$, R_p – средняя прочность пород кровли соответственно на сжатие и растяжение; $R_{z\max}$ – максимальное напряжение сжатия в зоне опорного давления перед фронтом эксплуатации; P_z – литологическое давление (ρH); Z_N – угол дезинтеграции пластов кровли, обрушаемых на всю высоту Z_p ; Z_N изменяется в пределах $24^\circ - 28^\circ$ (при весьма слабых породах достигает $Z_N^{\max} \approx 33^\circ$)

Ширина свода обрушения (L_s , рис. 1) может быть найдена из соотношения:

$$L_s = 21m \sqrt{\frac{R_p}{\rho H}} = 4,6m \sqrt{\frac{R_{сж}}{\rho H}}, \text{ м}, \quad (4)$$

Ширина зоны обрушения (L_3), при которой происходит полный завал, равна:

$$L_3 = 14m \sqrt{\frac{R_p}{\rho H}} = 3m \sqrt{\frac{R_{сж}}{\rho H}}, \text{ м}, \quad (5)$$

Безопасная длина участка кровли над рабочей зоной равна:

$$L_6 = 7m \sqrt{\frac{R_p}{\rho H}} = 1,53m \sqrt{\frac{R_{сж}}{\rho H}}, \text{ м}, \quad (6)$$

Ширина зоны концентрации напряжений в призабойной части пласта (X_k) может быть определена по следующей формуле:

$$X_k = 12,6m \sqrt{\frac{\rho H}{R_{сж}}} = 2,7m \sqrt{\frac{\rho H}{R_p}}, \quad (7)$$

Таблица 1

Оценка прогноза удароопасности при разработке мощных угольных пластов по их прочностным свойствам и литологическому напряжению

Мощность пласта, м месторождение	Прочность угля, МПа		K_{\min}	$\frac{\rho H}{\kappa Pa}$ м	Минимальная удароопасная глубина залегания пласта H_0 , м		Отношение фактического значения к расчетному
	на сжатие	на растяжение			фактическая в условиях конкретных месторождений	расчетное	
Шурабское, Сполюктинское, 15 м	7,5	0,35-0,4	0,6	25,0	180	180	1
Кызыл-Китское 6-14 м	8,5	0,25-0,47	0,8	25,0	280	272	1,1
Кок – Янгатское, 6,5 м	14-16	0,7-0,8	0,25	25,0	135	150	0,9
Челябинское, 11-13,6 м	17-21	1,06	0,45	25,0	340	342	0,99

Ширину призабойной части пласта от края до максимума напряжений (C_1) находим из выражения:

$$C_1 = 2,3m \sqrt{\frac{\rho H}{R_{сж}}} = 0,5m \sqrt{\frac{\rho H}{R_p}}. \quad (8)$$

На рис. 2 приведена схема, иллюстрирующая развитие деформационных процессов в зоне опорного давления A длиной X_k до реализации их в виде горного удара.

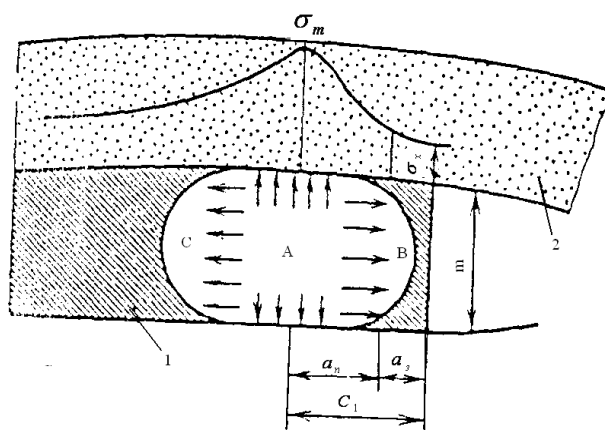


Рис. 2. Схема возникновения горного удара в угольном пласте: 1 – угольный пласт мощностью m ; 2 – пласт (слой) вмещающих пород кровли

В этой зоне A , при достижении максимальной нагрузки P_m , превышающей предельную величину P_n , которую может выдерживать нагружаемый участок пласта, происходит разрушение материала, сопровождающееся мгновенным переходом потенциальной энергии в кинетическую. Следствием этого процесса является выброс части материала зоны B (участка a_n , где деформация происходит на падающем отрезке опорного напряжения) в выработку и удар в сторону целика (зоны C) и в сторону кровли и почвы, сопровождающийся эмиссией сейсмических колебаний. Более общая концепция развития и реализации динамических событий (куда причисляются также внезапные выбросы) исходит из рассмотрения системы «кровля – пласт», соотношения их потенциальных энергий, перераспределения в связи с изменившимися обстоятельствами. В условиях разработки угольных месторождений Донбасса, с характерными большими глубинами разработки и умеренной мощностью пластов (типичная мощность пласта составляет $0,6 - 1,6 - 2$ м, в пластах $1 - 2$ м сосредоточено 30% запасов [6]), высокой газононасыщенностью (давление газа, равное $30 - 50$ атмосфер на глубине более $400 - 600$ м и достигающем $80 - 90$ и даже 130 атмосфер на больших глубинах [6]) -вероятными при определенных сочетаниях (литологических) прочностных и энергетических параметров будут как внезапные выбросы, так и горные удары. Напомним об одном из критериев оценки этих проявлений по соотношению энергетических параметров: энер-

гии упругого восстановления пласта W_s и эффективной доли энергии газа в процессе газодинамического события W_g . Эти параметры могут быть найдены из следующих соотношений:

$$W_s = \frac{(K\sigma)^2}{2E}, \quad (9)$$

где K – эмпирический коэффициент;

σ – давление налегающей породной толщи;

E – модуль упругости.

$$W_g = (9,3X - 0,01)Xv_{30}\rho, \quad (10)$$

где X – газоносность пласта, m^3/m ;

v_{30} – коэффициент газоотдачи, показывающий какая часть газа может выделиться из угля, разрушенного до $r = 0,75$ см за среднее время выброса 30с;

r – приведенный радиус частиц угля в начальной стадии выброса;

ρ – плотность угля.

При соотношении $\frac{W_s}{W_g} \geq 2$, например $\frac{0,4}{0,2}$, $\frac{0,6}{0,3}$ либо $\frac{0,8}{0,4}$ и сум-

ме $W_s + W_g > 0,4$ возможны как внезапные выбросы, так и горные удары. В практике ведения подземных горных работ динамические проявления имеют место при различных технологических процессах: выемке угля из целиков, на проходческих работах и в очистных забоях. Среди мероприятий организационного и технологического характера, предупреждающих либо снижающих опасные последствия динамических проявлений, в частности при ведении очистных и подготовительных работ, можно назвать взрывные методы обработки призабойного участка: сотрясательное, камуфлетное, камуфлетно – сотрясательное, камуфлетно – отбойное взрывание и некоторые другие. Задачей взрывных технологий есть: а) предварительная дезинтеграция труднообрушаемых пород; б) возбуждение горного удара в заданное время и в желаемом месте расположения очага; в) снятие критического напряжения в зоне А (рис. 3) и перемещения максимума давления передней пяты свода вглубь массива; г) ослабление напряжений с

одновременным разрыхлением призабойной полосы угля до стадии, пригодной к погрузке; д) снижение напряжения в массиве угля с отбрасыванием угля от очистного забоя с применением двухстадийного (двухъярусного) взрывания.

Практически при любой отмеченной схеме выполнения взрывных работ происходит дегазация угольного пласта, что само по себе способствует разгрузке напряжения в пласте за счет снижения порового давления. Кроме того, наличие пустот при бурении скважин и шпуров способствует снижению напряжения за счет релаксации.

Эффективность рассматриваемых методов зависит от того, насколько тщательно и обоснованно будут выполнены расчеты параметров взрывных работ в каждом конкретном случае для обеспечения оптимальных параметров зон трещинообразования, разрушения, релаксации напряжения, снижения порового давления и т.п. при минимальной интенсивности эмиссии сейсмических колебаний в направлении подземных горных выработок. В качестве примера приведем несколько схем взрывного воздействия на разрабатываемый угольный пласт и вмещающие породы с целью регулирования геомеханических процессов, направленного на обеспечение безопасности технологий угледобычи в сложных горно-геологических условиях. На рис. 3, 4, 5, 6 приведены несколько вариантов взрывания в угольном массиве и кровле очистного забоя. Торпедирование угольного пласта (рис. 3, а) скважинами, пробуренными вдоль забоя из транспортного штрека (1), либо из призабойного пространства более короткими скважинами (рис. 3, б). Данная схема используется при наличии геологических нарушений (рис. 3, б), флексуры зон с интенсивно раздробленным углем. При составлении паспорта буровзрывных работ должны выполняться ряд требований: при наличии геологического нарушения по всей длине лавы концы зарядов должны быть на расстоянии ближе 5 м от откаточного и вентиляционного штрека, если оно меньше длины лавы, то заряды помещают на 10 м выше и ниже нарушения. В скважинах, пробуриваемых из призабойного пространства (рис. 3, б), заряды должны быть на 5 м короче глубины скважины. Как вариант предлагается двухъярус-

ная схема. Первый ярус – подготовительный, представлен шпурами глубиной 0,6 – 1,3 м, второй ярус – скважины глубиной 8 – 10 м.

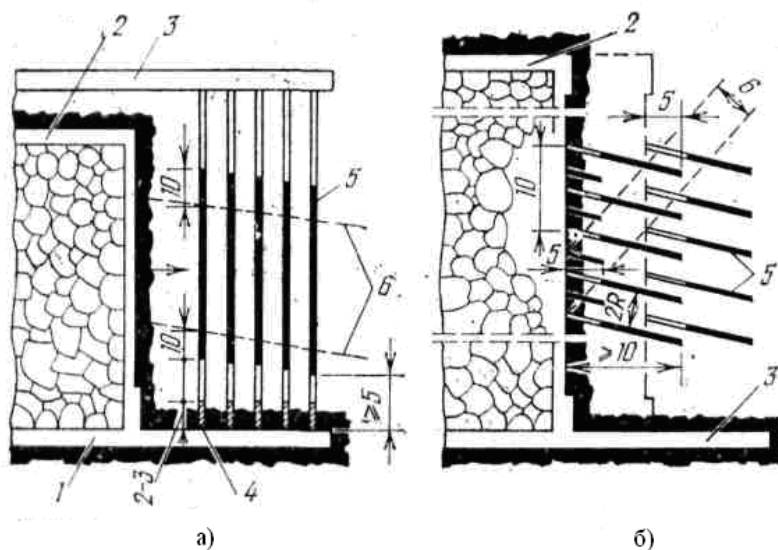


Рис. 3. Торпедирование угольного пласта зарядами ВВ

Взрыванием шпуров первого яруса уголь разрыхляется и частично отбрасывается от забоя, вторым ярусом выполняется задача ослабления напряжения в призабойной полосе угля с перемещением зоны концентрации вглубь массива.

Следующая схема (рис. 4) представляет собой вариант сотрясательно-камуфлетно-отбойного взрывного воздействия для провоцирования отжима угля или горного удара. Главным требованием при этом является обеспечение таких направлений распространения ударной волны в массиве, чтобы угол встречи ее фронта был как можно ближе к 90° по отношению к плоскости максимальных напряжений.

На рис. 5 изображен один из возможных вариантов использования энергии взрыва для управляемого обрушения кровли в крепких труднообрушаемых породах с целью снижения прочности и способности накапливать упругую энергию. Из двух возможных способов дезинтеграции пород кровли – мелкошпурового и длинными скважинами – последний представляется предпочтительней, поскольку может реализовываться еще до начала очистных работ.

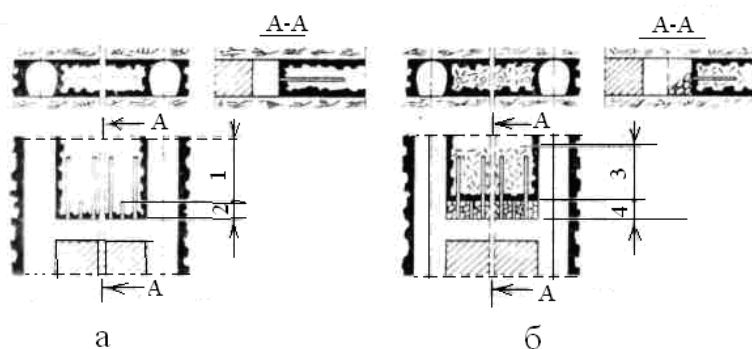


Рис. 4. Схема сотрясательно – камуфлетно – отбойного взрыва: а – положение перед взрывом; б – положение после взрыва; 1 – зона предусмотренного ослабления напряжений; 2 – забой до выемки; 3 – зона ослабленных напряжений; 4 – отбитый уголь.

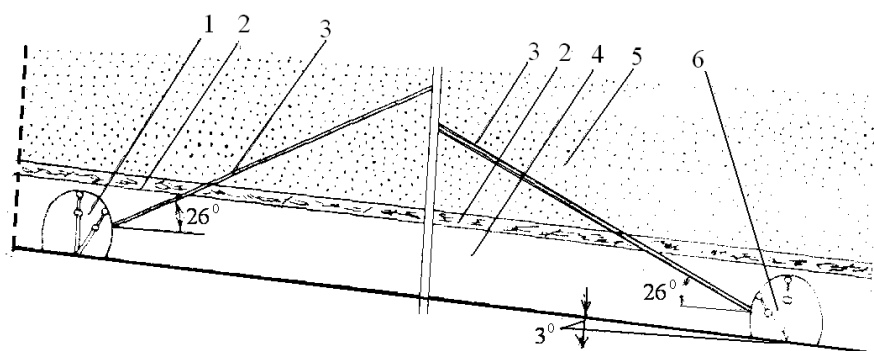


Рис. 5. Расположение скважины в кровле:
1 – транспортный штрек; 2 – слой глинистого грунта; 3 – скважины; 4 – угольный пласт; 5 – песчаник; 6 – околоствольный штрек.

Длина скважины может приниматься до 90 м диаметром 6-150 мм. В результате взрыва таких скважинных зарядов происходит дезинтеграция слоев кровли с образованием серии трещин желательного в направлении, близком к линии кровли и пласта. Самой масштабной технологией, направленной на предотвращение горных ударов, является торпедирование кровли массовыми взрывами большого количества глубоких скважин, выбуриваемых в лавах. Заряды в них размещаются примерно на $\frac{2}{3}$ длины (примерно 20 – 25 м), остальная часть заполняется забойкой.

Первостепенной задачей специалистов – взрывников, занятых организацией отмеченных работ, является определение параметров буровзрывного цикла в конкретных горногеологических и производственных условиях. К числу таких показателей

относятся: глубина (Z_c), диаметр (d_c) шпуров (скважины), расстояние между ними (r_c), длина заряженной части скважины, свойства принимаемых ВВ.

На рис. 6 приведена схема разгрузки призабойной части угольного пласта скважинными зарядами длиной $l_{зар}$, размещенными в скважинах глубиной Z_c . До начала работ по бурению и взрыванию скважин картина напряженного состояния призабойной части пласта выглядит следующим образом. За счет релаксации напряжений (а также дегазации) участок пласта на глубине, равной C_1 (рис. 1), находится в состоянии неравномерной разгрузки от σ_{max}^z до значения на линии забоя $\sigma \leq \sigma_z$. За этой зоной участок пласта длиной $x_k - c_1$ испытывает напряжения, превышающие σ_z , т.е. является частью зоны концентрации напряжений от σ_{max} до σ_z . Весь участок пласта на глубину x_k представляет собой зону концентрации напряжений и должен быть подвергнут разгрузке путем образования трещин с помощью взрывания заряженных скважин ударной волной цилиндрической части и двумя импульсами вдоль оси от торцевых частей заряда. Таким образом, для того, чтобы разместить заряд ВВ в зоне концентрации напряжений x_k , необходимо бурить скважины на глубину Z_c (рис. 6), равную ширине зоны разгрузки Z_p за вычетом длины участка l_T .

Зоны трещин цилиндрической части ударной волны: l_T – зона трещиноватости, вызванная действием торцевой части заряда; $l_{зар}$ – длина заряженной части скважины, равна $l_3 = Z_c - l_3$, $l_3 > c_1$.

Сопоставляя формулы 7 и 8 видим, что ширина зоны максимума напряжений в 5–5,4 раза больше ширины разгруженной призабойной зоны пласта C_1 . Такое отношение не может выполняться при любых исходных характеристиках горных пород, глубинах залегания пластов и их мощности. В табл. 2 приведены не-

которые рекомендуемые параметры для взрывной разгрузки пластов малой мощности в зависимости от величины C_1 .

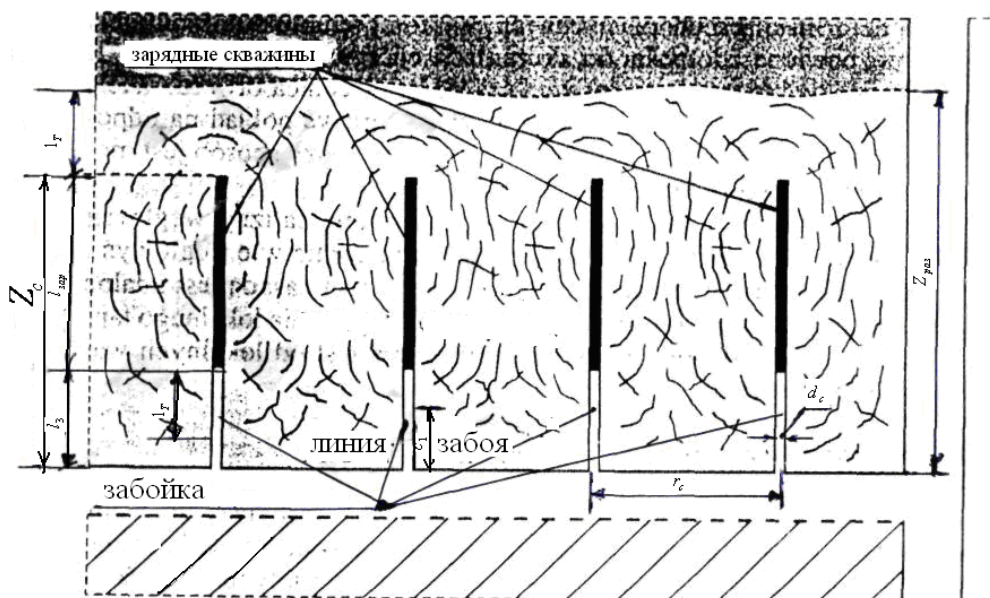


Рис. 6. Схема разгрузки угольного призабойного массива скважины ПММ зарядами: Z_c – длина скважины; $l_з$ – длина забойки; $Z_{раз}$ – зона разгрузки; $r_c = 2r_T$ – расстояние между скважинами; r_T – радиус трещины

Таблица 2

Рекомендуемые параметры взрывных скважин в зависимости от ширины призабойной зоны релаксации напряжений в пласте

Ширина зоны разгрузки пласта C_1 , м	1,0	1,5	2	2,5	3,0	3,5
Длина скважины Z_c , м	8,5	9	10	11	12	13,5
Длина забойки $l_з$, м	3,5	4	5	5	5	5
Длина заряженной части скважины $l_{зар}$, м	5,0	5,0	5,0	6,0	7	8,5
Отношение Z_c к C_1	8,5	6	5	4,4	4	3,86
Разница по сравнению с расчетной по ф-лам (7,8), раз	1,57	1,11	0,93	0,81	0,74	0,71

Как видно из таблицы, соотношение размеров зоны концентрации напряжений к зоне разгрузки может изменяться в 2,2 раза при изменении ширины зоны разгрузки в 3,5 раза.

Однако таблица содержит данные по ограниченному диапазону вариантов (условий залегания, свойств пород), поэтому необходимо их уточнять в каждом конкретном случае.

Следующим важным параметром является расстояние между скважинами r_c . Это расстояние должно выбираться таким, чтобы обеспечить нарушение межскважинного пространства трещинами разрыва с перемещением зоны концентрации напряжений вглубь массива на расстояние, равное образовавшейся зоне разгрузки.

Размеры зоны трещинообразования (r_T) вокруг заряда прямо пропорциональны радиусу скважины (заряда), и нелинейно изменяются в зависимости от внутрискважинного (P_e), горного (P_g) и парового (P_n) давлений и сопротивления горной породы разрыву (σ_p). Этот параметр может быть найден из выражения [7]:

$$r_T = r_z \sqrt{\frac{2P_e - P_{\text{вн}} + \sigma_p}{P_{\text{вн}} + \sigma_p}} \quad (11)$$

здесь $P_{\text{вн}}$ - внешнее сопротивление деформациям на границе зоны трещин, оно зависит от горного и парового давления и пористости следующим образом:

$$P_{\text{вн}} = P_g(1 - n) - P_n \cdot n, \quad (12)$$

где: r_z – радиус скважины (заряда);

σ_p – временное сопротивление породы (угля) на разрыв.

Проанализировав соотношения 11, 12 видим, что пользоваться ими для нахождения требуемого расстояния (r_T) затруднительно из-за сложности получения некоторых исходных данных: парового внутрискважинного давления, а также отсутствие учета влияния газовой компоненты угля (кровли), угла падения пласта, его мощности. Количество трещин, возникающих вокруг взрывающейся скважины, обратно пропорционально поверхностной энергии породы, которая возрастает с увеличением пластических свойств. Этот фактор может быть учтен частично через коэффициент Пуассона, но в формуле (11) он не нашел отражения. По

этой причине, равно как и по другим вышеуказанным, данные подсчета с использованием формулы (11) могут служить лишь для качественной оценки, а методики получения количественных показателей подлежат дальнейшей разработке. При том следует учитывать важность конкретизации прочностных и динамических характеристик горных пород непосредственно в районе ведения буровзрывных работ, имея в виду, что, например, временное сопротивление пород сжатию ($\sigma_{сжс}$) при всестороннем нагружении в несколько раз превышает этот показатель при одноосном сжатии. Определенную роль играет также анизотропия, в частности, коэффициент анизотропии ($K_a = \frac{X_{II}}{X_{\perp}}$) антрацита по прочности составляет 0,66, алевролита 0,75, сланца песчанистого 0,65; по коэффициенту Пуассона этот сланец характеризуется коэффициентом $K_a = 0,54 - 0,86$ и т.п.

В отдельных случаях, при работах по взрывной разгрузке породных и смешанных забоев, можно радиус зоны трещин вычислить из известного соотношения, описывающего закон падения напряжений с расстоянием:

$$\sigma_T = \sigma_0 \left[\frac{r_3}{k} \right]^{2 - \frac{\nu}{1-\nu}}, \quad (13)$$

где σ_0 – напряжение на стенке скважины;

r_3 – текущее расстояние.

Если приравнять σ_T к величине предельного радиального напряжения, способного вызвать окружные растягивающие напряжения, равные или предвещающие предел прочности на разрыв, тогда значение r_3 будет равным радиусу зоны трещин r_T . Влияние горного давления (P_e) на замеры зоны трещин в угольном массиве в работах [7] предлагается учитывать следующим соотношением:

$$r_T(P_e) = 0,048 \cdot r_T^0 l_n \frac{1,06 \cdot 10^{15}}{P_e}, \quad (14)$$

где r_T^0 – размеры трещин вблизи свободной поверхности (при $P_z \leq 10^6 \text{ Па}$). В работе [8] приведены значения этого показателя для различных горных пород: в известняках $(50,62 - 56,83)r_z$, в песчаниках $(41,53 - 53,57)r_z$, в углистых сланцах $51,5r_z$ и т.п. Однако формулу (14) не всегда можно использовать из-за сложности получения экспериментальных коэффициентов, поэтому параметры буровзрывных работ принимают, главным образом, на основе опыта их выполнения, по мере уточнения исходных параметров и анализа результатов.

Из числа технологических мероприятий по борьбе с горными ударами можно назвать три главных метода, с помощью которых можно воздействовать на механизм зарождения и проявления события: а) управление кровлей с помощью закладки выработанного пространства; б) регулирование процесса накопления и высвобождения упругой энергии через оптимизацию скорости подвигания забоя; в) при эксплуатации группы пластов мероприятия, связанные с использованием защитных пластов в восходящем, нисходящем и смешанном порядке обработки пластов в свите. На последнем методе остановимся более детально.

Создание защищенной зоны путем разработки защитного пласта с опережением. Сущность метода заключается в том, что при разработке свиты пластов выбирается защитный пласт, расположенный над – под – либо между удароопасными пластами, (часто он является некондиционным по мощности или по качеству угля), который разрабатывается с опережением, что позволяет уменьшить проявление горного давления, улучшить условия отработки свиты пластов, в частности для облегчения поддержания выработок, а также за счет частичной дегазации разрабатываемых смежных пластов рабочей мощности. Главной задачей проектировщиков, предусматривающих реализацию данного метода, является установление очередности отработки групп пластов в свите и отдельных пластов в группе, а также нахождение параметров защищенной зоны позади очистного забоя по защитному пласту, в частности допустимой мощности междупластья (h_{don}) и др. На рис 7 и 8 изображены схемы развития очист-

ных работ защитном и рабочих пластах вкрест простирания (рис. 7) и по простиранию (рис. 8).

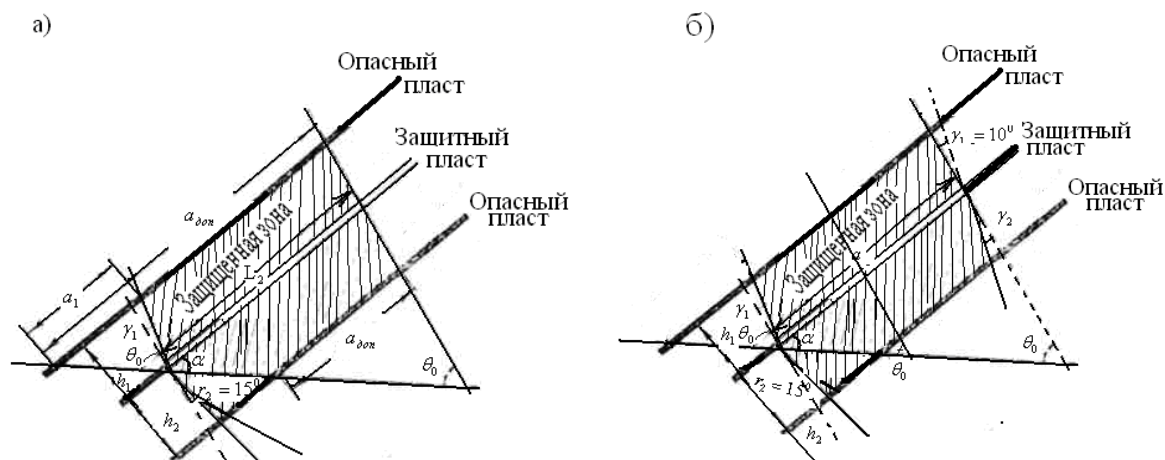


Рис. 7. Схемы к определению границ защищенных зон на разрезе вкрест простирания: а – при ведении работ без целиков у вентиляционного горизонта при h_1 не более 100 м, h_2 не более 60 м, $L_2 = 0,6H_0$; б – при ведении работ с целиками при $h_1 = 0,7a$, но не более 100 м, $h_2 = 0,5a$, но не более 60 м

На этих рисунках H_0 – это глубина, начиная с которой появились горные удары, а – защитная зона, h_1, h_2 – мощности междупластий (до подрабатываемого и надрабатываемого пласта). Схемой, изображенной на рис. 7, можно пользоваться, если $a < 1,2(H_0 + h)$ при подработке, и $a < 1,2(H_0 - h)$ при надработке.

Зависимость для определения допустимой мощности междупластия ($h_{дон}$), при которой обеспечивается сохранность подработанного пласта для последующей отработки, имеет вид:

$$h_1 = h_{дон} \geq 6m \cos \alpha, \quad (15)$$

где m – мощность подрабатывающего (защитного) пласта, м;

α – угол падения пласта (от 0 до 70°).

Степень влияния мощности защитного пласта на проявление его защитных свойств (характер зависимости размеров зоны разгрузки и интенсивности снижения нагрузок в ней) определяется соотношением мощности пласта и ширины выработанного пространства. Может случиться, что в одном случае отработка весь-

ма тонкого пласта будет достаточной для защиты, а в другом отработка пласта средней мощности недостаточной.

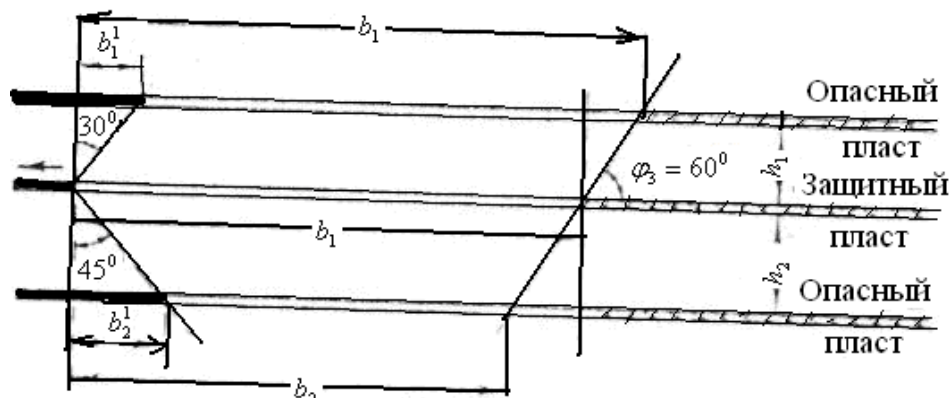


Рис. 8. Схема к определению размеров защищенной зоны позади очистного забоя по защитному пласту

При выемке по схеме использования защитных пластов по простиранию (рис. 8) допустимые опережения забоя этого пласта по отношению к защищаемым, должно находиться в следующих пределах:

минимальные: $b_1^1 = 0,6h, b_2^1 = h_2$;

максимальные: $b_1 = (H_0 + h)ctg\psi_3; b_2 = (H_0 - h)ctg\psi_3$ (16)

Как упоминалось выше, при решении вопросов эффективного использования защитных пластов допускается принимать восходящий, нисходящий либо смешанный порядок отработки пластов. При нисходящем порядке отработки этажей предпочтение следует отдавать нисходящему и смешанному (двойная защита) порядку отработки пластов, так как при этом достигается защита опасного пласта в пределах всего этажа. Может оказаться выгодной и более безопасной отработка защитного пласта одновременно в пределах двух этажей. При отработке этажей в восходящем порядке более рациональным является восходящий порядок отработки пластов. Одним из вариантов является опережающая на этаже разработка защитных пластов, с тем, чтобы вынимать виброопасные пласты после подработки пластами нижележащего этажа.

Рассмотренные схемы порядка отработки пластов применяются в комплексе с другими мероприятиями локального характера, направленными на нейтрализацию либо снижения опасностей

в подготовительных и очистных выработках (взрывная, химическая, гидромеханическая обработка пород кровли и угольного пласта их комбинации и многие другие).

Выводы.

1. Важным моментом в разработке методов прогноза удароопасности и предотвращения динамических событий является получение максимально достоверных исходных параметров физико-механических характеристик горных пород, (кровли, угля), реальной напряженно-деформационной картины в призабойном пространстве (рис. 1, ф-лы 4 - 8).

2. Одним из методов снижения удароопасности при разработке свиты пластов предложена последовательность работ, при которой выбирается для первоочередной эксплуатации защитный пласт, располагаемый над, под или между опасными пластами. Это позволяет снизить проявления горного давления, газонасыщенность смежных пластов, регулировать процессы накопления и высвобождения упругой энергии. Приведены параметры допустимой мощности междупластья, защищаемой зоны и т.п. (рис. 7, 8).

3. Установлено, что эффективным методом снижения опасности возникновения горных ударов, как следствия притока энергии извне в призабойную зону и создания очагов концентрации упругих сил до критических уровней, является взрывная обработка угля и вмещающих пород в районе горных выработок зарядами камуфлетного, камуфлетно-отрясательного, камуфлетно-отбойного действия, торпедирования и др.

Список литературы

1. Chudek M. Geomechanika z podstawami ochrony srodowiska gorniczego i powierchi terenu / M. Chudek. – Geivice: Wyd. Politechniki seaskiej, 2002. – 637 s.

2. Расчетные методы в механике горных ударов и выбросов / И.М. Петухов и др. – М.: Недра, 1992. – 257 с.

3. Вовк О.А. Прогнозування гірських ударів і критеріїв оцінки ударнебезпеки / О.А. Вовк // Проблеми охорони праці в Україні: Збірник наукових праць. – 2012. – Вип. 22. – С. 80 – 89.

4. Вовк О.А. Прогнозирование горных ударов на основе энергетического критерия / О.А. Вовк // Уголь Украины, 2012, № 3. – С. 25 – 27.

5. Пособие для служб прогноза и предотвращения горных ударов на шахтах и рудниках. – М.: Недра, 1995. – 240 с.
6. Вовк А.А. Развитие энергетики в Украины с учетом техногенной и экологической безопасности / А.А. Вовк, Л.И. Демешук, Ю.И. Шульга. – К.: ННИИПБОТ, 2011. – 220 с.
7. Михалюк А.В. Торпедирование и импульсный гидроразрыв пласта / А.В. Михалюк. – К.: Наукова думка, 1986. – 208 с.
8. [Вовк О.О., Ісаєнко В.М., Кравець В.Г., Вовк О.О.(мол.)]: [монографія]; Національний педагогічний університет ім. М.П. Драгоманова. – К.: Вид – во НПУ ім. М.П. Драгоманова, 2011. – 543 с.

Стаття надійшла до редакції 26.10.2013.

Рекомендовано до друку д-ром техн. наук М.М. Грищенковим

Н.С. Ремез, О.О. Вовк, В.В. Вапнічна

Національний технічний університет України «КПІ», м. Київ

РОЗРОБКА МЕТОДІВ ПРОГНОЗУВАННЯ І ЗНИЖЕННЯ НЕБЕЗПЕКИ ДИНАМІЧНИХ ПРОЦЕСІВ У ВУГІЛЬНІЙ ПРОМИСЛОВОСТІ

У статті розглянуті питання прогнозування і зниження небезпеки виникнення і розвитку динамічних процесів; запропонована ефективна схема ведення гірських робіт, що дозволяє понизити прояви гірського тиску, газонасиченість суміжних пластів, регулювати процеси накопичення і вивільнення пружної енергії; вибраний ефективний метод зниження небезпеки виникнення гірських ударів вибуховою обробкою вугілля і вміщуючих порід в районі гірських виробок зарядами камуфлетної, камуфлетно-струшуючої, камуфлетно-відбійної дії, торпедування та ін.

Ключові слова: пружна енергія, вибухова обробка, гірський тиск, динамічні процеси.

N.S. Remez, O.O. Vovk, V.V. Vapnichna

National Technical University of Ukraine “Kiev Polytechnic Institute”, Kiev

DEVELOPMENT OF METHODS FOR PREDICTING AND REDUCING THE RISK OF DYNAMIC PROCESSES IN COAL INDUSTRY

The questions of predicting and reducing the risk of dynamic processes were investigated; an efficient scheme of mining, which allows reducing the manifestations of rock pressure, gas saturation of adjacent layers and regulating the processes of accumulation and release of elastic energy was proposed; an efficient method of reducing any risk of rock bursts by explosive processing of coal and enclosing rocks was chosen.

Keywords: elastic energy, explosive processing, rock presser, dynamic processes.

УДК 624.138.29

Н.В. Зуєвська (д-р техн. наук, проф.), **С.О. Лозовий** (асп.)
Національний технічний університет України «КПІ», м.Київ

ІМІТАЦІЙНЕ МОДЕЛЮВАННЯ АРМУВАННЯМ ЩЕБЕНЕМ ЛЕСОВОГО ГРУНТОВОГО МАСИВУ ЕНЕРГІЄЮ ВИБУХУ

Розглядається можливість підвищення несучої здатності лесового ґрунтового масиву за допомогою впровадження в нього жорсткого заповнювача енергією вибуху системи подовжених зарядів. Виконується порівняння широко застосованих еталонних ВР та нових сумішевих ВР.

Ключові слова: підвищення несучої здатності, армування щебенем, енергія вибуху, plaxis, імітаційне моделювання.

Вступ. Понад 70% території України складають лесові ґрунти різного ступеня просадності. Здатність цих ґрунтів до раптового просідання під дією зволоження в поєднанні з побутовим тиском та зовнішнім навантаженням потребує суттєвих попереджувальних заходів та відповідних витрат з метою підготовки лесових масивів до експлуатації. Ці заходи переважно ґрунтовані на штучному зволоженні масиву з наступним його механічним ущільненням шляхом трамбування чи вибуху системи внутрішніх або зовнішніх зарядів.

В роботі розглядається дослідження технології вибуху циліндричного заряду хімічної вибухової речовини (ВР), поміщеної в свердловину, заповнену щебенем, яка пробурена в ґрунтовому масиві. Таким чином виконується підвищення несучої здатності лесового ґрунтового масиву для здійснення придатної даної території для зведення основ будинків чи споруд.

Вибух – це не лише інтенсивна динаміка та надвисокі напруження в масиві, але й на додаток - генерація потужного теплового імпульсу. Сумарна дія цих двох факторів справляє позитивні деформаційні наслідки вибухового ущільнення, які найбільш відчутні і тривалі особливо в ближній зоні дії вибуху в ґрунтовому масиві. Оскільки під дією порівняно невисокого рів-

ня динамічних навантажень (наприклад, удару трамбівки) зруйновані або пошкоджені сольватні оболонки, що оточують ґрунтові частки, схильні відновлюватись, механічний ефект вибуху відрізняється тим, що крім високої інтенсивності навантаження масиву в ближній зоні дії вибуху в числі його переваг проявляється механізм незворотного руйнування сольватних оболонок, який виключає відновлення вихідного фізичного стану ґрунту, що є перевагою вибуху.

Метою роботи є дослідження можливостей підвищення несучої здатності лесового ґрунтового масиву вибухом ВР, поміщеної в свердловину, заповнену щебенем в залежності від використання еталонних та нових сумішевих ВР.

Викладення основного матеріалу та результати досліджень.

Розв'язання поставленої задачі проводилося за допомогою програмного забезпечення PLAXIS 2D DYNAMICS, що призначене для виконання точних і високоякісних геотехнічних розрахунків, що базуються на кінцево-елементному методі та дозволяє моделювати динамічні процеси в ґрунтах.

Постановка задачі про ущільнення ґрунту щебенем за допомогою вибуху циліндричного заряду ВР здійснювалася таким чином. По осі циліндричної порожнини розташовується циліндричний заряд. Після вибуху заряду ВР продукти детонації (ПД) розширюються і захоплюють за собою частки щебеню, прискорюючи і прогріваючи їх до високої температури. Після того, як продукти вибуху досягають межі з ґрунтом, виникає відбійна ударна хвиля, яка приводить до гальмування частинок щебеню.

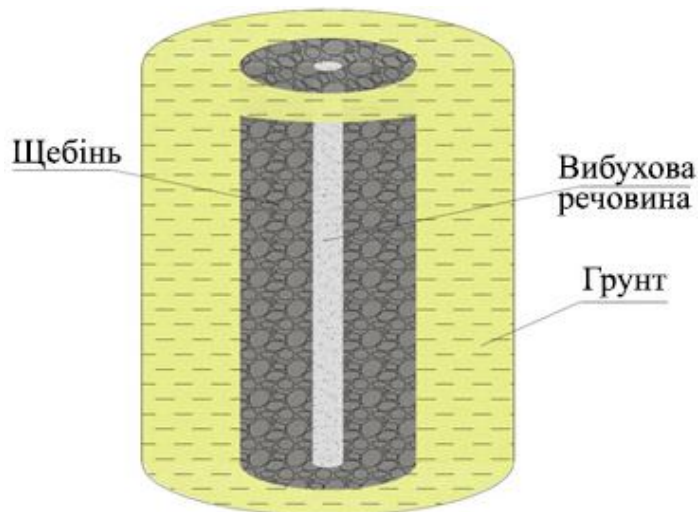


Рис. 1. Комбінована схема розташування циліндричного заряду хімічної вибухової речовини

Версія програми, що застосовується для імітаційного моделювання вибуху та ущільнення ґрунту – PLAXIS v.8.5 DYNAMICS, двовимірна(2D).

Схема розміщення масиву ґрунту, свердловини заповненої щебенем та заряду ВР показано на рис.1, фізико-механічні показники замоченого лесового ґрунту, щебеню та інвентарної плити наведені у табл. 1.

Таблиця 1

Фізико-механічні показники матеріалів

№	Матеріал	Модель	γ_{unsab} кН/м ³	γ_{sab} кН/м ³	k_x	k_y	ν	E_{50}^{ref} кН/м ²	E_{oed}^{ref} кН/м ²	E_{ur}^{ref} кН/м ²	C , кН/м ²	ϕ , °
1	Лесовий ґрунт	HS	15,5	18,6	0,1	0,3	0,31	5400	5400	30000	19	23
2	Щебінь фракції 20-40 мм	Кулона-Мора	19,8	27	50	50	0,29	2E+5	-	-	1	25
3	Плита	Linear Elastic	25	25	0	0	0,18	3E+10	-	-	-	-

Інвентарна плита встановлюється зверху свердловини і запобігає випучуванню ґрунту в вертикальному напрямку.

Для вирішення поставленої задачі була використана модель твердіючого (ущільненого) ґрунту (Hardening Soil Model). Це гіперболічна модель пружно-пластичного типу, яка формується в рамках пластичності з твердінням при зсуві. Крім того, ця модель враховує також тверднення при стисненні, щоб змоделювати необоротне ущільнення ґрунту при першому навантаженні стиском. Це модель другого порядку, яка дозволяє моделювати поведінку пісків, гравійно-піщаних сумішей, а також більш м'яких ґрунтів, наприклад, глин і суглинків.

Hardening Soil Model(HS) – поліпшена модель для моделювання поведінки ґрунту. Як і для моделі Кулона-Мора, граничний стан тиску описаний за допомогою кута внутрішнього тертя ϕ , зчеплення c і кута дилатансії ψ . Однак жорсткість ґрунту описано більш точно, з використанням трьох різних складових жорсткості: жорсткості триосьового навантаження E_{50} , жорсткості триосьового розвантаження E_{ur} , жорсткості навантаження при одо-

метричному випробуванні E_{oed} . Як середнє значення для різних типів ґрунтів ми маємо $E_{ur} \approx 3E_{50}$ і $E_{oed} \approx E_{50}$, але обидва типи ґрунтів, дуже м'які (пластичні) і дуже жорсткі, мають тенденцію використовувати інше відношення E_{oed} / E_{50} .

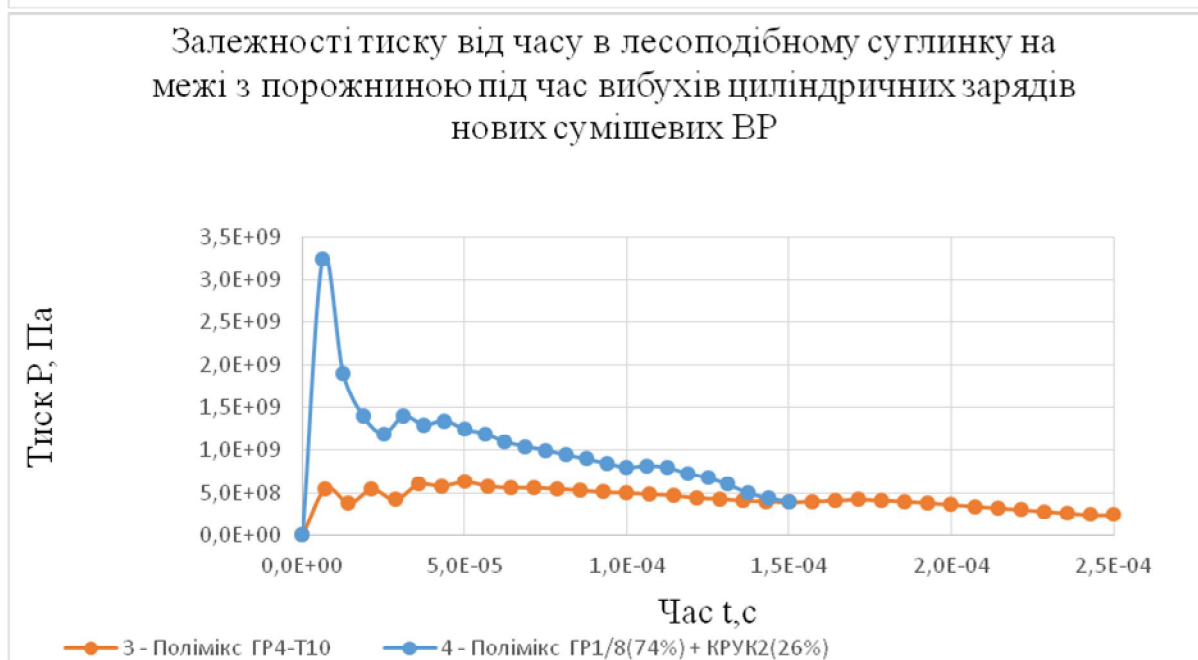
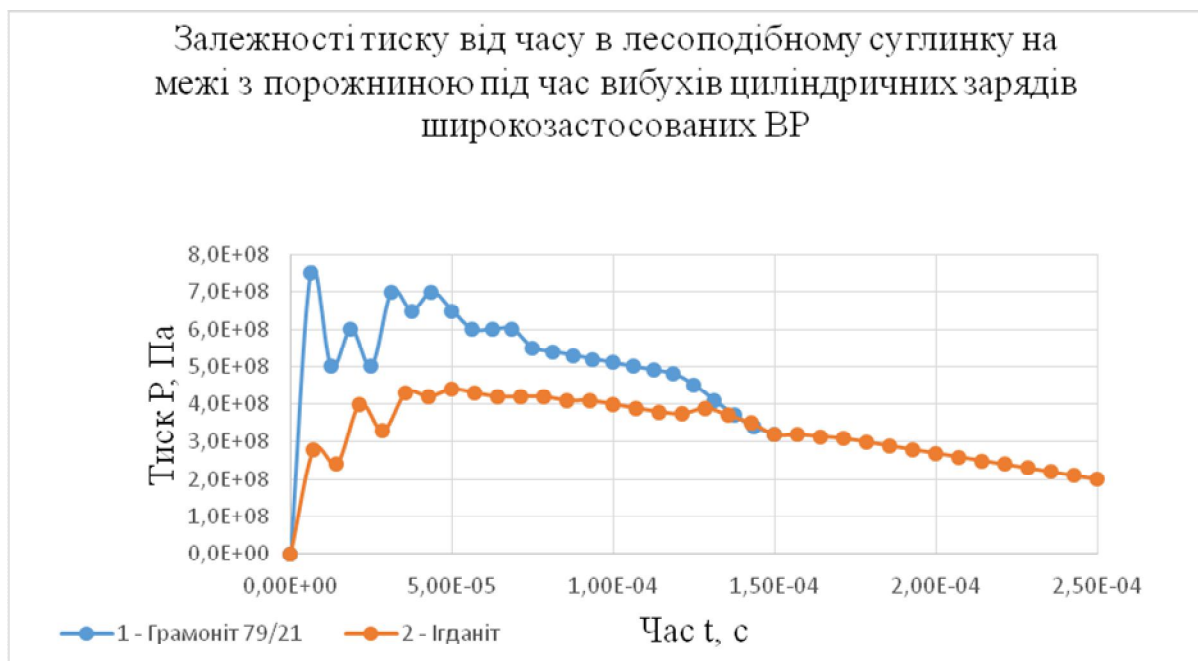
Саме тому для уточнення показників жорсткості даного замоченого лесового ґрунту E_{ur} , E_{50} , і E_{oed} були проведені експериментальні дослідження. Порівнювалася осадка штампу в моделі Кулона-Мора та моделі HS. Визначено що: $E_{oed} \approx E_{50} = 5400$ кН/м² та $E_{ur}^{ref} = 30000$ кН/м².

Необхідно дослідити дію вибуху на дану модель широко застосованої еталонної ВР середньої потужності грамоніту 79/21(1), відомої еталонної сумішевої ВР середньої потужності ігданіту (2) та двох нових промислових сумішевих ВР місцевого приготування: Полімікс ГР4-Т10(3) та Полімікс ГР1/8(74%) + КРУК2(26%)(4).

Дані вибухові речовини вибрані з таких міркувань. Грамоніт 79/21 та ігданіт є поширеними ВР середньої потужності і будуть слугувати еталонами для нових вибухових речовин. Грамоніт 79/21 є тротиловмісною ВР і в перспективі вона повинна бути замінена іншими ВР. Застосування ігданіту, через нестабільність з часом його складу, не гарантує стовідсотковість спрацювання заряду, через це він не рекомендується для підривних робіт.

Вихідні дані для моделювання вибухів представлених вище ВР взято із джерела [1]. Залежності тиску від часу в лесоподібному суглинку на межі з порожниною під час вибухів циліндричних зарядів широкозастосованих ВР(1, 2) танових сумішевих ВР(3, 4) представлено на діаграмах 1-2.

Оскільки досліджується вибух в одній свердловині, використовується плоска осесиметрична задача. Розрахункова схема зображена на рис. 2.



Діаграми 1-2. Дані для задання ударної хвилі чотирьох типів ВР

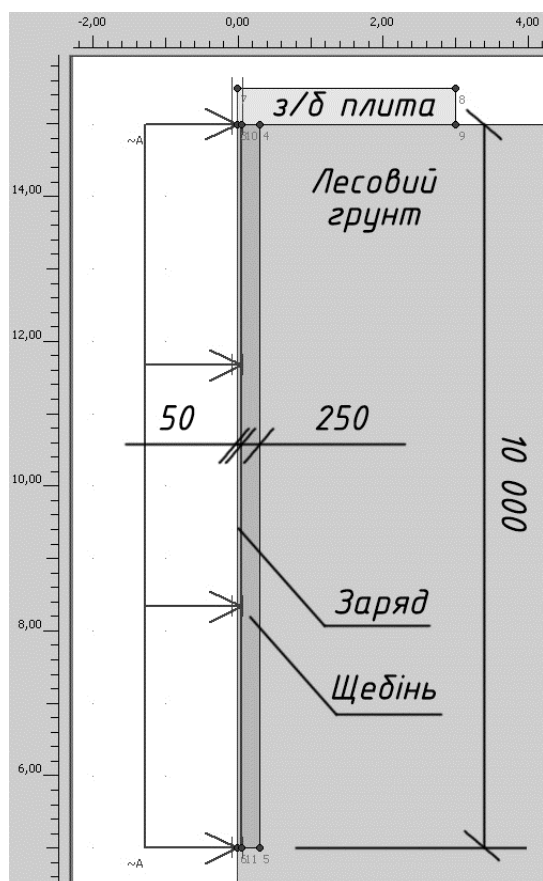


Рис. 2. Розрахункова схема імітаційного моделювання

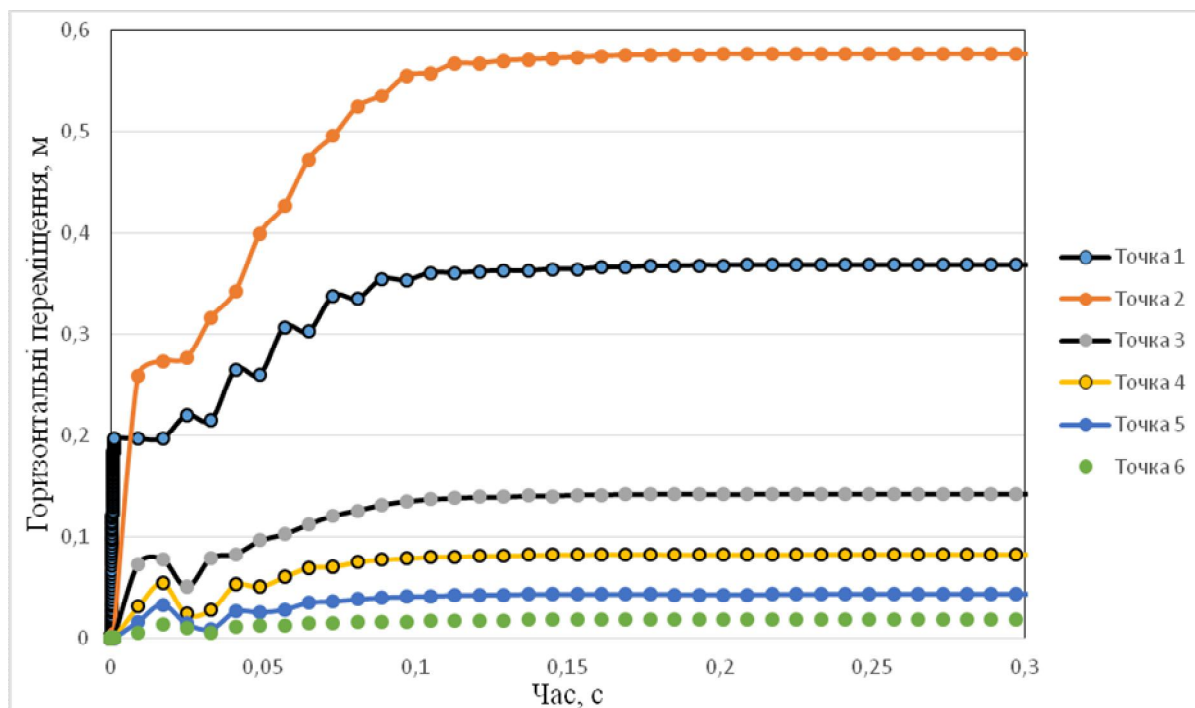
Діаметр зарядної свердловини – 100мм. Діаметр свердловини, що заповнена щебенем фракції 20-40 мм дорівнює 600мм. Глибина свердловини 10 м.

Динамічне навантаження $\sim A$ - $\sim A$ прикладається до грані контакту між зарядною свердловиною та щебенем. Це є перша активна фаза навантаження, вона триває 0,01с. Друга динамічна фаза – це розрахунок переміщень від заданого навантаження у першій фазі, тут спостерігаються максимальні переміщення та згасання деформацій в часі.

За допомогою програмного забезпечення Plaxis можна дослідити переміщення в різних точках моделі. Було обрано ряд точок на глибині 5 м:

- 1 – 0,05 м від осі симетрії - контакт між зарядною свердловиною та щебенем;
- 2 – 0,3 м від осі симетрії – контакт між щебенем та ґрунтом;
- 3 – 1 м від осі симетрії;
- 4 – 2 м від осі симетрії;
- 5 – 3 м від осі симетрії;
- 6 – 5 м від осі симетрії.

Після проведення моделювання на прикладі розрахунку для ігданіту було побудовано графіки переміщень для цих 6 точок на діаграмі 3.



Діаграма 3. Залежності переміщень від часу в точках на різній відстані від осі симетрії для імітаційного моделювання вибуху ігданіту

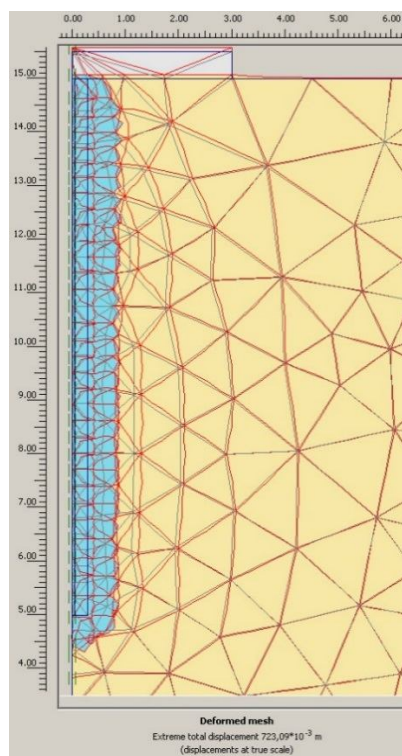


Рис. 3. Деформаційна сітка після імітаційного моделювання вибуху

З цієї діаграми можна зробити висновок, що максимальні переміщення виконують частки щебеню, які знаходяться на межі контакту свердловини з ґрунтом. Менші, але досить значні переміщення виконують частки щебеню, що контактували із ВР. По мірі віддалення точок від осі симетрії в лесовому ґрунті переміщення затухають.

Максимальна величина переміщень для ігданіту склала – 723 мм (рис. 3). Максимальна величина горизонтальних переміщень склала – 649 мм. Тобто діаметр укріпленої щебенем зони складає ~1,9 м.

Результати для інших ВР зведено у табл. 2.

На рис. 4.а-г зображено епюри переміщень при моделюванні дії чотирьох

досліджуваних ВР.

Таблиця 2

Зведені дані по величині армованих щебенем зон та зон ущільненого ґрунту для широко застосованих ВР середньої потужності і нових промислових сумішевих ВР

Назва ВР	Грамоніт 79/21	Ігданіт	Полімікс ГР4-Т10	Полімікс ГР1/8(74%) + КРУК2(26%)
№	1	2	3	4
Діаметр зон армованих щебенем, м	2,15	1,9	2,23	3,2
Діаметр зон ущільненого ґрунту, м	5-8	4-6	5-8	6-10
Відношення глибини проникнення щебеневих до Ø зарядної свердловини	3-8	3-7	4-8	7-13

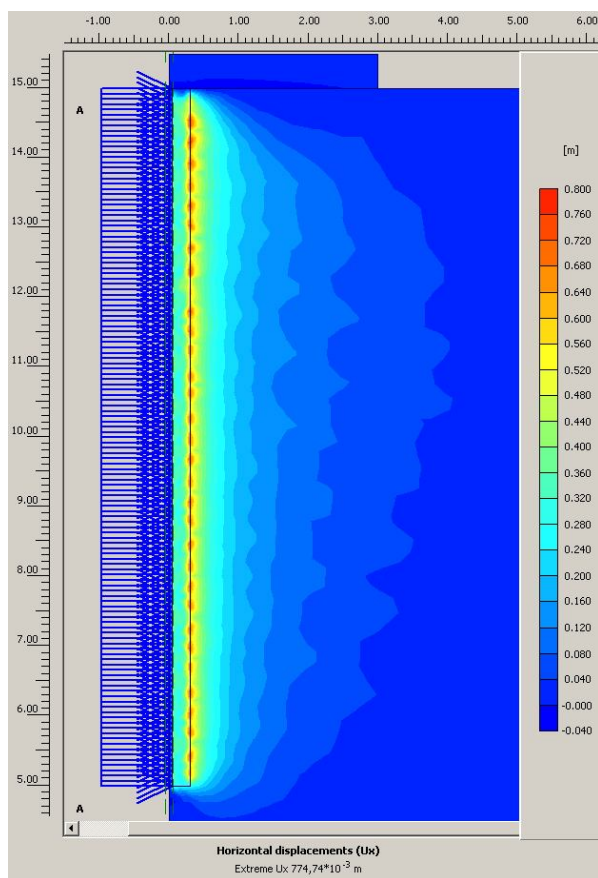


Рис. 4.а. Епюри переміщень при моделюванні дії грамоніту 79/21

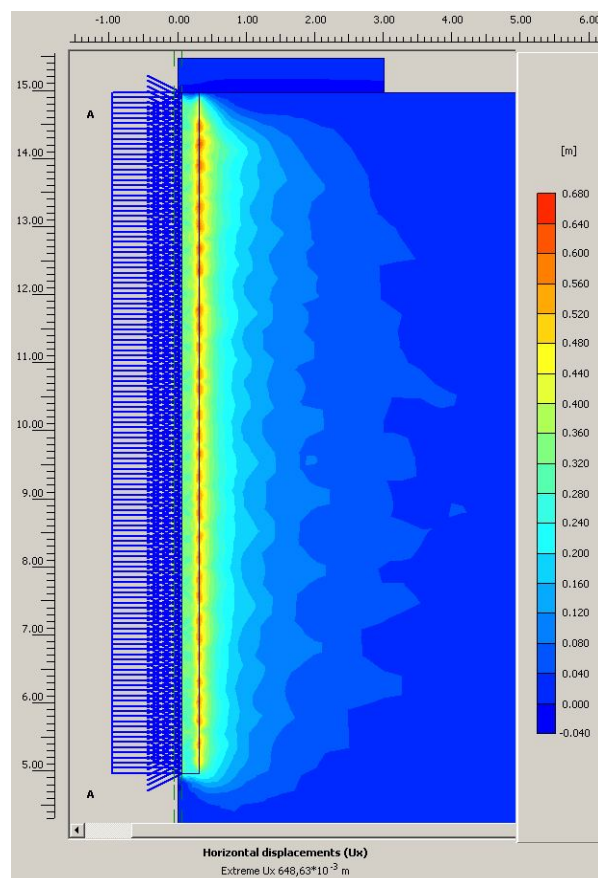


Рис. 4.б. Епюри переміщень при моделюванні дії ігданіту

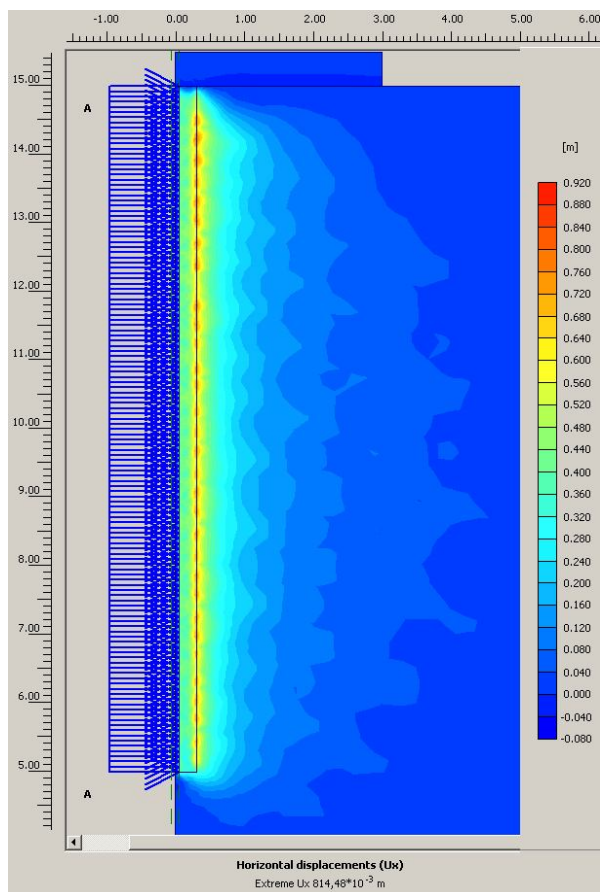


Рис. 4.в. Епюри переміщень при моделюванні дії Полімікс ГР4-Т10

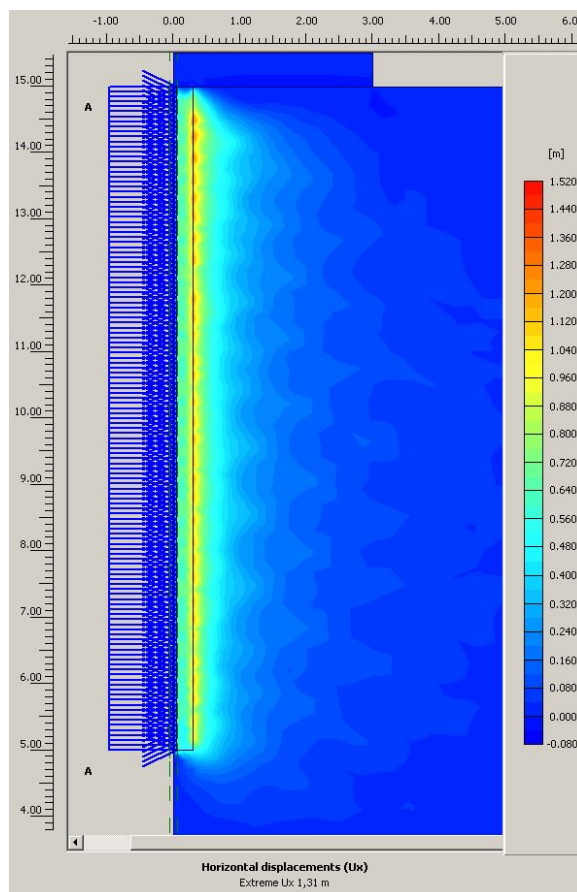


Рис. 4.г. Епюри переміщень при моделюванні дії Полімікс ГР1/8(74%) + КРУК2(26%)

Також ще однією важливою частиною дослідження крім визначення укріпленої щебенем зони є врахування зон ущільненого ґрунту, що утворилися навколо в результаті динамічної дії вибуху на них. Такою будемо вважати зону в якій деформації ≥ 80 мм.

Дані зони ущільненого ґрунту зображено на рис. 4.а-г, а числові дані зведено у табл. 2.

Висновки. В результаті дослідження – імітаційного моделювання підвищення несучої здатності лесового ґрунтового масиву енергією вибуху циліндричного заряду хімічної ВР поміщеної в свердловину, заповнену щебенем, яка пробурена в даному лесовому масиві, що проводилося за допомогою програмного комплексу Plaxis, можна зробити такі висновки:

1) Максимальні переміщення виконують частки щебеню, які знаходяться на межі контакту свердловини з ґрунтом. Менші, але досить значні переміщення виконують частки щебеню, що конта-

ктували із ВР. По мірі віддалення моніторингових точок від осі симетрії в лесовому ґрунті переміщення затухають;

2) Порівнюючи результати теоретичних досліджень на основі класичного математичного апарату теорії вибуху для визначення глибини проникнення щебеню у зволожений лесовий ґрунт[5] з результатами даного розрахунку у комплексі Plaxis, спостерігаємо збіг отриманих значень. Згідно з розрахунками на основі класичного математичного апарату теорії вибуху значення глибини проникнення щебеневої частинки лежить в діапазоні від 3 до 7,5 діаметрів зарядної свердловини, а при моделюванні в Plaxis максимальне переміщення щебеневої зони становить для еталонного грамоніту 79/21 від 3 до 8 діаметрів зарядної свердловини.

3) Найбільш ефективною ВР для даних робіт є Полімікс ГР1/8(74%) + КРУК2(26%). Максимальна величина горизонтальних переміщень на межі контакту свердловини з ґрунтом склала 1310 мм. Для Полімікс ГР4-Т10 – це значення дорівнює 815 мм. Для класичних сумішевих ВР – 775 мм та 650 мм для грамоніту 79/21 та ігданіту відповідно.

Дана технологія закріплення лесових ґрунтів та підвищення їх несучої здатності є дуже перспективною, оскільки може принести значну економію в порівнянні з іншими механічними, хімічними чи фізичними способами укріплення ґрунтів. А також відзначається швидкістю та простотою виконання робіт і відсутністю складного обладнання.

Напрямок подальших досліджень полягає в проведенні натурних випробувань та оцінці ступеню підвищення несучої здатності лесових ґрунтів.

Список літератури

1. Лучко І.А. Математичне моделювання дії вибуху в ґрунтах і гірських породах / І.А. Лучко, Н.С. Ремез, А.І. Лучко. – К.: НТУУ «КПІ», 2011.
2. Ляхов Г. М. Взрывные волны в ґрунтах / Г. М. Ляхов, Г. И. Покровский. – М.: Осгортехиздат, 1962.
3. Brinkgreve R.B.J. Plaxis 2D – Version 8. Dynamics manual / R.B.J. Brinkgreve // Delft University of Technology and Plaxis b.v. - The Netherlands, 2002.

4. Brinkgreve R.B.J. Plaxis 2D – Version 8. Material models manual / R.B.J. Brinkgreve // Delft University of Technology and Plaxis b.v. - The Netherlands, 2002.

5. Зуєвська Н. В. Наукові основи формування геотехнічних властивостей просідних масивів з урахуванням гідротермального фактора / Н. В. Зуєвська. – К.: НТУУ «КПІ», 2011.

Стаття надійшла до редакції 05.06.2013.

Рекомендовано до друку д-ром техн. наук М.Р. Шевцовим

Н.В. Зуевская, С.А. Лозовой

Национальный технический университет Украины «КПИ», г. Киев
ИМИТАЦИОННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ АРМИРОВАНИЯ ЩЕБНЕМ ЛЕССОВОГО ГРУНТОВОГО МАССИВА ЭНЕРГИЕЙ ВЗРЫВА

Рассматривается возможность повышения несущей способности лессового грунтового массива с помощью внедрения в него жесткого заполнителя энергией взрыва системы удлиненных зарядов. Выполняется сравнение широко применяемых эталонных ВВ и новых смесевых ВВ.

Ключевые слова: повышение несущей способности, армирование щебнем, энергия взрыва, plaxis, имитационное моделирование.

N. V. Zuievskia, S. O. Lozovyi

National Technical University of Ukraine, Kiev
SIMULATION OF REINFORCING A LOESS SOIL WITH MACADAM BY EXPLOSION ENERGY

The paper considers the possibility of increasing the bearing capacity of loess soil massif by implantation into it a hard aggregate with explosion energy of extended charges. We compare widely used explosive substances and new mixed explosives.

Keywords: increasing of bearing capacity, reinforcing with gravel, explosion energy, plaxis, simulation.

UDC 622.236.4

K.N. Labinskiy (Ph.D., cand. of tech. sciences, assoc. prof.)
Donetsk National Technical University, Donetsk

INVESTIGATION OF BREAKING PROBABILITY OF DETONATION PROCESS IN BLAST-HOLE CHARGES

The results on the researches of the influence of the process going on under the detonation of component blast-hole charges are give in this article. The limit number of joints between explosive charges is established that with 99% probability results in the failure of detonation.

Keywords: transmission of detonation, explosives, joints, the failure of detonation.

Introduction. The overwhelming number of industrial explosives are ammonically-saltpetre mixtures the main component of which is ammonium nitrate. Ammonium nitrate has low-grade explosive properties and its mixtures with individual explosives or non-explosive combustible components are kinetically inhomogeneous systems. As opposed to individual explosives under conducting detonation of industrial explosives, chemical reactions in the detonation front are going on in several stages. That's why they have lower ability and stability of detonation.

When conducting explosive works technical packaged explosives are used if a blast-hole charge consists of several explosive charges. The transmission of detonation between explosive charges also influences the stability and completeness of detonation of a blast-hole charge. In connection with this it is necessary to ground other parameters of detonation stability of explosives or the construction of blast-hole charges providing the completeness of their detonation in a blast-hole. This permits to provide safety and effectiveness of explosive works.

The analysis of the latest researches and publications. As it was established during previously conducted researches, special features of detonation of industrial explosives are connected with stretching out of the area of chemical reactions and critical diameter of deto-

nation, which is bigger than in individual explosives and which depends on the density of explosives. Specific recession of the detonation speed of industrial explosives is decreased directly after its maximum performance by the density grows of explosives answering certain critical density of explosives. Speed recession of detonation can be sharp that the detonation becomes unstable and can result in the failure of detonation under the increasing of density of explosives in a blast-hole charge beyond critical one.

It is shown in the works [1, 2] that the main reasons of failures of detonation and incomplete detonations of blast-hole charges and decrease on detonation ability of explosives under its dynamic compaction, separation of explosive charges in a blast-hole charge, the formation of dill fines obstacle, water obstacle, coal chippings obstacle and decrease of detonation ability of explosives under the influence of channel effect in the gap between the charge and the blast-hole wall.

Complex assessment of stability of blast-hole detonation that takes into account the mechanism of detonation transmission between charges and conditions of detonation of explosives is not given yet. It is the task that requires its solution. That's why the problem of enough stability of detonation of industrial explosives in blast-holes has big scientific meaning as it defines effectiveness and safety of their usage.

The aim of the work is researching of stability of non-stationary detonation of charges of industrial explosives in blast-holes considering anomalous dependence of their detonation characteristics on the density of explosives, the diameter, the transmission of detonation between charges of a blast-hole, charge and the compaction of explosives in the charge with the help of prior shock wave in the gap between the charge and the blast-hole wall.

Materials and results of the researches. As a result of the researches generalized dependence of imperfect speed of detonation of ammonite №6GV was obtained and expressed in form of complex function:

$$D = 5865,63 \left(\frac{\rho_{BB}}{\rho_{kp}} \right)^{0,513} \left\{ 1 - \exp \left[-0,64345 \left(\frac{d_{BB}}{d_{kp}} \right) \right] \right\}, \text{ m/s,}$$

where ρ_{BB} and ρ_{kp} – the density of explosives and the density of a single crystal respectively, g/sm^3 ;

d_{BB} and d_{kp} – the diameter of the charge and critical diameter of explosive respectively, mm.

Besides detonation characteristics of explosives the transmission of detonation between the cartridges influences the stability of detonation of the blast-hole charge.

The process of detonation transmission through inactive gaps was examined thoroughly in the work [3]. The influence of the parameters of inactive gaps on the pulsating nature of detonation was established and it was shown that the presence of gaps reduced the speed of detonation in the following blast-hole charges.

During the experiment in the work [4] it was ascertained that the transmission of detonation and its initiation in the inactive explosive charge took place in the zone where the parameters of a shock wave and the flow of detonation products from an active charge were so big that the pressure in the reflected wave front satisfied the inequality $\Delta P \geq 3 \cdot 10^7$ Pa, if not the initiation of detonation is always preceded by the period of combustion of explosives.

In the work [4] the dependence for calculation of the mean critical flow speed W_{kp} was established, necessary for initiation of detonation of explosives in inactive ammonite №6GV charge according to Garanson theory [4] through impedances for surrounding and the substance of explosives for the influence time on the inactive charge by air flow and explosion products of the active charge $\tau > \tau_{kp}$.

The dependences given in the work [4] permit to simulate the conditions of detonation transmission between the charges of explosives, setting the parameters of shock waves, formed by the explosion of the active charge and the value of critical speed of detonation of explosives in the inactive charge. Their critical quantities can be established using the experiment of the transmission of detonation between ammonite charges №6GV $W_{kp} = 4530$ m/s and $D_{kp} = 1270$ m/s.

The processes that are going on during the explosion of the blast-hole charge can be presented the following way. In the active blasting cartridge the front of detonation moves with the speed D_1 . Then during the transmission of detonation the detonation speed jump

is observed between the cartridges through the inactive gap, that results in the change of detonation speed in the second cartridge D_2 . The shock wave preceding the detonation front moves simultaneously with the process of detonation in the blast-hole charge in the air gap between the blast-hole charge and the blast-hole wall. It results in the packing of the charge and in the decrease its effective cross section. But as it is known, the speed of detonation falls with the decreasing of the charge more intensively then it rises from the explosive density increase. The shock wave reflects from the bottom of the blast-hole, at a certain distance it collides with detonation wave. It results in the pressure jump that causes even bigger repacking of the explosives and it can also cause the dumping or failure of detonation.

If we assume that the main reason of breaking of detonation of the charge when having the channel effect is the gas pressure that is caused by the shock wave in the gap, then the critical condition for spreading of detonation of explosives in the charge can be written down as non-dimensional proportion of the time of the charge detonation t_d and the time of external pressure effect on the explosives that cause their dynamic multiplexing t_m :

$$t_d/t_m \leq 1. \quad (1)$$

Then if the time of detonation will be less then the time of external pressure effect, then the detonation will spread, all over the blast-hole charge. Otherwise the process of detonation will be broken as a result of the dynamic multiplexing of explosives.

The time of detonation is the sum of the time of the chemical reaction and the time of the time delay of the initiation of detonation. According to the work [5], the time of chemical reaction can be calculated if we know the diameter of the charge, the speed of detonation of explosives in the charge and the ideal speed of detonation of explosives:

$$t_{ch.r.} = \left(\frac{5}{9}\right)^{0.5} \frac{d}{D} \left[1 - \left(\frac{d}{D_i}\right)^2\right]^{0.5}, \quad (2)$$

where d – the diameter of the charge, m;

D, D_i – the speed of detonation of explosives in the charge and the ideal speed of detonation respectively, m/s.

The time delay of the initiation of detonation of explosives is generally observed between the joints of the cartridges and it depends on the properties of explosives and the quality of joints. In the work [6] the strong influence of the initiation of detonation delay between the joints of the charges on the detonation of the charge is observed. The nature of the initiation of detonation delay is connected with the fact that parameters of the shock wave between the joints of the cartridges decrease as much that the initiation of detonation in the inactive cartridge comes through intermediate stage of combustion and the delay of the thermal explosion of speed of detonation of explosives. As it is known [7], that the decomposition reaction of explosives during the initiation of detonation progress in a form of adiabatic explosion, then the delay of the thermal explosion is determined by the parameters of explosives and by the critical temperature of the compression of explosives by the shock wave. It can be calculated by the formula:

$$t_d = \frac{C_v RT_{cr}^2}{QZE} \exp\left[\frac{E}{RT_{cr}}\right], \quad (3)$$

where T_{cr} – the critical temperature of explosives;

C_v – the thermal capacity of explosives in this temperature;

Q – the heat of decomposition of explosives;

Z, E – the parameters of Arrhenius level;

R – the gas constant.

The time of multiplexing of explosives is characterized by the time of the action of external pressure on the blast-hole charge of explosives. It can be represented in the following way:

$$t_m = \frac{r_0 - r(P_{cr})}{U'}, \quad (4)$$

where r_0 – the initial radius of the charge of explosives;

$r(P_{cr})$ – the radius of the charge corresponding to the critical radius of the detonation of the charge of explosives;

U' – the speed of compression.

According to the work [7], we can calculate the compaction speed of the process substance for the case, when the shocking wave compressing the charge is gliding one (spreading of the shock wave in the gap), using the formula:

$$U' = P \left(1 - \frac{1}{k} \right) \left(\frac{1}{\rho_0} - \frac{1}{\rho_1} \right), \quad (5)$$

where P – the pressure in the shock wave front, compressing the charge;

k – the degree of air compression in the charge, $k=7$ according to [7];

ρ_0, ρ_1 – the density reflecting to basic explosives and the density of explosives corresponding to action of the critical pressure.

According to the experimental works results [8] and adjusted for thermal constants of explosives [9] and critical temperature of its inflammation $T_{cr}=750K$ (work [10]) we can calculate the stability of detonation of the blast-hole constituent of the ammonite №6GV charge by the criterion (1):

- the time of chemical reaction is $4,246 \cdot 10^{-6}$ s;
- the time of delay is $3,92 \cdot 10^{-5}$ s;
- the time of detonation rising in the charge of explosives is $4,34 \cdot 10^{-5}$ s;
- the time of multiplexing of explosives in the charge by the shock wave is $9,21 \cdot 10^{-5}$ s.

Thus, the time of detonation and the time of multiplexing are of the same order. Rating due to criteria (1) gives the result that it is possible to use such mechanism of action of the shock wave and its influence during the channel effect on the detonation of explosives in the charge in which there are joints between the cartridges. However, analytical calculation does not allow taking into account the amount of joints in the charges the delay of detonation of explosives on the joint identifies as a limit case. In the reality limit cases of initiation of detonation of explosives with the delay do not always happen on the only joint between the cartridges. The possibility of such process rises with increasing of the number of joints and it can determine the stability of detonation of explosives. The experimental works by V. Zenin [11] confirm that supposition.

Using the results we can estimate the number of joints between the cartridges in the blast-holes, providing the failure of detonation of the charge of explosives with possibility 0,99. In the possibility of methods of estimation using Laplas integral theorem, we calculate the

number of joints in the charge for the failure of detonation of explosives in the charge. The initial conditions are:

$$p=0,05; q=0,95; k_1=1; k_2=n; P(1,n)=0,99.$$

$$P(k, n) = \Phi(x_2) - \Phi(x_1) = \Phi\left(\frac{k_2 - np}{\sqrt{npq}}\right) - \Phi\left(\frac{k_1 - np}{\sqrt{npq}}\right).$$

By the inserting the initial conditions we can receive following results:

$$0,99 = \Phi\left(\frac{n(-0,05+1)}{0,22\sqrt{n}}\right) - \Phi\left(\frac{1-0,05n}{0,22\sqrt{n}}\right),$$

$$0,99 = \Phi\left(\frac{\sqrt{n}}{0,23}\right) - \Phi\left(\frac{1-0,05n}{0,22\sqrt{n}}\right).$$

Obviously, the quantity of joints $n > 1$, therefore, $\frac{\sqrt{n}}{0,23} > \frac{1}{0,23} \approx 4,35$. Taking into account that $\Phi(4,35) = 0,5$ and Laplas

function is increasing function, we can assumed, that $\Phi\left(\frac{\sqrt{n}}{0,23}\right) = 0,5$.

Therefore:

$$0,99 = 0,5 - \Phi\left(\frac{1-0,05n}{0,22\sqrt{n}}\right),$$

or

$$\Phi\left(\frac{1-0,05n}{0,22\sqrt{n}}\right) = -0,49,$$

it means that

$$\frac{1-0,05n}{0,22\sqrt{n}} = -2,34,$$

$$0,05n - 0,515\sqrt{n} - 1 = 0.$$

Solving the square equation we can find, that $\sqrt{n} = 12$. So $n = 144$. The detonation of the explosives on the joint is no doubt will damp with possibility 0,99 if the number of joints between charges will be equal or more than 144.

For the condition of Donbass, approximately 40...60 blast-holes are used during explosive works with the 3...6 cartridges of explosives in every blast-hole, and we can estimate the number of joints between the cartridges of explosives and the possibility of the failure for

these conditions. The analysis of these results showed that in 65% of cases during explosive works we can observe the failure of detonation of blast-hole charges with the 99% probability. This demands creating the construction of the blast-hole charge without joints between the cartridges of explosives.

Conclusions. Resuming the results of the researches, concerning the stability of detonation of the blast-hole charge which consists of separate cartridges, we can make following conclusions.

1. Comparing of the time of detonation of explosives with the time of dynamic multiplexing during the channel effect shows that this time can be enough for establishing critical meanings of detonation parameters, especially adjusted for the time delay of initiation on the joints of cartridges. Growth of the number of joints between the cartridges of explosives results in the failure and non-full detonation.

2. It is established that the limit number of joints between the cartridges causing the failure of detonation of the blast-hole charge of ammonite №6GV is equal to 144 with 99% probability.

3. A reliable method of ensuring detonation stability of explosives in the blast-hole is using mono-charges and charging of the blast-hole on the full cross-section.

References

1. Shevtsov N.R. The researching of the cartridges' move apart in the blast-holes during the explosive works in vertical shafts / N.R. Shevtsov, I.V. Kuppenko, K.N. Labinskiy // Science works of DonNTU: mine-geological series. – 2002. – Iss. 45. – P. 118-123.
2. Shevtsov N.R. The researching of the fullness and stability of detonation with the inactive joints between the cartridges of explosives / N.R. Shevtson, S.A. Kalyakin, O.I. Rublyova // Development of the ore deposits. – 2006. - Iss. №1 (90). – P. 75-79.
3. Kalyakin S.A. Researching of non-ideal regimes of detonation of industrial explosives / S.A. Kalyakin, K.N. Labinskiy // Vistnyk KDPU im. M. Ostrogradskogo. – 2009. – Iss.6, Part 1. – P. 159-165.
4. Landau L.D. The defining of the speed of detonation products of condenses explosives / L.D. Landau, K.P. Stanyukovich // L.D. Landau. – 1969. – Iss. 1. – P. 499-503.
5. Jones H. Proc. Roy. Soc. A 189, 415, 1947.
6. Pesotskiy M.K. The futures of detonation of dispersed charges with many cartridges / M.K. Pesotskiy, V.M. Rastorguyev, A.S. Popova // In book "Safety

of explosive works, improvement of ventilation in coal mines”; MakNII. – Makeyevka, 1982, P. 9-14.

7. Afanasenkov A.N. The critical pressures of initiation of explosives / A.N. Afanasenkov, V.M. Bogomolov, I.M. Voskoboynikov // Explosion works. – 1970. - №68/25. - P. 68-92.

8. Shvedov K.K. About the parameters of detonation of industrial explosives and their comparing characteristics / K.K. Shvedov, A.N. Dryomin // Explosive works. - 1976. - №76/33. - P. 137.

9. The physics of explosion / Under redaction of K.P. Stanyukovich. – М.: Nedra, 1975. – 704 P.

10. Andreyev K.K. The theory of explosives / K.K. Andreyev, A.F. Belayev. - М.: Oborongiz, 1960. - 695 P.

11. About the stability of detonation of explosives in cartridges in rock faces of preparatory excavations / [V.I. Zenin and others] // Explosive works. – 1978. - №80/37. - P. 214-221.

Стаття надійшла до редакції 29.10.2013.

Рекомендовано до друку д-ром техн.наук С.В. Борщевським

К.Н. Лабинский

ДонНТУ, г. Донецк

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЕРОЯТНОСТИ ОТКАЗА ДЕТОНАЦИИ ШПУРОВЫХ ЗАРЯДОВ

В работе приведены результаты исследования влияния процессов, протекающих при детонации составных шпуровых зарядов. Установлено предельное число стыков между патронами ВВ, приводящее с вероятностью 99% к отказам.

Ключевые слова: передача детонации, ВВ, стыки, отказ.

К.М. Лабінський

ДонНТУ, м. Донецьк

ДОСЛІДЖЕННЯ ВІРОГІДНОСТІ ВІДМОВИ ДЕТОНАЦІЇ ШПУРОВИХ ЗАРЯДІВ

У роботі наведені результати дослідження впливу процесів, що протікають при детонації складених шпурових зарядів. Встановлена кількість стиків між патронами ВР, що призводить з вірогідністю 99% до відмови детонації.

Ключові слова: передача детонації, ВР, стики, відмова.

УДК 622.838.5

Ю.М. Халимендик (д-р техн. наук, проф.),
А.В. Бруй (канд. техн. наук, доц.), **А.С. Барышников** (асп.)
ГВУЗ «Национальный горный университет»,
г. Днепропетровск

ОБОСНОВАНИЕ ШИРИНЫ ЦЕЛИКА ПРИ ПОДГОТОВКЕ ЗАПАСОВ СПАРЕННЫМИ ВЫРАБОТКАМИ

В статье приводятся результаты наблюдений за деформированием массива в целике в момент проведения одиночной выработки. Полученные результаты используются для обоснования оптимальной ширины межштрекового целика при реализации идеи подготовки выемочного столба спаренными выработками. Установлено, что для сохранения остаточной прочности пород в целике необходимо осуществить мероприятия по его армированию.

Ключевые слова: целик, спаренные выработки, деформирование массива, поддержание штрека.

Стремление увеличить протяженность выемочных полей при высоких скоростях подвигания очистного забоя приводит к повышению газовыделения из разрабатываемого пласта. Потеря сечения после прохода лавы, большое аэродинамическое сопротивление выработок и регламентируемая ПБ скорость движения воздуха зачастую не позволяет эффективно проветривать выработки.

Поэтому для обеспечения интенсивной отработки запасов особую актуальность приобретают вопросы сохранения сечения и обеспечения вентиляции выработок.

Для реализации работы очистного забоя с высокой нагрузкой рассматривается идея проведения спаренных выработок с податливым целиком между ними. Внедрение данного подхода при интенсивной отработке запасов позволит:

1. Минимизировать работы на сопряжении лавы со штреком при передвижке крайней секции;

2. Сохранить сечения выработок после прохода лавы, обеспечивающие эффективное проветривание, удовлетворяющие нахождению в них людей;

3. Повторно использовать крайний штрек.

Целью данных исследований являлось геомеханическое обоснование оптимальной ширины межштрекового целика и необходимой несущей способности системы «крепь-массив» с учетом сохранения остаточной несущей способности целика между спаренными выработками.

Одним из основных вопросов внедрения технологии многоштрековой подготовки является определение оптимальной ширины межштрекового целика. При многоштрековой подготовке целик должен иметь размеры, гарантирующие безопасность выемки запасов обратным ходом. В случае оставления «жесткого» целика, параметры которого регламентируются нормативными документами [2, 3, 4], в динамическом и статическом режимах разрушения не должно происходить, то есть предполагается сохранение несущей способности целика в зоне влияния опорного давления лавы. В этом случае возможны значительные потери запасов угля в целике. Кроме того, на сближенных пластах образуются зоны ПГД, ведение работ в которых тоже вызывает определенные трудности. Поэтому в условиях Западного Донбасса применение жестких целиков при двухштрековой системе отработки не является эффективным решением.

«Податливые» целики предполагают наличие узкой полосы горного массива между штреками, внутри которой частично или полностью разрушается уголь и порода, деформируясь за пределом упругости, то есть в запредельной зоне [5].

В настоящее время основные закономерности проявления горного давления при спаренных выработках на шахтах Украины не изучены и поэтому необходима оценка практического опыта других месторождений и анализ результатов исследований связанных с этим направлением [1].

Опыт шахт США указывает, что податливые целики следует применять в условиях больших глубин при двухштрековой подготовке, как мера, исключая горные удары [1].

Исходя из того, что одной из главных задач использования спаренных выработок является сохранение второго штрека для повторного использования при отработке следующей лавы, то при обосновании крепления спаренных выработок будем исходить из концепции «заданных нагрузок», т. е. проектировать крепление, исходя из веса пород в зоне разрушения. Такая концепция показала свою эффективность как на зарубежных шахтах [9], так и на шахтах Западного Донбасса [6, 10].

При этом податливый целик также будет обладать некоторой несущей способностью и участвовать в общем отпоре крепи. Рассмотрим, какой же несущей способностью может обладать податливый целик, и как ее сохранить.

Деформирование целика между двумя штреками представляет собой сложный процесс, вызванный последовательным наращиванием нагрузки из-за образования свода неупругих деформаций сначала от двух выработок одновременно (рис. 1), а затем и после прохода лавы.

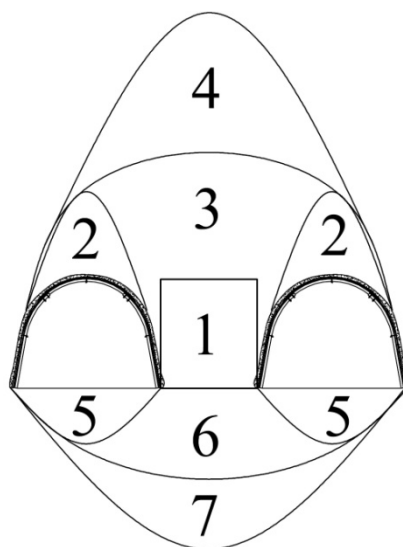


Рис. 1. Принципиальная схема формирования сводов неупругих деформаций вокруг двух выработок:

1 – целик; 2 – клин выдавливания пород кровли от одиночной выработки; 3 – объединенный свод обрушения; 4 – окончательный свод обрушения; 5 – формирование призмы выдавливания пород в почве от одиночной выработки; 6 – объединение призм выдавливания пород в почве; 7 – окончательная призма выдавливания пород в почве.

Таким образом, можно утверждать, что процесс разрушения целика аналогичен процессу разрушения испытываемого образца породы в «жестких» прессах в режиме заданных деформаций.

Испытания в «жестких» прессах позволили получить полную диаграмму зависимости напряжений от деформаций. За пределом прочности испытуемый образец породы сопротивляется напряжениям, соответствующим уровню деформаций в предельном режиме.

Остаточная прочность горных пород $\sigma_{ост}$ в условиях одноосного сжатия изменяется обычно в интервале 3-20 % от предела прочности на одноосное сжатие [11].

Для количественной и качественной оценки деформирования пород в целике в условиях 169-го сборного штрека шахты «Степная» производились исследования на наблюдательной станции, состоящей из трех замерных сечений. Каждое из сечений включало по три группы реперов, заложенных в бортах выработки. Для большей вариативности значений деформаций реперы закладывались на различной глубине (рис. 2). Максимальная длина (глубина) боковых реперов составляет до 2,3 м, минимальная – 0,7 м. Горизонтальные репера состоят из жестких металлических стержней диаметром 10 мм с забивкой их в каждой скважине в деревянные чопы. Скважины оборудовались обсадными трубами диаметром 20-25 мм во избежание защемления репера породами. На момент первичного замера репера закладывались непосредственно в груди подготовительного забоя. До каждого из боковых реперов производились домеры от глубинного репера, заложенного в каждом сечении. Для контроля производился суммарный замер между парами боковых реперов. Расстояние между замерными сечениями составляло порядка 5-7 метров.

В кровле выработки закладывались глубинные реперы для фиксирования деформаций пород кровли, а также возможности осуществления домеров до боковых реперов. Вертикальные реперы оборудовались по всей высоте пружинными датчиками с проволочными отводами. Глубина заложения датчиков 1÷ 4 м.

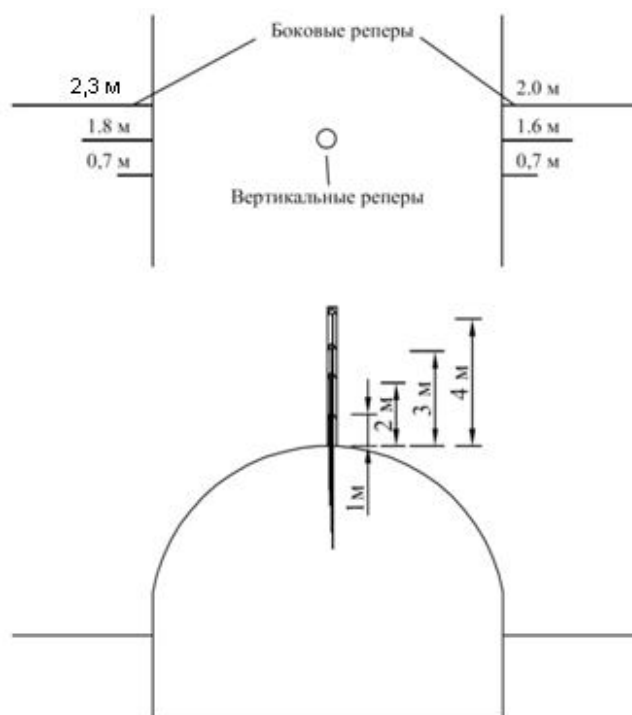


Рис. 2. Схема замерного сечения на наблюдательной станции

На станции выполнено 5 серий наблюдений. Опускание массива при отходе забоя на 140 метров от заложённых реперов составило 1 мм на глубине 2 метра, слой на глубине 1 м сместился на 16 мм. Результаты наблюдений на глубинной станции приведены на рисунке 3.

Зафиксированные опускания массива на глубине 2 м могут объясняться погрешностью измерительных работ. Исходя из полученных результатов в условиях одиночной выработки, при отсутствии влияния второй выработки и лавы можно утверждать, что разрушение пород кровли выработки не происходит, а опускания приконтурного массива являются проявлением неупругих деформаций. Причиной отсутствия разрушений кровли может являться своевременная установка сталеполлимерных и канатных анкеров и их совместная работа [7, 8].

В отличие от кровли выработки, в ее бортах происходят деформационные процессы. Установлено, что интенсивное деформирование массива в бортах происходит сразу же после проведения выработки (рис. 4). Зафиксированы смещения пород на глубине 1,6 м на величину до 11 мм, а на глубине 2,3 м – до 7 мм.

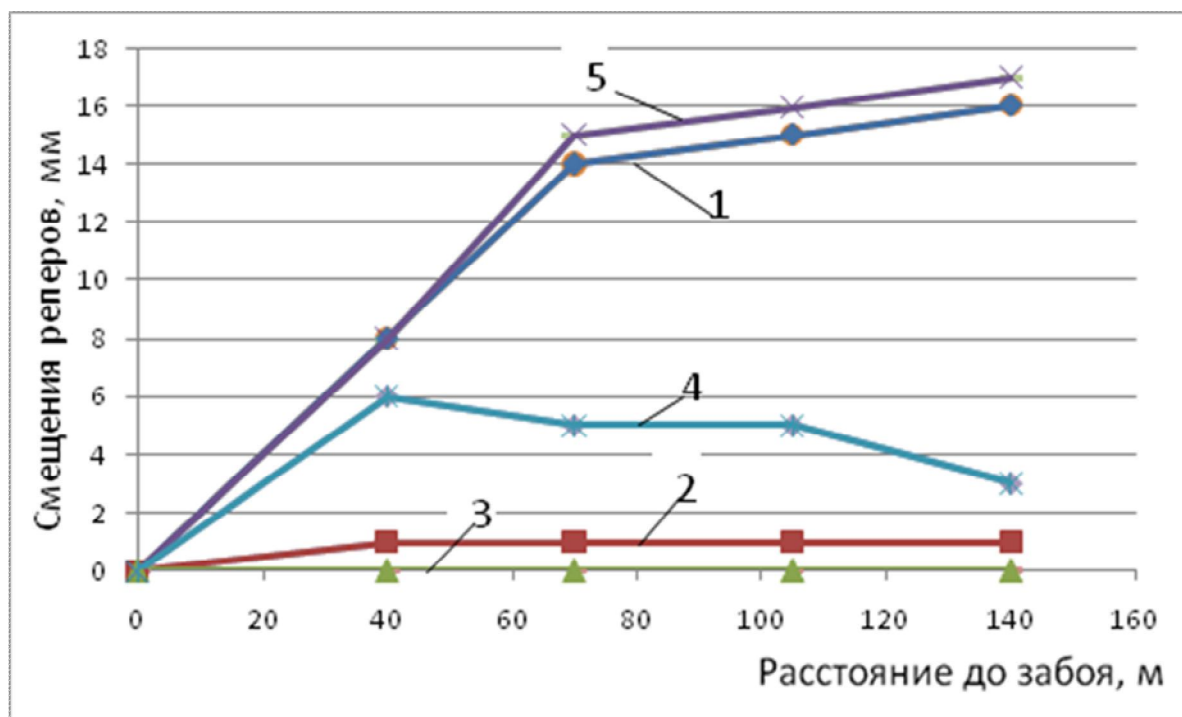


Рис. 3. Опускание слоев на глубинной станции:
 1 – датчик на глубине 1 м; 2 – датчик на глубине 2 м; 3 – датчик на глубине 3 м; 4 – поднятие почвы; 5 – опускание кровли

При отходе забоя на расстояние более 40 м от реперов деформационные процессы в массиве стабилизируются и далее протекают не столь интенсивно.

По измеренным данным рассчитаны деформации в бортах выработки на различной глубине. Деформации вычислялись для расстояния реперов в 140 м от забоя (рис. 5).

Кривая смещений реперов (Δl) описывается экспоненциальной зависимостью:

$$\Delta l = 35,7 \cdot e^{-0,7L}, \text{ мм}$$

L – глубина в массив в бок выработки, м

Коэффициент корреляции составляет $r = 0,99$

Кривая деформаций массива ($\varepsilon \cdot 10^{-3}$) описывается полиномом 2 степени:

$$\varepsilon = 5,4 \cdot L^2 - 21,1 \cdot L + 27,2$$

L – глубина в массив в бок выработки, м

Коэффициент корреляции составляет $r = 0,98$

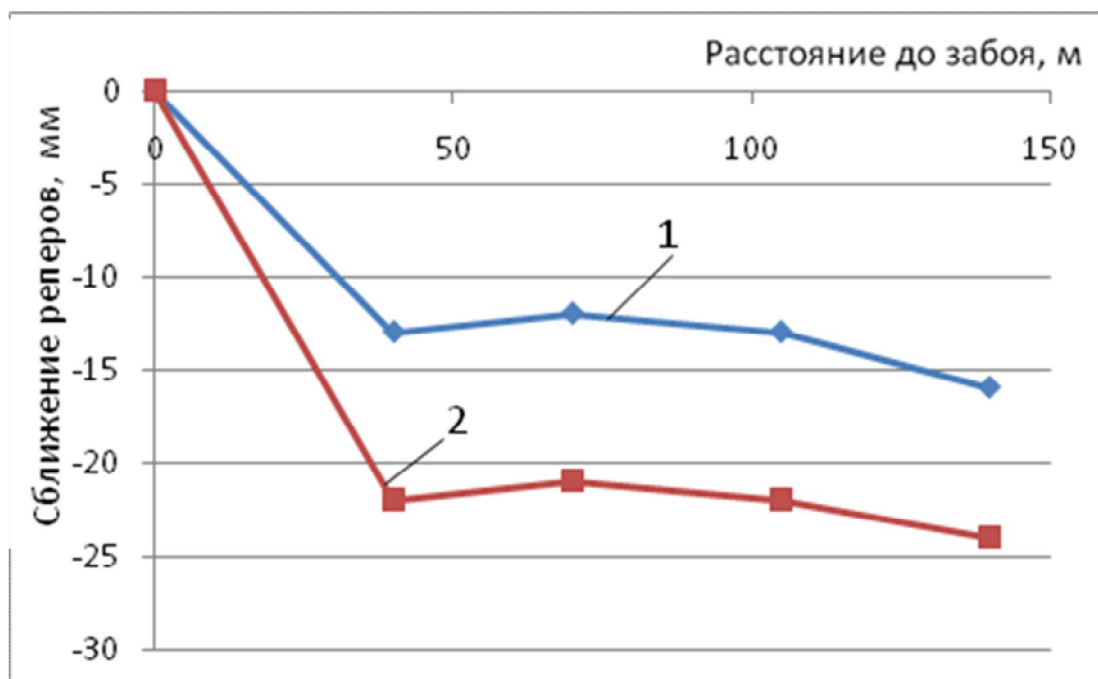


Рис. 4. Изменение расстояния между боковыми реперами в 169-м сборном штреке шахты «Степная»:
1 – глубина 2,3 м; 2 – глубина 1,6 м.

При анализе графика деформаций можно выделить в массиве 2 зоны: зону интенсивных деформаций (зона 1 на рис. 5) и зону затухания деформаций (зона 2 на рис. 5). Затухание деформаций в целике начинается с глубины около 1,6 м.

Если учесть, что целик между спаренными выработками должен быть «податливым», и следует ожидать развитие деформационных процессов со стороны спаренной выработки, то ширина его должна быть не менее удвоенного значения глубины зоны затухания деформаций (1,6 м), то есть в пределах 3,5÷4 м.

Зафиксированные величины распространения деформационных процессов на глубину больше половины предполагаемого целика еще до проведения второй выработки и отработки лавы ставят под сомнение его сохранность, а тем более возможность включения его остаточной несущей способности в работу всей системы «крепь-массив». Следует ожидать пригрузки на целик при проведении второго штрека и при влиянии опорного давления лавы, а следовательно и больших деформаций составляющих его пород.

Для сохранения остаточной прочности пород необходимо выполнять мероприятия по армированию целика (рис. 6).

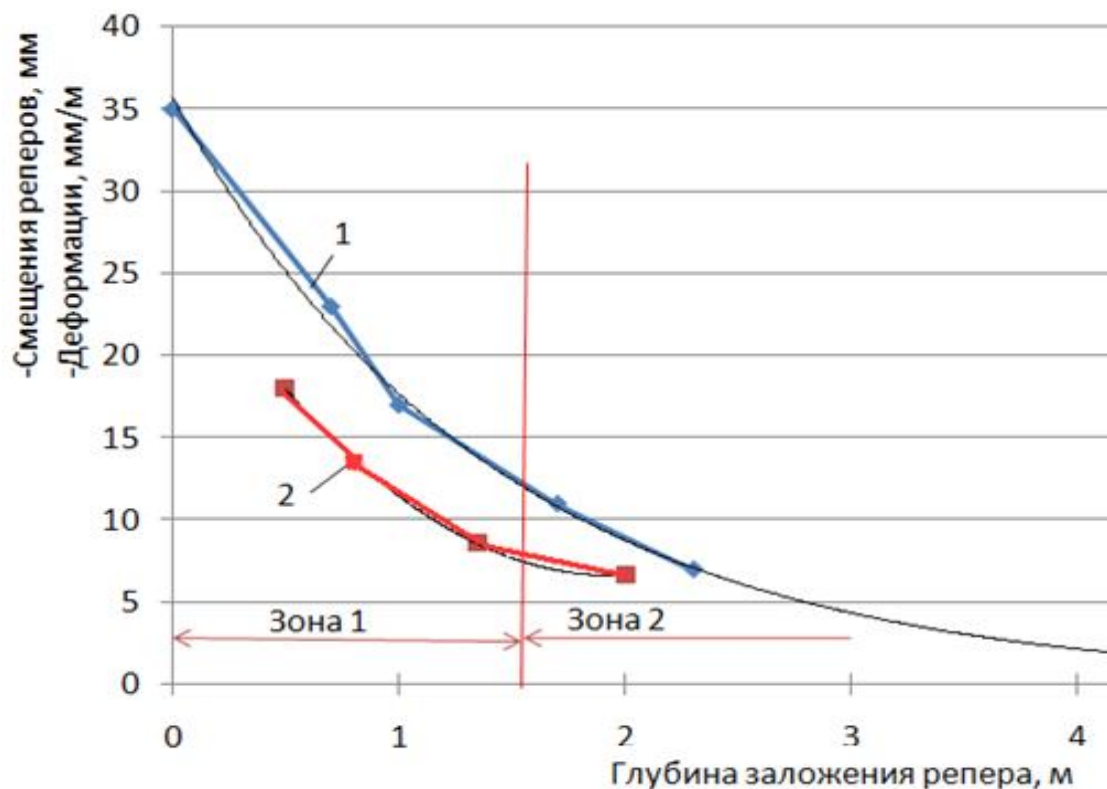


Рис. 5. Усредненный график смещений и деформаций массива в бортах выработки по трем замерным сечениям:

1 – смещения реперов, мм; 2 – деформации массива

Зона 1 – зона интенсивных деформаций; зона 2 – зона затухания деформаций.

После прохода очистного забоя лавы I, под влиянием горного давления и веса пород в своде обрушения, целик постепенно разрушается до достижения породами, которые его составляют, остаточной прочности $\sigma_{ост}$. При деформациях пород целика за пределом прочности происходит вытеснение составляющих его пород в выработку, следствием чего является дальнейшее снижение несущей способности, вплоть до полного разрушения. При исключении процесса выдавливания пород в выработку методом установления армирующего крепления (рис. 6), возможно сохранение остаточной несущей способности пород целика. Эта мера сформирует несущую конструкцию, которая принимает на себя часть нагрузки и работает совместно с креплением выработок.

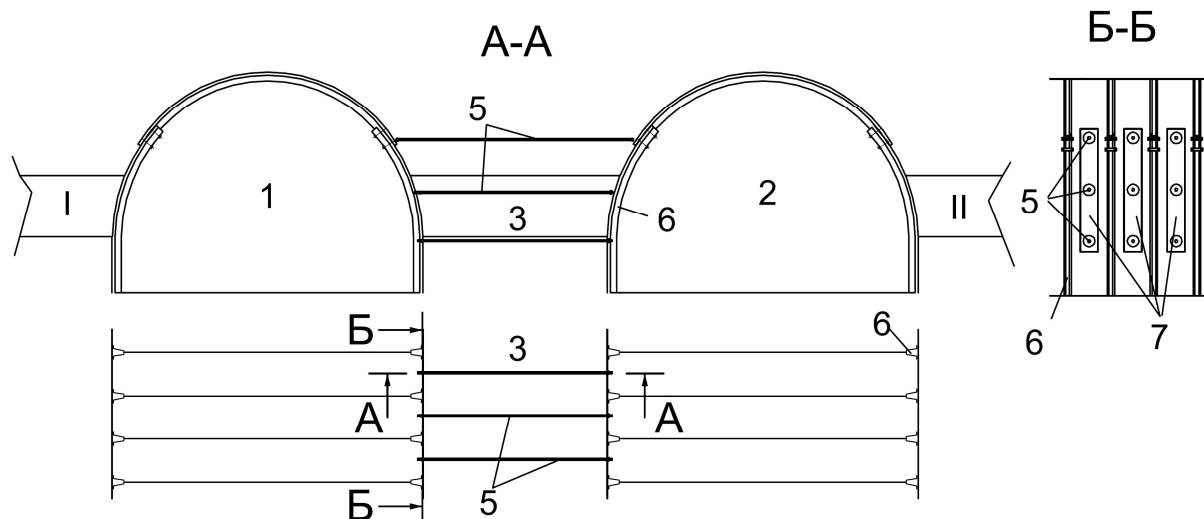


Рис. 6. Схема армирования межштрекового целика

1 – Выработка со стороны лавы I, обрабатываемой в первую очередь; 2 – Крайняя выработка, которая повторно используется при отработке лавы II; 3 – Податливый целик; 5 – Стягивающее сквозное крепление; 6 – Стойка рамной крепи; 7 – Металлические подхваты.

Проведенные исследования деформирования массива вокруг одиночной выработки в момент ее проведения позволяют утверждать:

1. Совместная работа сталеполлимерных анкеров и анкеров глубокого заложения препятствует развитию деформационных процессов в кровле выработки вплоть до проявления влияния динамического опорного давления.

2. В бортах выработки вслед за ее проведением начинаются смещения массива, зафиксированные на глубине 2,3 м, которые при отходе забоя на расстояние более 40 м стабилизируются и далее протекают не столь интенсивно.

3. С учетом данных наблюдений, «податливый целик» при влиянии лавы будет разрушен. Для сохранения остаточной прочности пород в целике необходимо осуществить мероприятия, обеспечивающие его упрочнение.

4. Установлено, что деформационные процессы начинают затухать с глубины 1,6 м. Для реализации идеи подготовки выемочного столба спаренными выработками, оптимальной с учетом выявленных деформационных процессов, протекающих в

массиве, а также обеспечения мероприятий по армированию целика следует считать ширину $3,5 \div 4$ м.

Список литературы

1. Охрана подготовительных выработок целиками на угольных шахтах / [Артемьев В. Б., Коршунов Г. И., Логинов А. К. и др.]. – СПб.: Наука, 2009 – 213 с.
2. Підготовчі виробки на пологих пластах. Вибір кріплення, способів і засобів охорони: СОУ 10.1.00185790.011:2007. – Київ: Мінвуглепром України, 2007. – 116 с.
3. Управление кровлей и крепление в очистных забоях на угольных пластах с углом падения до 35° . Руководство: КД 01.01.503–2001. - Киев: Минтопэнерго Украины, 2002.
4. Расположение, охрана и поддержание горных выработок при отработке угольных пластов на шахтах. Методические указания: КД 12.01.01.201-98. – Київ: Мінвуглепром України, 1998. - 149 с.
5. Кирничанский Г. Т. Элементы теории деформирования и разрушения горных пород / Г. Т. Кирничанский. - Киев: Наукова думка, 1989. – 184 с.
6. Усиление крепления горных выработок для их повторного использования / [Ю.М. Халимендик, А.В. Бруй, А.С. Барышников, Ю.А. Заболотная] // Геотехнічна механіка: Міжвід. зб. наук. праць / Ін-т Геотехнічної механіки ім. М. С. Полякова НАН України. – 2012. - Вип. 105. - С. 139-148.
7. Использование канатных анкеров в выемочных выработках в условиях слабых боковых пород / [Ю.М. Халимендик, А.В. Бруй, А.С. Барышников и др.] // Уголь Украины. - 2013. - №6.
8. Халимендик Ю.М. Поддержание штрека канатными анкерами в условиях слабых боковых пород / Ю.М. Халимендик, А.В. Бруй, А.С. Барышников // Геотехнічна механіка: Міжвід. зб. наук. праць / Ін-т Геотехнічної механіки ім. М. С. Полякова НАН України. - Вип. 113.
9. Gebirgsbeherrschung von Flözstrecken (Ground Control in Roadways) / [Junker M. et al.]. - Essen, Germany: Verlag Glückauf, 2006.
10. Халимендик Ю.М. Обоснование параметров поддержания горных выработок для повторного использования / Ю.М. Халимендик, А.В. Бруй, В.Ю. Халимендик // Науковий вісник НГУ. – 2010. – № 6. – С. 32-35.
11. Протосеня А. Г. Геомеханика / А. Г. Протосеня, О. В. Тимофеев. - СПб, 2008. – 117 с.

Стаття надійшла до редакції 07.11.2013.

Рекомендовано до друку д-ром техн. наук А.П. Борзих

Ю.М. Халимендик, Г.В. Бруй, А.С. Баришніков

ДВНЗ «Національний гірничий університет», м. Дніпропетровськ
ОБГРУНТУВАННЯ ШИРИНИ ЦІЛИКА ПРИ ПІДГОТОВЦІ ЗАПАСІВ СПАРЕНИМИ ВИРОБКАМИ

У статті наводяться результати спостережень за деформуванням масиву у цілику в момент проведення одиночної виробки. Отримані результати використовуються для обґрунтування оптимальної ширини міжштрекового цілика при реалізації ідеї підготовки виймального стовпа спареними виробками. Встановлено, що для збереження залишкової міцності порід в цілику необхідно здійснити заходи щодо його армування.

Ключові слова: цілик, спарені виробки, деформування масиву, підтримання штреку.

Yu.M. Khalymendyk, A.V. Bryi, A.S. Baryshnikov

National Mining University, Dnipropetrovsk
SUBSTANTIATION OF PILLAR WIDTH DURING RESERVES PREPARATION BY DOUBLE MINE WORKINGS

The results of in-situ observations of rock massif deformation during gateroad development are presented. The results are used for substantiating the optimum width of a chain pillar during realization of the double-entry mining system. We found out that to maintain the residual strength of rocks in the pillar it should be reinforced.

Keywords: pillar, double-entry mining, deformation of rock massif, gateroad maintenance.

УДК 622.281.76

Ю.А. Заболотная (ассист.)ГВУЗ «Национальный горный университет»,
г. Днепропетровск**СПОСОБЫ РАСПОЛОЖЕНИЯ МАГИСТРАЛЬНЫХ
ВЫРАБОТОК С ЦЕЛЬЮ ИСКЛЮЧЕНИЯ ВЛИЯНИЯ
ОЧИСТНЫХ РАБОТ В УСЛОВИЯХ СЛАБЫХ БОКОВЫХ
ПОРОД**

Приведены возможные способы расположения магистральных горных выработок без оставления охранных целиков в условиях слабых боковых пород с использованием зон разгрузки.

Ключевые слова: целик, зона разгрузки, надработка выработок, бесцеликовая отработка.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. Одним из основных показателей, влияющих на эффективность работы шахты и достижения заданных технико-экономических показателей, является состояние вскрывающих выработок и выработок главного направления. Выработки главного направления должны обеспечивать нормальное функционирование транспортной сети шахты, надлежащее проветривание горных выработок и очистных забоев, водоотлив из выработок и лав, высокий уровень безопасного ведения горных работ. Охрана магистральных горных выработок от влияния очистных работ в большинстве случаев в соответствии с нормативными документами осуществляется путем оставления целиков угля. Такой способ охраны выработок является наиболее простым и технологически достаточно легко выполнимым, но он связан со значительными потерями оконтуренных запасов угля, особенно при производстве горных работ на больших глубинах. Кроме того, оставленные для охраны выработок угольные целики создают в толще пород зоны повышенных напряжений, что ухудшает условия ведения горных работ при разработке сближенных пластов. Поэтому решение задач применения бесцеликовой отработки запасов у выработок главного направления должно обеспечить сохранность

выработок, т.е. сократить затраты на поддержание выработок, и минимизировать потери угля.

Анализ исследований и публикаций. Условия шахт Западного Донбасса характеризуется наличием слабых вмещающих пород. Горный массив в основном представлен аргиллитами и алевролитами, реже песчаниками. Прочность вмещающих пород изменяется от 12,5МПа до 24 МПа [1]. Еще одна особенность месторождения – это большое количество водопроводимых слоев горных пород. Эти факторы в сочетании с увеличением глубины разработки при погоризонтной и панельной схемах подготовки способствуют неудовлетворительному состоянию дренажных и откаточных штреков.

Согласно положениям нормативного документа [2] охрана магистральных выработок от влияния очистных работ может осуществляться расположением выработок в разгруженных зонах или целиками угля. Ширина целиков принимается равной не менее размеров зоны опорного давления, которая определяется в зависимости от глубины расположения выработки и крепости вмещающих пород.

При существующих схемах подготовки шахтных полей и охране капитальных выработок целиками рост глубины ведения работ приводит к увеличению размеров целиков, и как следствие к значительным потерям запасов угля в целиках у горных выработок. Для охраны выработок, которые находятся на глубине 450-500 м, размер целиков достигает 100 м [3].

Проведение магистральных выработок в зонах разгрузки позволяет сохранить их в безремонтном состоянии [4], но при таком способе расположения выработок следует учитывать, что при отработке соседних выемочных полей зоны повышенного горного давления (ПГД) формируются в ранее разгруженной зоне, а также в средней части сплошного выработанного пространства [5].

В условиях шахт им. Героев Космоса и «Западно-Донбасская» было проведено ряд экспериментов, в которых очистные работы велись бы непосредственно от выработок без оставления охранных целиков [6]. В этом случае применялись следующие способы охраны и поддержания магистральных горных

выработок: при отходе лав от магистральных выработок при минимальном размере охранного целика; проведение выработок в разгруженных зонах, которые образованы очистными работами и ранее пройденной магистральной выработкой; поддержание выработки вне влияния других горных работ (в массиве). Вследствие изучения причин неудовлетворительного состояния магистральных горных выработок, анализа инструментальных измерений, экспериментальной проверки способов охраны и поддержания выработок сделаны выводы, что охрана магистральных горных выработок по схеме «целик-целик» нецелесообразна; необходимо размещать выработки в разгруженных зонах.

Таким образом, задача удовлетворительного поддержания магистральных выработок по мере роста глубины развития горных работ не имеет полного решения.

Постановка цели исследований. Цель статьи – обоснование использования зон разгрузки для расположения в них выработок главного направления, что будет способствовать сохранности таких выработок и минимизации потерь запасов.

Изложение материала и результаты. В условиях шахт ПАО «ДТЭК Павлоградуголь» было проанализировано состояние 296 участков дренажных и откачных штреков после отхода лав. Определены усредненные значения размеров охранных целиков со стороны выемочных штреков в начале ведения очистных работ в выемочных столбах. Полученные фактические размеры целиков сравнивались с проектными, определенными по методике [2] и построена гистограмма отклонений фактических размеров целиков от проектных (рис. 1).

Отклонения со знаком «+» показывают на какую величину фактический размер целика превышает проектный, а отклонения со знаком «-» говорят об уменьшении фактического размера целика. Гистограмма распределения отклонений фактических размеров целика от проектных указывает на существующую тенденцию, как к уменьшению проектных размеров, так и к увеличению. Наблюдается значительный разброс отклонений от проектных размеров, при этом среднее арифметическое значение достигает 1 м, а среднее квадратическое отклонение составляет 29,3 м.

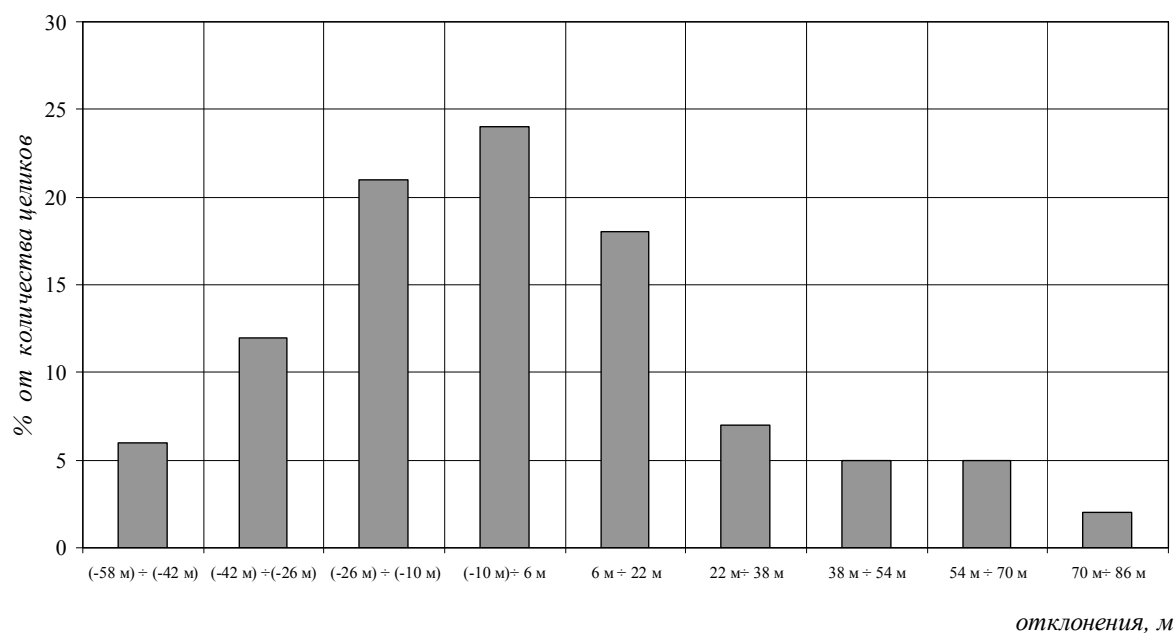


Рис. 1. Распределение отклонений фактических размеров целиков от проектных

Состояние выработок оценивалось величиной вертикальной конвергенции. Известно, что вертикальная конвергенция, в основном, проявляется в смещениях в замках податливости, поднятии почвы, внедрении стоек в почву выработки, деформациях верхняка. В данной работе не представлялось возможным изучить эти составляющие, а величина вертикальной конвергенции принималась как разница между высотой выработки по паспорту и высотой выработки на момент проведения маркшейдерских замеров, т.е. в период, активизированный от влияния очистных работ.

На состояние магистральных выработок оказывают влияние глубина их расположения, размер оставленного целика, прочностные свойства вмещающих пород, вынимаемая мощность, а также срок эксплуатации выработок. Определение влияния мощности пласта на состояние выработок является нецелесообразным, так как вынимаемая мощность пластов изменяется в пределах 10%. Для учета прочностных свойств вмещающих пород выработки были разделены на две группы:

– выработки, проводимые по пластам, кровля и почва которых представлена аргиллитами и алевролитами, прочностью до 20 МПа;

– выработки, проводимые по пластам, в кровле которых присутствует песчаник.

Для каждой из этих групп получены зависимости вертикальной конвергенции выработок от глубины ведения очистных работ и размеров охранных целиков.

Корреляционная зависимость между конвергенцией выработок и размером целиков для выработок, проводимых по пластам, почва и кровля которых представлена аргиллитами и алевролитами характеризуется уравнением:

$$\Delta h = 0,008l - 0,007, \text{ при } r = 0,46,$$

где Δh – вертикальная конвергенция, l – размер охранный целика.

Уравнение между конвергенцией выработок и размером целиков для выработок, в кровле которых залегает песчаник, представлено прямолинейной зависимостью:

$$\Delta h = 0,0001l + 0,758, \text{ при } r = 0,02.$$

Характер этих зависимостей говорит о том, что вертикальная конвергенция выработок при наличии в кровле и почве аргиллитов и алевролитов возрастает с увеличением размеров целиков при небольшой тесноте связи между ними.

Зависимость между глубиной ведения работ и вертикальной конвергенцией выработок для выработок, проводимых по пластам, почва и кровля которых представлена аргиллитами и алевролитами характеризуется уравнением:

$$\Delta h = 0,002H + 0,114, \text{ при } r = 0,70,$$

где Δh – вертикальная конвергенция, H – глубина ведения очистных работ.

Зависимость между глубиной ведения работ и вертикальной конвергенцией выработок для выработок, в кровле которых залегает песчаник, описывается уравнением:

$$\Delta h = 0,001H + 0,412, \text{ при } r = 0,47.$$

Таким образом, с уменьшением крепости пород увеличивается влияние размеров целиков на вертикальную конвергенцию охраняемых выработок. Однако, установленная прямолинейная зависимость между размерами целиков и вертикальной конвергенцией не может быть объяснена традиционным представлением, при котором с увеличением размеров целиков должна повы-

шаться сохранность выработок. Полученную зависимость можно объяснить двумя факторами: несоответствием крепления выработок условиям их эксплуатации и перемещением опорного давления при слабых породах вглубь массива на величину, близкую разгрузке краевой части [7], т.е. попаданием выработки в зону влияния опорного давления.

Глубина ведения горных работ прямо влияет на вертикальную конвергенцию охраняемых (дренажных) выработок. Это подтверждает сложившееся представление об увеличении зоны опорного давления с глубиной.

В связи с малым коэффициентом детерминации приведенных эмпирических формул можно утверждать, что прогноз состояния охранных выработок по ним вести нецелесообразно.

Эффективным направлением улучшения состояния дренажных штреков и увеличения полноты выемки запасов в условиях слабых боковых пород можно считать применение схем подготовки выемочных столбов с использованием зон разгрузки.

В краевой части угольного пласта формируется область разгрузки, которая проявляется в виде разрушений пласта и слабых боковых пород (рис.2). Ширина нарушенной зоны зависит от глубины ведения очистных работ. В работе [8] приведена данная прямолинейная зависимость, которая скорректирована с учетом дополнительно проведенных наблюдений и может быть представлена в виде:

$$n = 0,04H + 0,3,$$

где n – ширина нарушенной зоны, H – глубина ведения очистных работ.

Коэффициент корреляции составляет 0,8.

В условиях шахты «Западно-Донбасская» при надработке южного магистрального штрека № 3 (ЮМОШ № 3), расположенном в почве пласта c_8^H , очистными работами в 830-й лаве была заложена наблюдательная станция и проведены натурные наблюдения с целью оценки массива при отходе лавы от разрезной печи (рис. 3). Породы кровли и почвы выработки представлены преимущественно аргиллитом и алевролитом крепостью до 25 МПа. Глубина ведения очистных работ в 830-й лаве 420 м.



Рис. 2. Система техногенных трещин в 854-й лаве шахты «Западно-Донбасская»

На участке с ПК78 по ПК88 установлена крепь усиления в виде двух рядов деревянных стоек.

На каждом замерном сечении (ПК63 – ПК88) производились сечения выработки. На замерном сечении в бортах выработки на расстоянии 1,20 м от почвы были закреплены точки. Для проведения измерений между этими точками натягивался шнур, и рулеткой измерялись ширина выработки, а также домеры до кровли и почвы выработки.

Развитие опорного давления по результатам обработки замеров на станции представлено на рис. 4.

Анализ результатов наблюдений за состоянием ЮМОШ №3 указывает на формирование трех зон:

1 – зона опорного давления в сторону, противоположную направлению движения очистного забоя; расстояния до максимального значения опорного давления в данном случае достигает около 15 м, после чего напряжения в целике понижаются;

2 – зона пониженного опорного давления, может рассматриваться как зона сводообразования в кровле лавы при ее отходе от

разрезной печи. Размеры в данных условиях оцениваются протяженностью до 30 м.

3 – зона, характеризующаяся постоянным увеличением конвергенции надрабатываемой выработки, т.е. зона воздействия движущегося опорного давления.

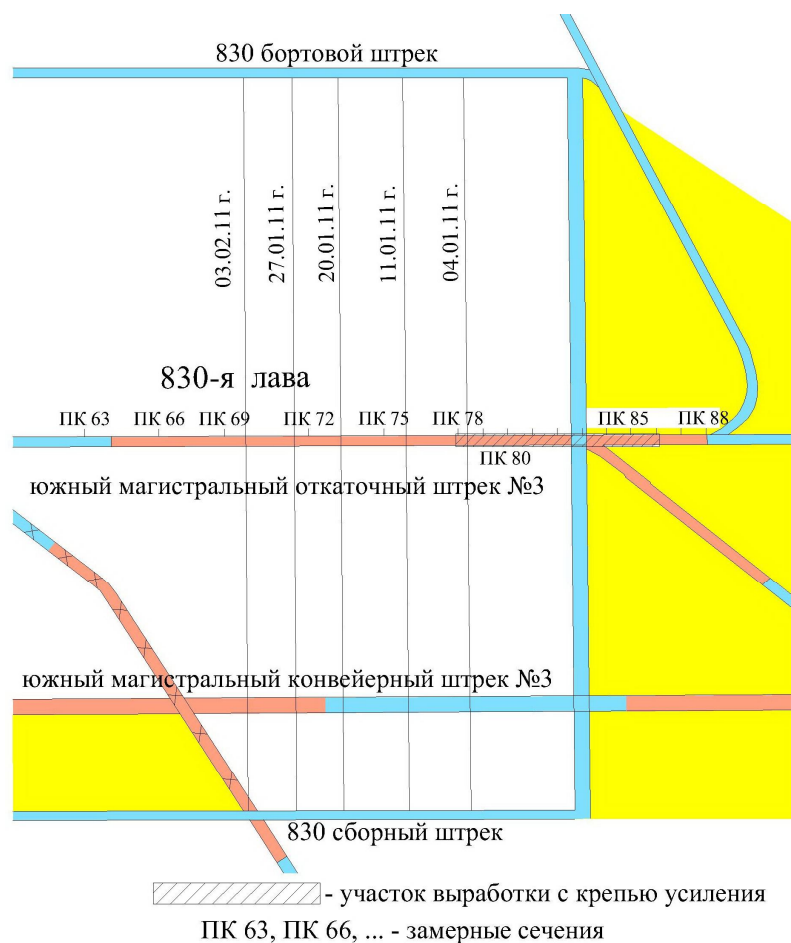


Рис. 3. Выкопировка из плана горных работ по пл. с₈^Н шахта «Западно-Донбасская»

Выявленные зоны пониженных напряжений позволяют разработать схемы расположения выработок главного направления, позволяющие минимизировать потери угля и обеспечить сохранность выработок. Схемы расположения выработок представлены на рис. 5.

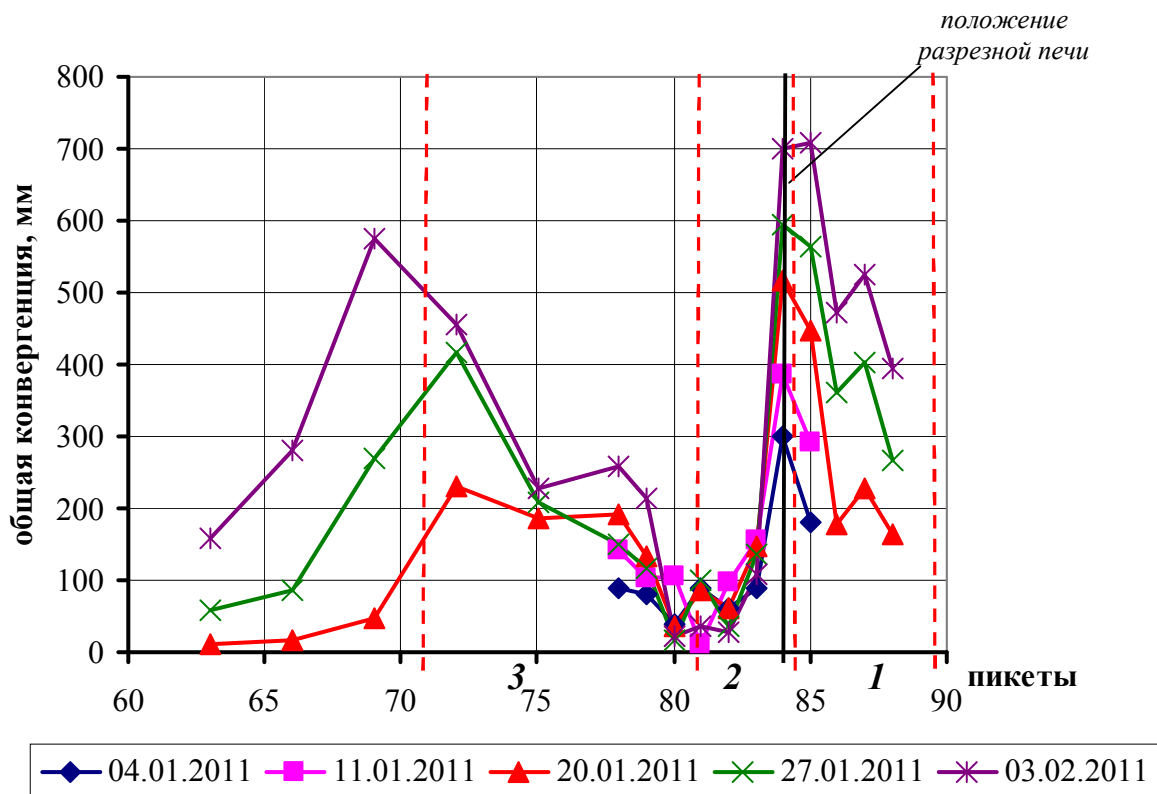


Рис. 4. Общая вертикальная конвергенция ЮМОШ № 3 при отходе лавы от разрезной печи

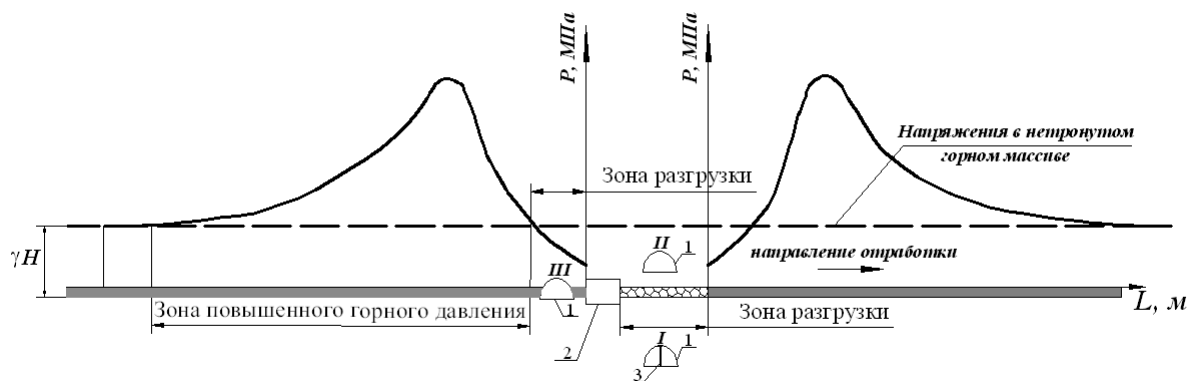


Рис. 5. Схемы расположения магистральных выработок: I – магистральная выработка; 2 – разрезная печь; 3 – крепь усиления; I, II, III – возможные варианты расположения магистральных выработок

Расположение выработки по варианту I осуществляется следующим образом [9]. На рабочем горизонте проводятся выемочные выработки, и монтируется разрезная печь (2). Магистральная выработка (1) может проводиться до и после проведения очист-

ных работ. Для отвода газовой смеси до начала ведения очистных работ в лаве в нижней части выемочного столба проводится выработка (1) с учетом положения зоны 2. При отработке лавы впереди движения очистного забоя происходит перераспределения напряжений, которые значительно превышают напряжения в нетронутым массиве. Для сохранения магистральной выработки в эксплуатационном состоянии на время надработки она укрепляется крепью усиления (3). За фронтом ведения очистных работ формируется зона разгрузки, поэтому после прохождения очистных работ над выработкой (1), крепь усиления демонтируется, т.к. выработка находится в разгруженной зоне. Таким образом, магистральная выработка, только непродолжительный период времени располагается в зоне незначительного влияния очистных работ.

Расположение магистральной выработки по варианту II осуществляется только после осуществления очистных работ для исключения негативного влияния подработки. Следовательно, магистральная выработка будет расположена в разгруженной зоне, поэтому нет необходимости в установлении крепи усиления.

Расположение магистральной выработки по варианту III позволяет проведение выработки по разрабатываемому пласту. По аналогии с краевой частью пласта можно принять, что при отходе лавы также формируется подобная зона разгрузки, так как не представляется возможным исследовать массив при отходе лавы. Данная зона разгрузки может быть использована для расположения выработок в присечку или с отходом от штрека. Для проведения выработки с отходом от штрека необходимо в магистральной выработке устанавливать крепь усиления.

Вывод. Предложенные варианты расположения магистральных выработок в условиях слабых вмещающих пород, независимо от глубины разработки предоставят возможность предприятиям одновременно решить две задачи: минимизировать потери угля в целиках и сохранить выработки долгосрочной эксплуатации в безремонтном состоянии. За счет этого в целом по-

вышается эффективность горных работ при снижении затрат на дополнительное проведение выработок.

Список литературы

1. Усаченко Б.М. Охрана подготовительных выработок глубоких горизонтов шахт Западного Донбасса / Б.М. Усаченко, В.Я. Кириченко, А.В. Шмиголь. – М.: Обзор ЦНИЭИуголь, 1992. – 168 с.
2. Расположение, охрана и поддержание горных выработок при отработке угольных пластов на шахтах. Методические указания: КД 12.01.01.201-98 / Утв. Минуглепромом Украины 25.06.98. – Изд. офиц. – Донецк: УкрНИМИ, 1998. – 150 с.
3. Ступник Н.И. Оценка применения прямоугольной формы угольных целиков для охраны магистральных штреков / Н.И. Ступник, А.А. Гайдай // Уголь Украины. – 2013. – С. 8-10.
4. Зборщик М.П. Охрана выработок глубоких шахт в зонах разгрузки / М.П. Зборщик, В.В. Назимко. – К.: Техника, 1991. – 248 с.
5. Бабенко Е.В. Особенности эволюции зон повышенного горного давления при развитии очистных работ / Е.В. Бабенко // Наукові праці УкрНДМІ НАН України. – 2008. – № 2. – С. 211-226.
6. Халимендик Ю.М. Бесцеликовая охрана магистральных горных выработок на шахте «Западно-Донбасская» ПО «Павлоградуголь» / Ю.М. Халимендик, В.С. Мартюшев. – Донецк: ЦБНТИ, 1993. – 56 с.
7. Халимендик Ю.М. Проявление опорного давления в условиях слабых боковых пород / Ю.М. Халимендик, Ю.А. Заболотная // Науковий вісник НГУ. – 2013. – №1. – С. 33-39.
8. Заболотная Ю.А. Формирование нарушенной зоны горного массива при ведении очистных работ в условиях слабых боковых пород / Ю.А. Заболотная // Геотехническая механика: Межведомственный сборник научных трудов. – 2013. – Вып. 111. – С. 29-35.
9. Спосіб відробки запасів і охорони гірничої виробки: Пат. № 102769 UA, МПК E21D 11/00 (2013.01) / Ю.М. Халимендик, Ю.О. Заболотная; заявник і патентовласник Державний вищий навчальний заклад “Національний гірничий університет”. – № а 2012 03072; заявл. 16.03.2012; опубл. 12.08.2013, Бюл. № 15. – 3 с.

Стаття надійшла до редакції 11.11.2013.

Рекомендовано до друку д-ром техн. наук В.О. Каніним

Ю.О. Заболотна

ДВНЗ «Національний гірничий університет», м. Дніпропетровськ

СПОСОБИ РОЗТАШУВАННЯ МАГІСТРАЛЬНИХ ВИРОБОК З МЕТОЮ ВИКЛЮЧЕННЯ ВПЛИВУ ОЧИСНИХ РОБІТ В УМОВАХ СЛАБКИХ БІЧНИХ ПОРІД

Наведені можливі способи розташування магістральних гірничих виробок без залишення охоронних ціликів в умовах слабких бічних порід з використанням зон розвантаження.

Ключові слова: цілик, зона розвантаження, надробка виробок, безціликова відробка.

Yu. A. Zabolotnaya

State Higher Educational Institution “National Mining University”, Dnipropetrovsk

METHODS OF MAIN MINE WORKINGS LOCATION IN ORDER TO AVOID THE INFLUENCE OF CLEARING WORKS IN WEAK WALL ROCKS

The possible methods of main mine workings locations without leaving pillars in conditions of weak wall rocks with usage of unloading zones are presented in the article.

Key words: unloaded zone, pillar, mine workings overworking, non-pillar mining.

УДК 622.281.74

Р.Н. Терещук (канд. техн. наук, доц.)

ГВУЗ «Национальный горный университет», г. Днепропетровск

Tereschuk_rm@mail.ru

ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЦИОНАЛЬНОЙ ЗОНЫ ВЛИЯНИЯ ОДИНОЧНОГО АНКЕРА НА НЕОДНОРОДНЫЙ ПРИКОНТУРНЫЙ МАССИВ

Целью работы является изучение поведения неоднородного приконтурного массива, закрепленного одиночным анкером, и определение рациональных размеров зоны влияния анкера.

Приведен анализ применяемых методов исследования напряженно-деформированного состояния горного массива в окрестности горной выработки, закрепленного анкерной крепью. Получены зависимости изменения величины рациональной зоны влияния одиночного анкера на неоднородный приконтурный массив от расстояния между кровлей и слоем крепких пород, от мощности слоя крепких пород при изменяющемся расстоянии между кровлей и слоем крепких пород и от угла наклона слоя крепких пород. Выполнен анализ полученных зависимостей. Намечены направления дальнейших исследований поведения приконтурного массива горных выработок, закрепленных анкерной и рамно-анкерной крепью.

Ключевые слова: анкерная крепь, численное моделирование, неоднородный породный массив, плотность анкерования.

Введение. Для успешного решения проблемы подземной угледобычи необходима ритмичная безотказная работа угольных шахт, важным структурным элементом которых является горная выработка. По причине высокой степени неоднородности породного массива, обеспечение надежного функционирования капитальных и подготовительных выработок при относительно небольших затратах на их сооружение и поддержание представляет собой сложную научно-техническую задачу.

Переход в последние годы на отработку пластов в более сложных горно-геологических условиях (в связи с увеличением глубины горных работ, введением в работу лав на пластах со слабыми почвами и труднообрушающимися кровлями) привел к

ухудшению состояния горных выработок и необходимости поиска новых организационных и технических решений.

Опыт работы шахт Донецкого региона показывает, что существующие способы охраны и поддержания горных выработок далеко не всегда позволяют решить задачу обеспечения необходимой эксплуатационной устойчивости выработок в конкретных горно-геологических условиях.

Способы охраны, существующие на сегодняшний день, малоэффективны. Поэтому разработка новых способов охраны и поддержания выработок в изменяющихся горно-геологических условиях, обоснование параметров этих способов на основе изучения закономерностей взаимодействия системы “выработка-породный массив-крепь” является актуальной задачей.

Результаты исследований размеров зоны влияния одиночного анкера на однородный приконтурный массив при различной длине анкера, на различных глубинах разработки и при изменяющихся физико-механических характеристиках вмещающих пород приведены в работах [1-5].

Цель работы – изучить поведение неоднородного приконтурного массива, закрепленного одиночным анкером, и определить рациональные размеры зоны влияния анкера.

Материалы и результаты исследований. Для решения задач, поставленных в данной работе, использовались численные методы механики деформируемого твердого тела. Они обладают наибольшей общностью при описании механических процессов в породных массивах и конструкциях, так как свободны от влияния частных факторов, отражающих специфику горнотехнической ситуации. Численные методы позволяют исследовать механические процессы в более широком диапазоне, т.е. дают возможность не только качественно, но и количественно прогнозировать проявление горного давления.

Среди численных методов решения задач механики сплошной среды можно отметить метод конечных элементов, метод граничных элементов, метод сеток и прямые методы математической физики.

Применительно к данным исследованиям наиболее эффективен метод конечных элементов (МКЭ), поскольку он позволяет легко моделировать самые различные неоднородности среды: слоистость, трещиноватость, анизотропию свойств пород, явления фильтрации [6]. Разработаны специальные приемы для моделирования взаимодействия крепи выработки с окружающим массивом [7].

Отметим также возможность получения МКЭ решений в нелинейной постановке, т.е. в предположении, что среда деформируется неупруго, допускает пластические деформации или хрупкое разрушение. Используя вычислительные возможности метода, нелинейное решение получают как последовательность упругих решений.

В результате приведенного анализа применяемых методов исследования напряженно-деформированного состояния (НДС) горного массива можно сделать вывод о целесообразности применения для расчета НДС массива в окрестности горной выработки, закрепленного анкерной крепью, метода конечных элементов. Решение реализовывалось на основе нелинейной деформационной модели среды с использованием процедуры “переменных параметров упругости”, позволяющей итерационным путем отразить связь между напряжениями и деформациями согласно реальной диаграмме сжатия образца горной породы.

Напряженно-деформированное состояние нелинейной среды может существенно зависеть от последовательности приложения заданной конечной нагрузки. Поэтому гарантией получения правильного решения является введение в расчет соответствующей последовательности нагружения.

Первоначально к области прикладывается лишь некоторая часть (инкремент) расчетной нагрузки. Решается соответствующая линейная задача и определяется напряженно-деформированное состояние. Напряжения в элементах и перемещения узлов запоминаются. Затем прикладывается следующий инкремент нагрузки и определяется соответствующее ему НДС. Напряжения в элементах и узловые перемещения суммируются. Если приращения нагрузок достаточно малы, то в пределах каж-

дого приращения отклонение характеристик среды от линейной аппроксимации также мало. В данной работе принято 10 шагов нагружения.

Представление о взаимодействии системы “крепь-породный массив” можно получить, только рассмотрев напряженно-деформированное состояние породного массива в окрестности горной выработки. Математическая модель деформирования породной среды в окрестности местных нарушений сплошности, должна отображать основные явления, возникающие вследствие возникновения концентрации напряжений и возможного сопутствующего изменения физико-механических свойств окружающего материала.

Методом конечных элементов моделировалась одиночная выработка прямоугольного сечения с линейными размерами: ширина – 6 м, высота – 3 м; расположенная в центре неоднородного массива (с размерами 50×50 м). С помощью численного моделирования решались следующие задачи: определение рациональной зоны влияния одиночного анкера – 1) при изменении расстояния ($l = 0 \dots 3,75$ м) между кровлей и слоем крепких пород, 2) при изменении мощности ($h_{сл} = 0,25 \dots 4$ м) слоя крепких пород и 3) при изменении угла наклона ($\alpha_{сл} = 0 \dots 50^\circ$) слоя крепких пород.

Физико-механические параметры породного массива: слабых и крепких пород соответственно – модуль упругости $E = 7350$ МПа и $E = 10850$ МПа, коэффициент Пуассона $\mu = 0,3$ и $\mu = 0,23$, предел прочности на сжатие $R_c = 20$ МПа и $R_c = 50$ МПа, предел прочности на растяжение $R_p = 2,0$ МПа и $R_p = 5,0$ МПа, плотность пород $\gamma = 2,5$ т/м³. Для моделирования породного массива использовались линейные четырехугольные плоские элементы, а для сталеполлимерной анкерной крепи – линейные элементы. Параметры анкера: длина $l_a = 2 \dots 3$ м, модуль упругости $2 \cdot 10^6$ МПа и коэффициент Пуассона 0,35. Глубина заложения выработки 1000 м, что соответствует горному давлению 25 МПа.

Схема к определению зоны влияния b_a одиночного анкера приконтурный массив приведены в работах [3, 5]. Расчетные схемы для исследований влияния одиночного анкера на неоднородный приконтурный массив приведены на рис. 1.

Задача 1. Выработка прямоугольного сечения, закреплена одиночным анкером ($l_a = 2 \dots 3$ м), установленным в центральной части кровли. В кровле залегает слой крепких пород мощностью $h_{сл} = 1$ м (рис. 1, а). Для исследования определены 16 вариантов: 1 вариант – слой крепких пород залегает непосредственно в кровле выработки ($l = 0$ м); 2-16 варианты – ($l = 0,25 \dots 3,75$ м). По результатам расчетов построена зависимость изменения величины рациональной зоны влияния b_a одиночного анкера на неоднородный приконтурный массив от расстояния l между кровлей и слоем крепких пород рис. 2.

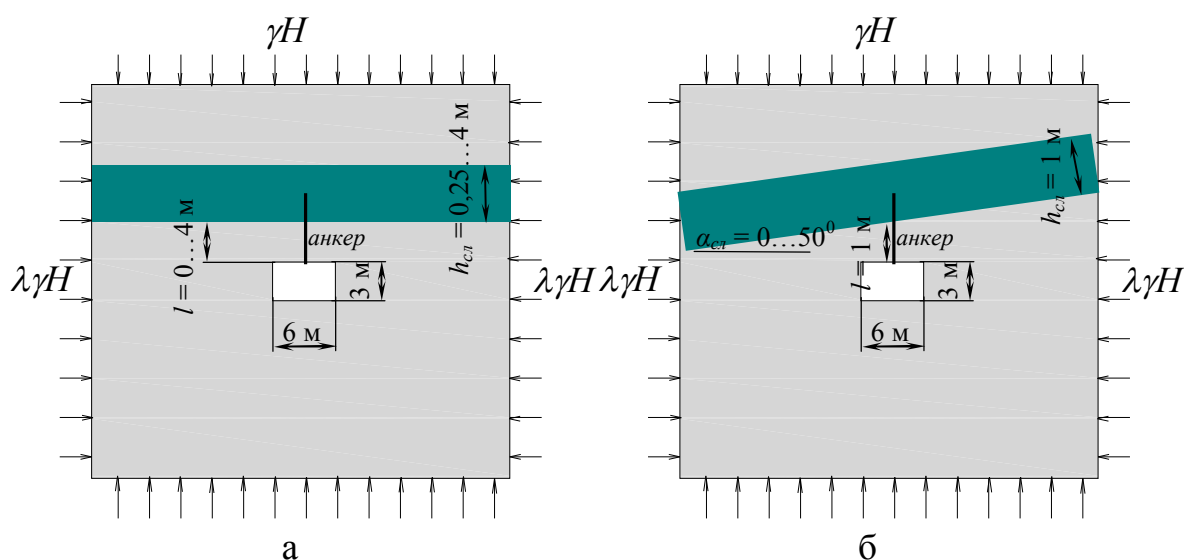


Рис. 1. Расчетные схемы для исследования влияния одиночного анкера на неоднородный приконтурный массив

Анализируя полученные результаты можно сделать следующие выводы:

- при залегании слоя крепких пород непосредственно в кровле размеры рациональной зоны влияния одиночного анкера практически равны размерам зоны при установке анкера в однородном породном массиве [5];

- при удалении слоя крепких пород от кровли выработки на 20...25 см происходит резкое уменьшение размеров рациональной зоны влияния одиночного анкера (рис. 2);

- при дальнейшем удалении слоя от кровли (25 см и далее) размеры рациональной зоны влияния одиночного анкера увели-

чиваються, но при досягненні розстання $l = 1,75$ м для анкерів $l_a = 2$ м, $l = 2,25$ м – $l_a = 2,5$ м, $l = 2,75$ м – $l_a = 3$ м розміри зони впливу перестають збільшуватися і практично не змінюються (рис. 2);

– отримані залежності змінення раціональної зони впливу одиночного анкера на неоднорідні приконтурний масив від розстання між кровлями і шаром міцких порід найкраще описуються поліноміальними залежностями п'ятої степені:

для $l_a = 2$ м – $y = -0,0009x^5 + 0,0452x^4 - 0,8499x^3 + 6,9855x^2 - 21,184x + 84,514$,

для $l_a = 2,5$ м – $y = -0,0012x^5 + 0,0588x^4 - 1,0574x^3 + 8,3838x^2 - 25,171x + 113,67$,

для $l_a = 3$ м – $y = -0,0015x^5 + 0,0691x^4 - 1,2029x^3 + 9,3436x^2 - 28,267x + 125,38$.

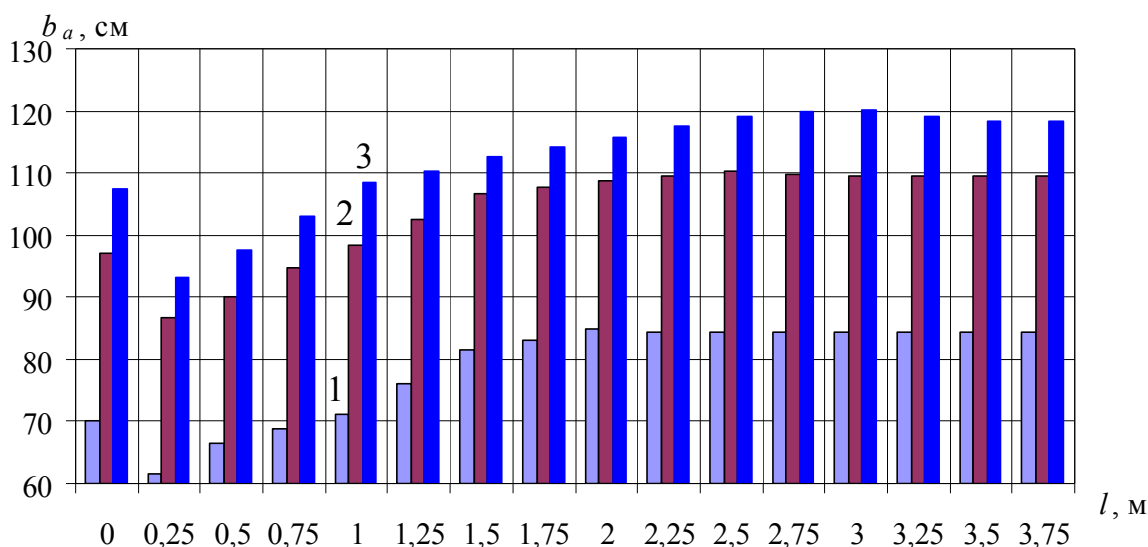


Рис. 2. Змінення раціональної зони впливу одиночного анкера в залежності від розстання між кровлями і шаром міцких порід ($h_{cl} = 1$ м, $f=5$): 1 – $l_a = 2$ м, 2 – $l_a = 2,5$ м, 3 – $l_a = 3$ м

Задача 2. Виробка прямокутного сечення, закріплена одиночним анкером ($l_a = 2,5$ м), установленим в центральній частині кровлі. В кровлі залягає шар міцких порід (рис. 1, а). Для дослідження визначені 6 ситуацій по 16 варіантів кожна: 1 ситуація – шар міцких порід залягає непрямо посередствено в кровлі виробки ($l = 0$ м) при зміні потужності ($h_{cl} = 0,25 \dots 4$ м) шару міцких порід; 2-6 ситуації – шар міцких порід залягає в кровлі виробки ($l = 0,25 \dots 1,5$ м) при зміні потужності ($h_{cl} = 0,25 \dots 4$ м) шару міцких порід. По ре-

зультатам расчетов построена зависимость изменения величины рациональной зоны влияния b_a одиночного анкера на неоднородный приконтурный массив от мощности слоя крепких пород при изменяющемся расстоянии между кровлей и слоем крепких пород рис. 3-8.

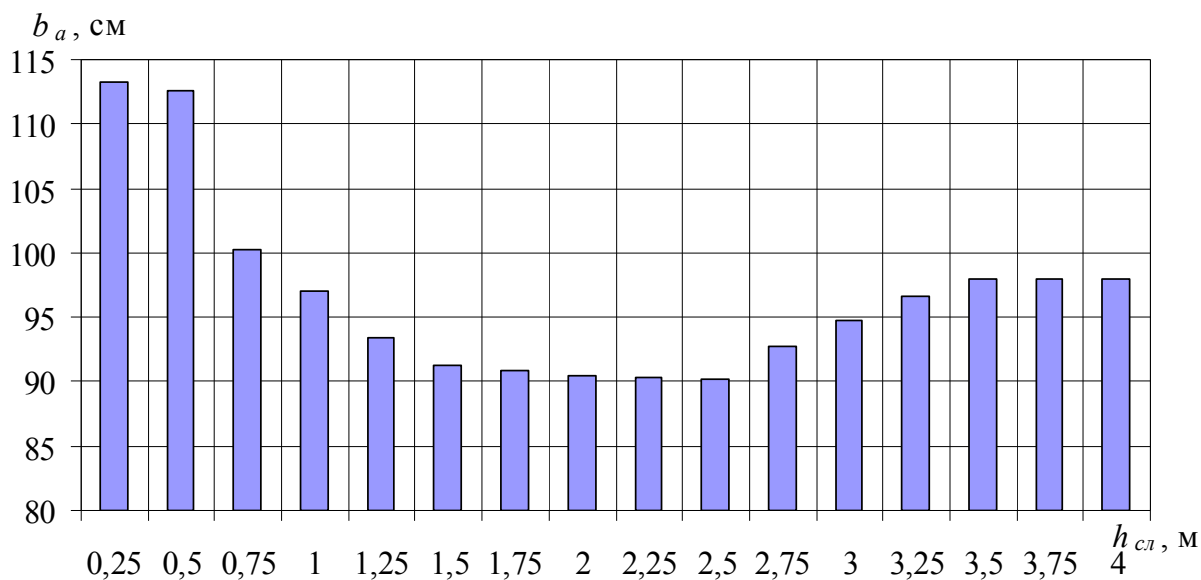


Рис. 3. Изменения рациональной зоны влияния одиночного анкера в зависимости от мощности слоя крепких пород при расстоянии 0 м между кровлей и слоем ($f=5$)

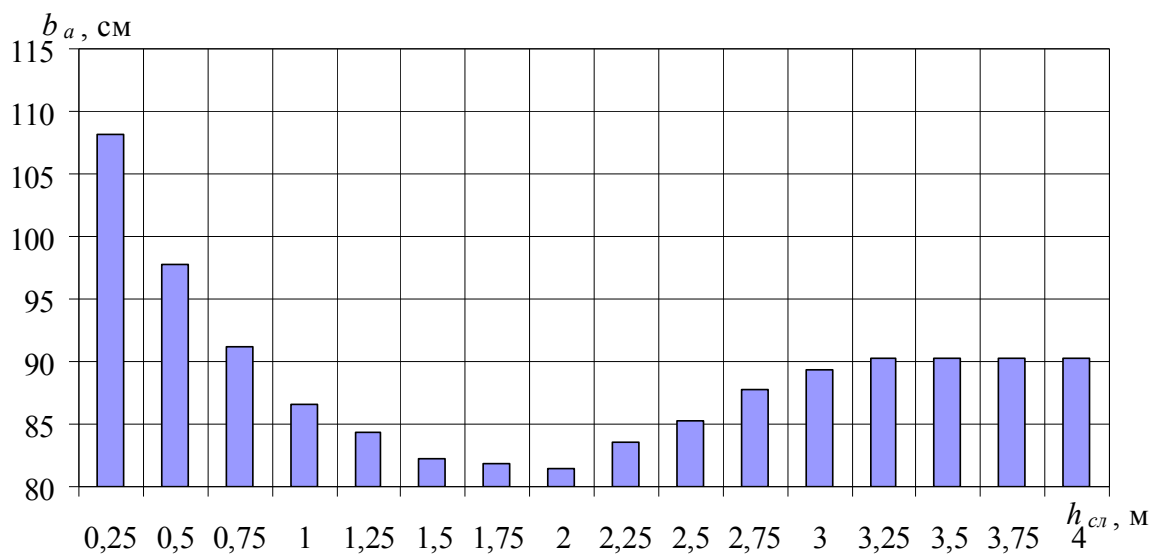


Рис. 4. Изменения рациональной зоны влияния одиночного анкера в зависимости от мощности слоя крепких пород при расстоянии 0,25 м между кровлей и слоем ($f=5$)

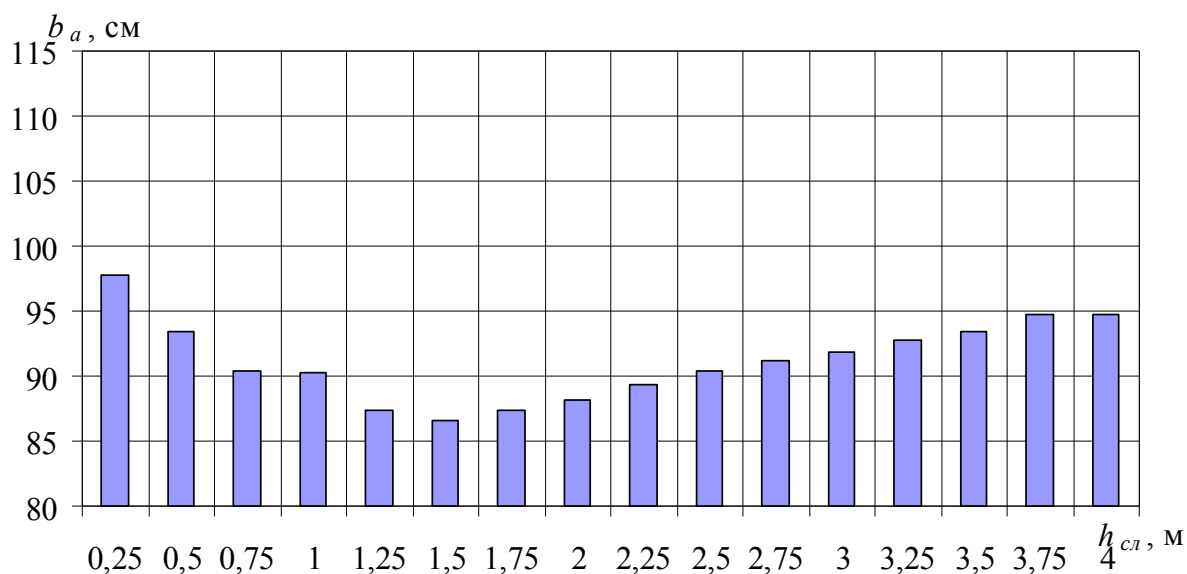


Рис. 5. Изменения рациональной зоны влияния одиночного анкера в зависимости от мощности слоя крепких пород при расстоянии 0,5 м между кровлей и слоем ($f=5$)

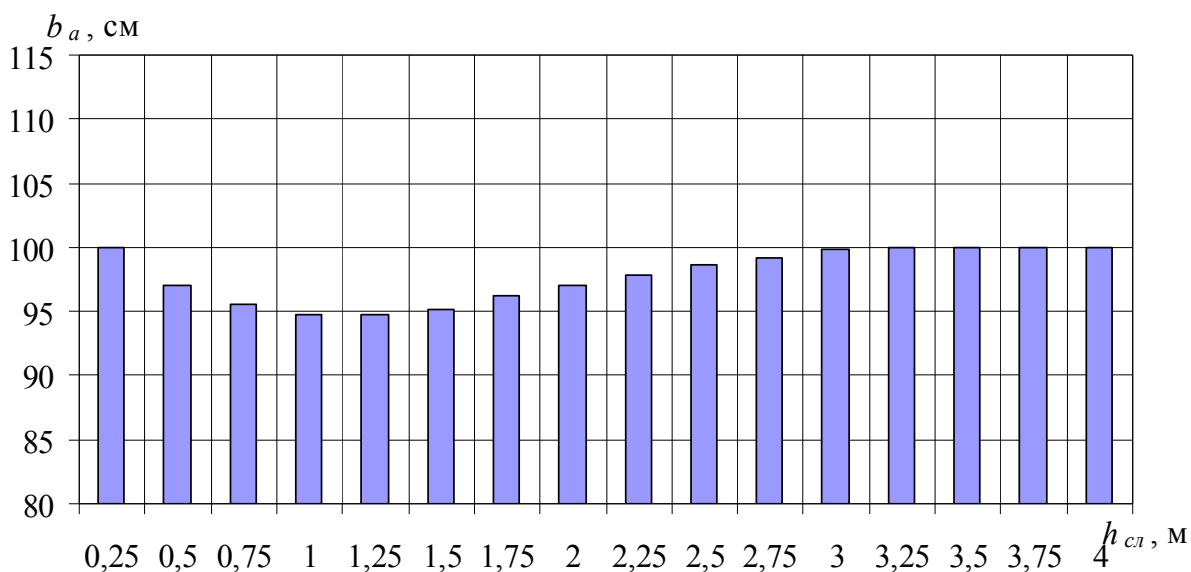


Рис. 6. Изменения рациональной зоны влияния одиночного анкера в зависимости от мощности слоя крепких пород при расстоянии 0,75 м между кровлей и слоем ($f=5$)

Сопоставляя полученные результаты можно сделать следующие выводы:

– при увеличении мощности слоя крепких пород величина рациональной зоны влияния одиночного анкера уменьшается, потом незначительно увеличивается, а далее стабилизируется на определенном значении (рис. 3-7);

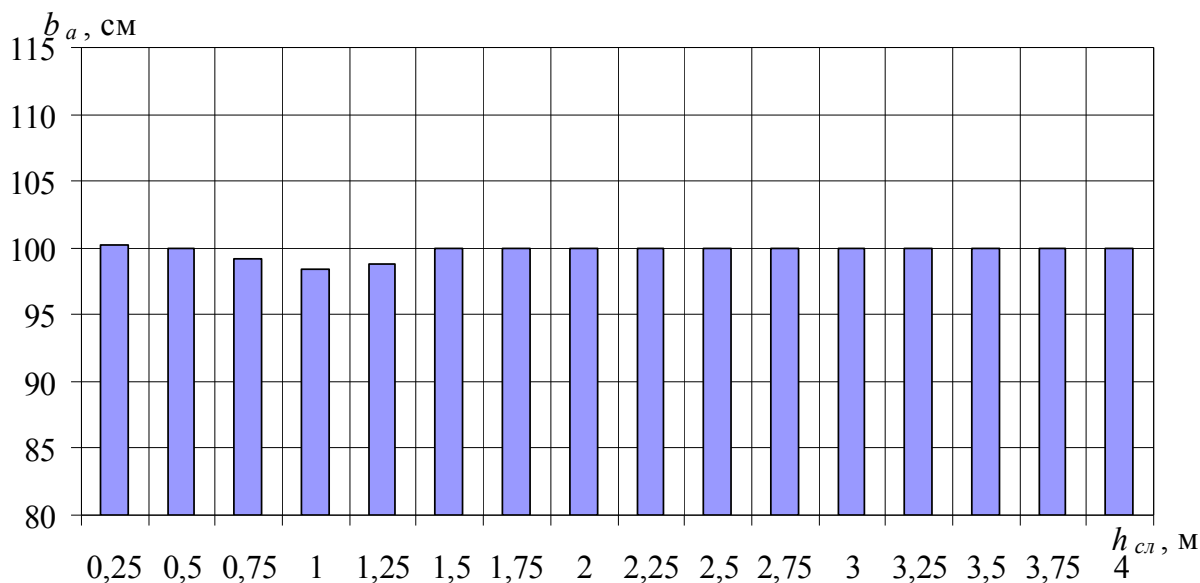


Рис. 7. Изменения рациональной зоны влияния одиночного анкера в зависимости от мощности слоя крепких пород при расстоянии 1,0 м между кровлей и слоем ($f = 5$)

– при увеличении мощности слоя крепких пород и залегании его непосредственно в кровле выработки величина рациональной зоны влияния одиночного анкера уменьшается с 113,2 см до 90,2 см (при $h_{сл} = 2,5$ м), что составляет 20,4%, потом увеличивается до 98 см (при $h_{сл} = 3,5$ м), а далее стабилизируется и описывается полиномиальной зависимостью пятой степени:

$$y = 0,0002x^5 - 0,0121x^4 + 0,1924x^3 - 0,7382x^2 - 5,0401x + 120,23 \text{ (рис. 3);}$$

– при увеличении мощности слоя крепких пород и залегании его на расстоянии 0,25 м от кровли выработки величина рациональной зоны влияния одиночного анкера уменьшается с 108,2 см до 81,4 см (при $h_{сл} = 2$ м), что составляет 24,8%, потом увеличивается до 90,2 см (при $h_{сл} = 3,25$ м), а далее стабилизируется и описывается полиномиальной зависимостью пятой степени: $y = 7E-05x^5 - 0,0024x^4 - 0,0189x^3 + 1,338x^2 - 13,202x + 119,7$ (рис. 4);

– при увеличении мощности слоя крепких пород и залегании его на расстоянии 0,5 м от кровли выработки величина рациональной зоны влияния одиночного анкера уменьшается с 97,8 см до 86,6 см (при $h_{сл} = 1,5$ м), что составляет 11,5%, потом увеличивается до 94,8 см (при $h_{сл} = 3,75$ м), а далее стабилизиру-

ется и описывается полиномиальной зависимостью пятой степени: $y = 1E-04x^5 - 0,0035x^4 + 0,0225x^3 + 0,4307x^2 - 5,3015x + 102,5$ (рис. 5);

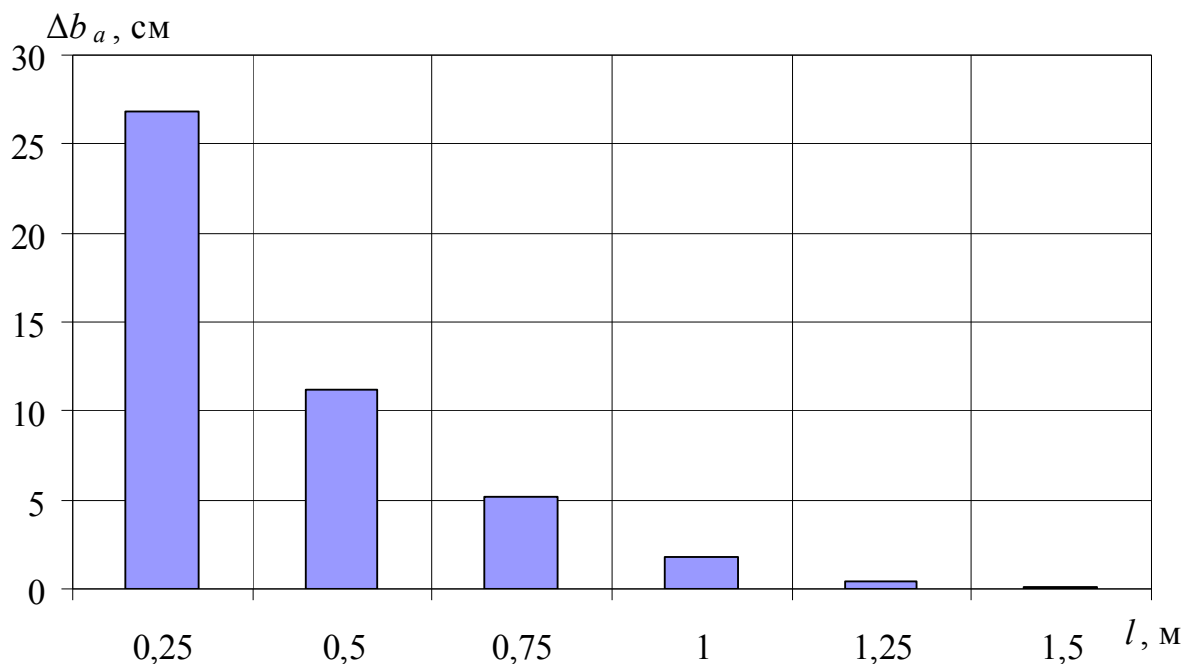


Рис. 8. Изменения рациональной зоны влияния одиночного анкера в зависимости от расстояния между кровлей и слоем крепких пород ($f = 5$) при мощности слоя крепких пород 0,25-4 м

– при увеличении мощности слоя крепких пород и залегании его на расстоянии 0,75 м от кровли выработки величина рациональной зоны влияния одиночного анкера уменьшается с 100 см до 94,8 см (при $h_{cl} = 1 \dots 1,25$ м), что составляет 5,2%, потом увеличивается до 100 см (при $h_{cl} = 3,25$ м), а далее стабилизируется и описывается полиномиальной зависимостью пятой степени: $y = -4E-06x^5 + 0,0015x^4 - 0,0631x^3 + 0,9617x^2 - 5,3295x + 104,4$ (рис. 6);

– при увеличении мощности слоя крепких пород и залегании его на расстоянии 1 м от кровли выработки величина рациональной зоны влияния одиночного анкера уменьшается с 100,2 см до 98,4 см (при $h_{cl} = 1$ м), что составляет 1,8%, потом увеличивается до 100 см (при $h_{cl} = 1,5$ м), а далее стабилизируется и описывается полиномиальной зависимостью четвертой степени: $y = 0,0008x^4 - 0,0317x^3 + 0,4034x^2 - 1,8693x + 101,88$ (рис. 7);

– при увеличении расстояния между кровлей выработки и слоем крепких пород от 0 до 1,25 м (при $h_{сл} = 0,25 \dots 4$ м) изменения величины рациональной зоны влияния одиночного анкера уменьшаются, дальнейшее увеличение расстояния практически не влияет на изменения рациональной зоны влияния (рис. 8).

Задача 3. Выработка прямоугольного сечения, закреплена одиночным анкером ($l_a = 2,5$ м), установленным в центральной части кровли. В кровле залегает слой крепких пород ($h_{сл} = 1$ м) (рис. 1, б). Для исследования определены 2 ситуации по 11 вариантов каждая: 1 ситуация – слой крепких пород залегает в кровле выработки на расстоянии ($l = 1$ м) при изменении угла наклона ($\alpha_{сл} = 0 \dots 50^0$) слоя крепких пород; 2 ситуация – слой крепких пород залегает в кровле выработки на расстоянии ($l = 2$ м) при изменении угла наклона ($\alpha_{сл} = 0 \dots 50^0$) слоя крепких пород. По результатам расчетов построена зависимость изменения величины рациональной зоны влияния b_a одиночного анкера на неоднородный приконтурный массив от угла наклона слоя крепких пород рис. 9-10.

Сопоставляя полученные результаты можно сделать следующие выводы:

– величины рациональной зоны влияния одиночного анкера практически не зависит от угла наклона слоя крепких пород (изменения составляют 2...3%), но при увеличении расстояния между кровлей и слоем незначительно увеличивается 10,5...11,2% (рис. 9 и 10, линии 3);

– при расстоянии между кровлей и слоем крепких пород 1,0 м и изменении угла наклона слоя $\alpha_{сл} = 0 \dots 50^0$, часть рациональной зоны влияния одиночного анкера со стороны падения слоя уменьшается с 49,2 см до 44,3 см, что составляет 10%, и описывается полиномиальной зависимостью второй степени:

$$y = 0,0013x^2 - 0,1665x + 49,231 \text{ (рис. 9, линии 1),}$$

а часть рациональной зоны влияния одиночного анкера со стороны восстания слоя увеличивается с 49,2 см до 55,2 см, что составляет 12,2%, и описывается полиномиальной зависимостью второй степени: $y = -0,0039x^2 + 0,3008x + 49,578$ (рис. 9, линии 2);

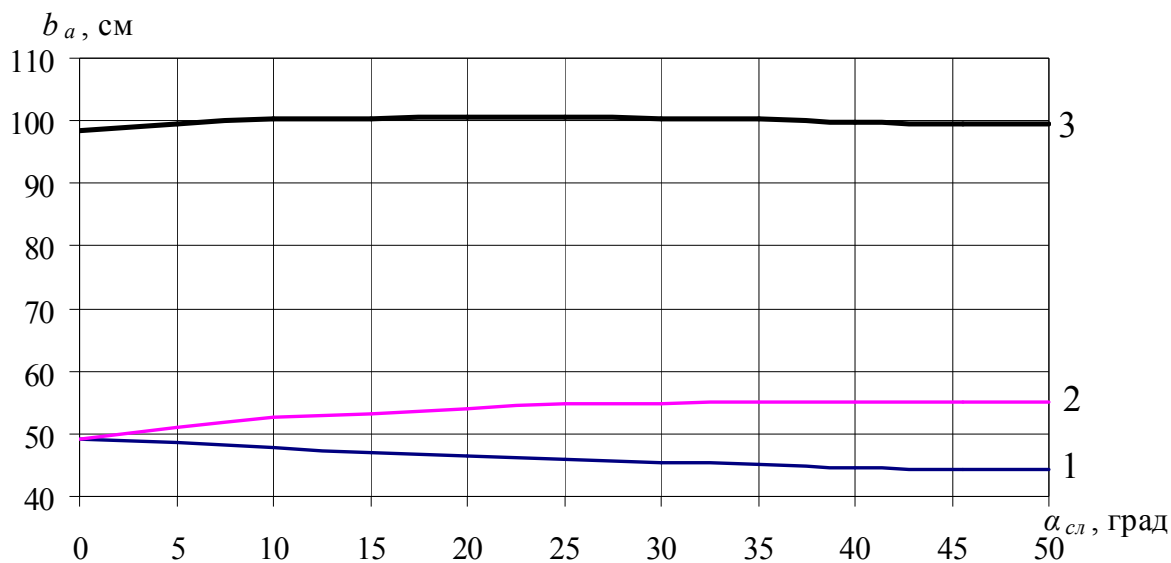


Рис. 9. Изменения рациональной зоны влияния одиночного анкера ($l_a = 2,5$ м) в зависимости от угла наклона слоя крепких пород ($h_{сл} = 1$ м, $f = 5$) при расстоянии между кровлей и слоем 1,0 м:
 1 – часть зоны влияния одиночного анкера со стороны падения слоя,
 2 – часть зоны влияния одиночного анкера со стороны восстания слоя,
 3 – полная зона влияния одиночного анкера

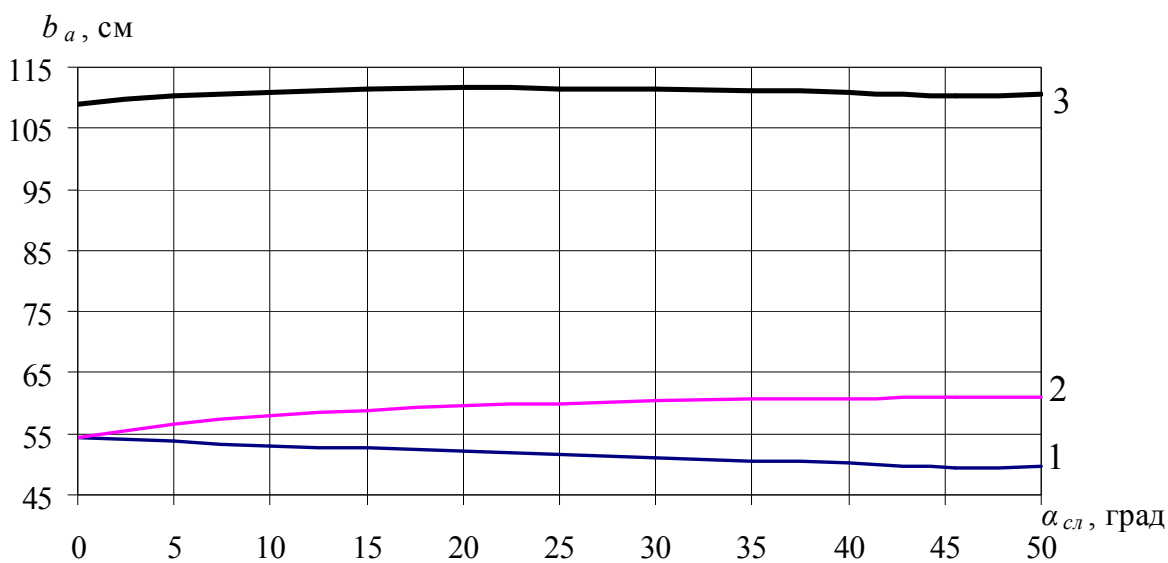


Рис. 10. Изменения рациональной зоны влияния одиночного анкера ($l_a = 2,5$ м) в зависимости от угла наклона слоя крепких пород ($h_{сл} = 1$ м, $f = 5$) при расстоянии между кровлей и слоем 2,0 м:
 1 – часть зоны влияния одиночного анкера со стороны падения слоя,
 2 – часть зоны влияния одиночного анкера со стороны восстания слоя,
 3 – полная зона влияния одиночного анкера

– при расстоянии между кровлей и слоем крепких пород 2,0 м и изменении угла наклона слоя $\alpha_{сл} = 0...50^0$, часть рациональной зоны влияния одиночного анкера со стороны падения слоя уменьшается с 54,4 см до 49,6 см, что составляет 8,9%, и описывается полиномиальной зависимостью второй степени:

$$y = 0,0005x^2 - 0,126x + 54,367 \text{ (рис. 10, линии 1),}$$

а часть рациональной зоны влияния одиночного анкера со стороны восстания слоя увеличивается с 54,4 см до 60,9 см, что составляет 11,9%, и описывается полиномиальной зависимостью второй степени: $y = -0,0037x^2 + 0,3012x + 54,881$ (рис. 10, линии 2);

– основные изменения частей рациональной зоны влияния одиночного анкера происходят при изменении угла наклона слоя крепких пород $\alpha_{сл} = 0...30^0$, при дальнейшем увеличении угла наклона – изменения незначительны (до 10%) (рис. 9 и 10).

Выводы. Таким образом, при удалении слоя крепких пород от кровли выработки на 20...25 см происходит резкое уменьшение размеров рациональной зоны влияния одиночного анкера, но при дальнейшем удалении слоя от кровли размеры увеличиваются и при достижении определенного расстояния практически не меняются. При увеличении мощности слоя крепких пород величина рациональной зоны влияния одиночного анкера уменьшается, потом незначительно увеличивается, а далее стабилизируется на определенном значении. При увеличении расстояния между кровлей выработки и слоем крепких пород от 0 до 1,25 м (при $h_{сл} = 0,25...4$ м) изменения величины рациональной зоны влияния одиночного анкера уменьшаются, дальнейшее увеличение расстояния практически не влияет на изменения рациональной зоны влияния. Величины рациональной зоны влияния одиночного анкера практически не зависят от угла наклона слоя крепких пород, но части этой зоны со стороны падения слоя уменьшаются, а со стороны восстания слоя увеличивается. Основные изменения частей рациональной зоны влияния одиночного анкера происходят при изменении угла наклона слоя крепких пород $0...30^0$.

Дальнейшие исследования будут направлены на изучения влияния анкерных систем на неоднородный приконтурный массив.

Список литературы

1. Булат А.Ф. Опорно-анкерное крепление горных выработок угольных шахт / А.Ф. Булат, В.В. Виноградов. – Днепропетровск: Ин-т геотехнической механики НАН Украины, 2002. – 372 с.
2. Круковский А.П. Обоснование параметров и условий применения анкерной крепи на угольных шахтах: дис... канд. техн. наук: спец. 05.15.09 / Круковский Александр Петрович. – Днепропетровск, 2005. – 175 с.
3. Терещук Р.Н. Определение зоны влияния одиночного анкера на однородный приконтурный массив / Р.Н. Терещук // Проблемы гірського тиску. – 2011. – №19. – С. 183-195.
4. Терещук Р.Н. К вопросу о зоне влияния одиночного анкера на деформации приконтурного массива / Р.Н. Терещук, К.В. Кравченко // Матеріали міжнародної конференції (12-15 жовтня 2011 р.) «Форум гірників-2011». – Донецьк: ДВНЗ «Національний гірничий університет», 2011. – С. 231-235.
5. Терещук Р.Н. Определение параметров зоны влияния одиночного анкера, установленного в однородном приконтурном массиве / Р.Н. Терещук // Матеріали міжнародної конференції (2-5 жовтня 2013 р.) «Форум гірників-2013». – Донецьк: ДВНЗ «Національний гірничий університет», 2013. – С. 63-68.
6. Амусин Б.З. Метод конечных элементов при решении задач горной геомеханики / Б.З. Амусин, А.Б. Фадеев. – М.: Недра, 1975. – 144 с.
7. Новикова Л.В. Распределение напряжений в массиве горных пород на участке сопряжения двух выработок / Л.В. Новикова, А.И. Калашников, В.С. Лесников // Изв. ВУЗов. Горный журнал. – 1984. – № 2. – С. 25.

Стаття надійшла до редакції 15.10.2013.

Рекомендовано до друку д-ром техн. наук А.М. Роєнко

Р.М. Терещук

Національний гірничий університет, м. Дніпропетровськ

ВИЗНАЧЕННЯ РАЦІОНАЛЬНОЇ ЗОНИ ВПЛИВУ ОДИНОЧНОГО АНКЕРА НА НЕОДНОРІДНИЙ ПРИКОНТУРНИЙ МАСИВ

Метою роботи є вивчення поведінки неоднорідного приконтурного масиву, закріпленого одиночним анкером, та визначення раціональних розмірів зони впливу анкера.

Наведено аналіз методів, що використовуються для дослідження напружено-деформованого стану гірського масиву навколо гірничої виробки, яка закріплена анкерним кріпленням. Отримані залежності зміни величини раціональної зони впливу одиночного анкера на неоднорідний приконтурний масив від відстані між покрівлею та шаром міцних порід, від потужності шару міцних порід при відстані, що змінюється, між покрівлею та ша-

ром міцних порід і від кута похилу шару міцних порід. Виконано аналіз отриманих залежностей. Намічені напрямки подальших досліджень поведінки приконтурного масиву гірничих виробок, що закріплені анкерним та рамно-анкерним кріпленням.

Ключові слова: анкерне кріплення, чисельне моделювання, неоднорідний породний масив, щільність анкерування.

R. Tereschuk

National Mining University, Dnipropetrovsk

RATIONAL ZONE OF SINGLE ANCHOR INFLUENCE ON HETEROGENOUS SURROUNDING MASSIF

The aim of the article is to study the behavior of heterogeneous surrounding massif, fixed with a single anchor, and to determine rational dimensions of the anchor influence zone.

The analysis of the methods of investigation of the stress-strain state of the rock mass in the vicinity of mine working, fixed with roof bolt, is conducted. The dependences of the change of the rational zone of single anchor influence on heterogeneous surrounding massif on the distance between the top and hard rock layer, the thickness of hard rock layer at varying distance between the top and the layer of hard rock and the angle of inclination of hard rock layer are obtained. The analysis of the obtained relationships is carried out. The directions for further research of the behavior of the surrounding massif of mine workings, fixed with anchor and frame-roof bolting are outlined.

Keywords: roof bolting, numerical simulation, heterogeneous rock massif, the density of anchoring.

УДК 551.243:552.574

Ю.М. Халимендик (д-р техн. наук, проф.),
М.В. Чемакина (ассист.)

ГВУЗ «Национальный горный университет», г. Днепропетровск

ОБОСНОВАНИЕ ПРИРОДЫ ОБРАЗОВАНИЯ МЕЛКОАМПЛИТУДНЫХ ТЕКТОНИЧЕСКИХ НАРУШЕНИЙ В ЗАПАДНОМ ДОНБАССЕ

Особенности распределения тектонических структур в слабых породах подтверждают наличие горизонтальных тектонических сил в процессе формирования разрывных тектонических структур и основаны на проявлениях их морфологических признаков. Линейные зависимости амплитуды от протяженности тектонического нарушения в зоне выклинивания были получены в результате математической обработки экспериментальных данных. Фактическое положение линии скрещения плоскости сместителя с пластом было рассмотрено при изучении распространения содизъюнктивной трещиноватости. Анализ данных подтверждает, что распространение нарушений имеет волнистый характер. Анализ наблюдений показал, что отклонение пересечения линии скрещения плоскости сместителя с пластом от усредненного положения этой линии подчиняется нормальному закону распределения случайной величины. Таким образом, исследования и полученные результаты позволяют планировать горные работы с оценкой их целесообразности при отработке пласта в нарушенных зонах.

Ключевые слова: тектоническое нарушение, образование дизъюнктива, амплитуда, распространение нарушения.

Одним из важных горно-геологических факторов, оказывающих влияние на эффективность ведения очистных работ, является дизъюнктивная нарушенность угольного месторождения. В условиях шахт ДТЭК «Павлоградуголь» около 10% подготовленных к выемке запасов угля поражены тектоническими разрывами. Отдельные выемочные столбы, например шахт «Днепровская», имени Героев Космоса, имеют нарушенные зоны на половине длины выемочных столбов.

Основная часть угольного месторождения Западного Донбасса представляет собой один из крупных блоков южного борта Днепровско-Донецкой впадины [1]. Эта глыба ограничена с трех

сторон крупными разломами: Михайловским, Карабиновским и Криворожско-Павловским (рис. 1). Южную границу глыбы представляет собой край Украинского докембрийского кристаллического щита.

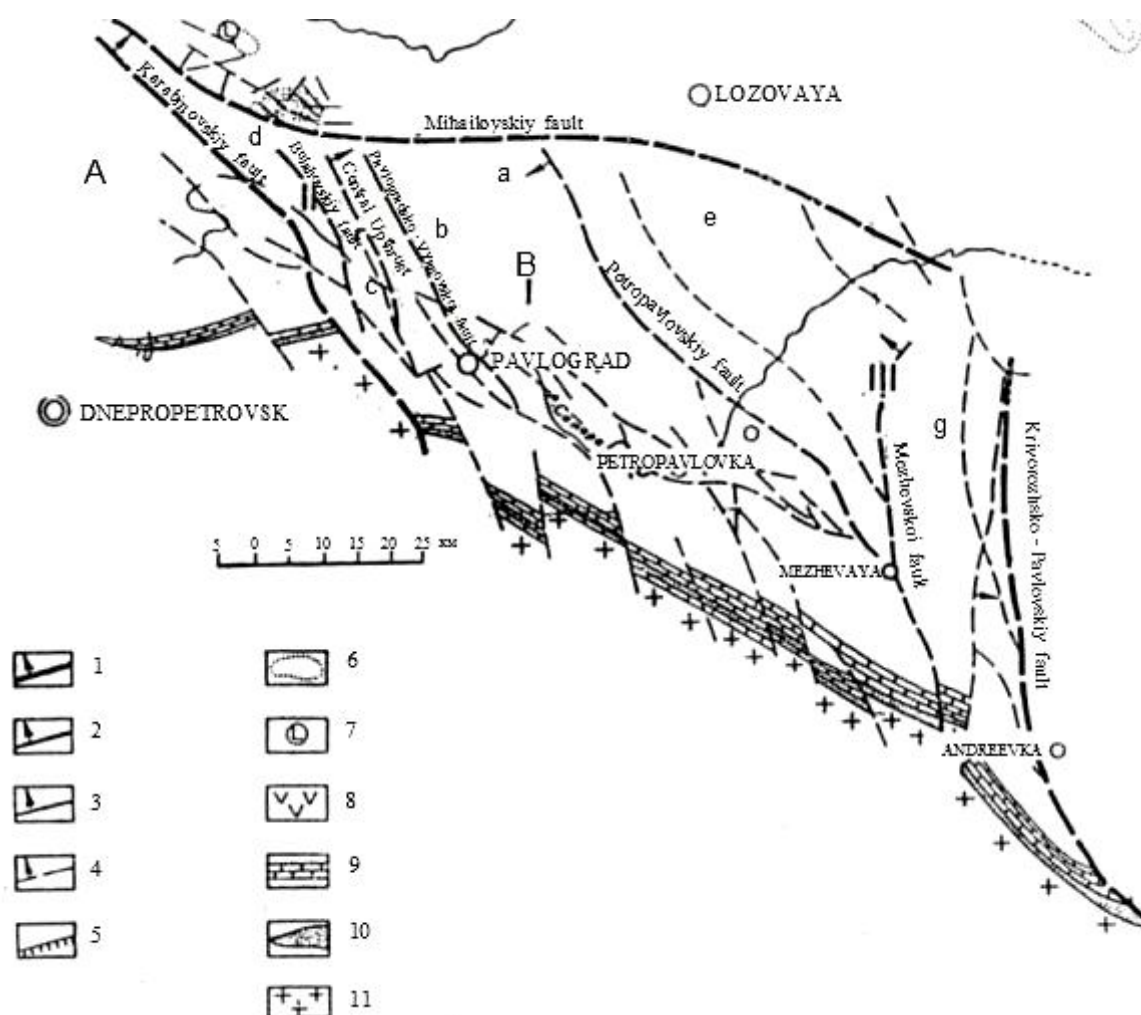


Рис. 1. Тектоническая схема Западного Донбасса:

блоки I порядка: А – Приднепровская глыба, Б – Самарская глыба; блоки II порядка: I – Центральный, II – Западный, III – Восточный; блоки III порядка: а) – Средний; б) – Самарский; в) – Павлоградский; г) – Булаховский; д) – Карабиновский; е) – Петропавловский; ж) – Межевский. Сбросы: 1 – первого порядка, 2 – второго порядка, 3 – третьего порядка, 4 – четвертого порядка, 5 – надвиги, 6 – купола, 7 – соляные истоки, 8 – эффузивные породы, 9 – известняки, 10 – девои, 11- докембрий.

Характерной особенностью структурного строения геолого-промышленного района является расположение наибольшей по мощности осадочной толщи на кристаллическом фундаменте.

При этом считается, что характер тектоники региона определяется движением блоков фундамента [1, 2].

Из-за неравномерного многоступенчатого погружения кристаллического фундамента Самарской глыбы образовалось горсто-грабеновое строение, состоящее из трех крупных блоков, разбивших глыбу на узкие блоки (рис. 2) [3].

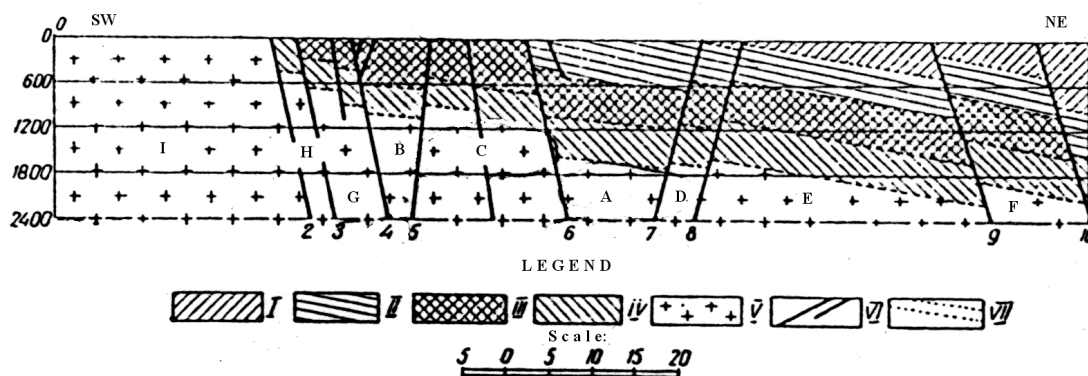


Рис. 2. Схематический геолого-структурный разрез Западного Донбасса I – отложения среднего карбона; II – намюрские отложения; III – самарская свита (угленосная); IV – беугольская свита, нижневизейские и турнайские отложения; V – породы докембрийского кристаллического фундамента; VI – разрывные нарушения; VII – геологические границы. Структурные элементы Западнодонецкого грабена: А – Центральный грабен, Б – Павлоградский грабен; В – Самарский горст; Г – Петропавлоаский блок; Д – Быковский блок; Е – Славянский блок; З – Булаховский блок; И – Карабиновский блок; Л – Новомосковская плита. Главнейшие разломы: 2 – Карабиновский сброс; 3 – Булаховский сброс; 4 – Центральный сброс; 5 – Павлоградско-Вязовской сброс; 6 – Богдановский сброс; 7 – Шевченковский сброс; 8 – Петропавловский сброс; 9 – Межевский надвиг; 10 – Криворожско – Павловский сброс.

Шахты ДТЭК «Павлоградуголь» расположены в центральном блоке шириной 30-40 км и вытянуты в северо-западном направлении на 90 км. Этот блок представляет ступенчатую структуру из трех блоков: Среднего, Павлоградского грабенов и Самарского горста. Плоскости сместителей этих сбросов падают в противоположные стороны под углом $55^{\circ} - 70^{\circ}$ [1]. Считается, что эти сбросы формировались в период седиментации (Булаховский, Центральный, Богдановский), а в период инверсии вертикальных движений образовались: Павлоградско-Вязовской и Петропавловский сбросы [4].

Тектоническую нарушенность принято разделять на пять групп:

I – Наиболее крупные сбросы района с вертикальной амплитудой до 2000 м.

II – Внутриглыбовые сбросы с вертикальным смещением 80 - 250 м.

III – Внутриглыбовые сбросы с вертикальной амплитудой до 70 - 200 м.

IV – оперяющие сбросы, отличаются амплитудой смещения до 20-30 м и имеют небольшую глубину залегания.

V – Микросбросы с амплитудой до 2-3 м и затрагивают один или несколько пластов.

Главной особенностью тектоники геолого-промышленного района Западного Донбасса является преобладание разрывных нарушений в виде сбросов. Мелкоамплитудные нарушения IV и V групп обычно находятся в пределах небольшой толщи и имеют незначительную протяженность [5]. При этом замечено, что мелкоамплитудные складчатые и разрывные нарушения являются результатом единого процесса, но установить его по геологическим данным не удалось.

Для установления природы образования дизъюнктивов в Западном Донбассе IV и V групп были рассмотрены их проявления в шахтных условиях. В основу исследований этих проявлений положены принципы учета основных признаков морфологии разрывов, которые должны быть связанные с их природой образования и естественно не зависят от производственной деятельности человека.

Направления и величина перемещения крыльев дизъюнктивов может определяться в данных условиях по зеркалам скольжения, то есть на сместителе [6]. Учитывая, что в соответствии с теорией Мора разрушение происходит под действием касательных напряжений, следа скольжения могут быть одними из геометрических параметров образования осей главных нормальных напряжений [7]. В условиях слабых боковых пород, алевролитов и аргиллитов, Западного Донбасса эти следы перемещения в виде штрихов и борозд геологической службой шахт не фиксируются

из-за невозможности их установления визуально. Это усложняет решение поставленной задачи.

Наличие нескольких различно ориентированных систем дизъюнктивов создает неопределенность их определения. Пересечение одного разрывного нарушения другими должно свидетельствовать о более молодом возрасте одного из них. На геологических картах Западного Донбасса разнонаправленные дизъюнктивы изображаются в виде примыкания (утыкания) более мелкого разрыва к более крупному. Более мелкие носят название «Апофиза». Сам термин «апофиза» предполагает жилоподобное ответвление от магматического тела [8]. При переходе дизъюнктивов механизированными комплексами в Западном Донбассе было установлено, что в месте утыкания одного нарушения в другое, амплитуда более мелкого равна нулю (рис. 3) [9]. Нарушенные зоны представляют собой совокупность отдельных сместителей расположенных субпараллельно друг другу или вытянутые цепью.

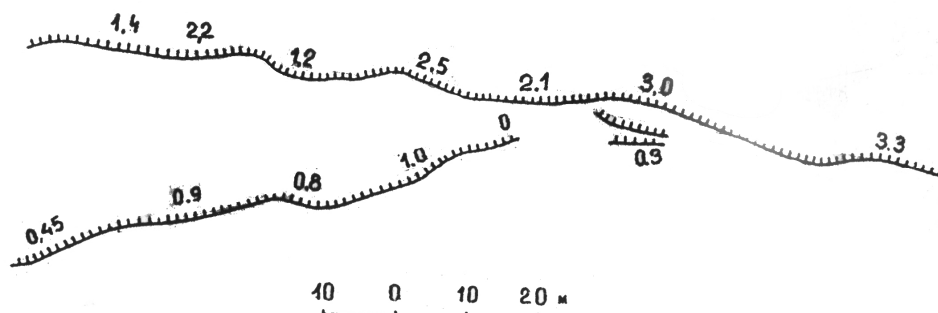


Рис. 3. «Утыкание» разрывного нарушения в лаве, шахта «Днепровская»

Были случаи, когда оконтуривание выемочного поля не дало информации о наличии дизъюнктивов (рис. 4). Эти факты подтверждают элементы поэтапного образования дизъюнктивов М.В.Гзовского в замкнутых объемах [10].

По анализу роз-диаграммам сдвиговых зон дизъюнктивов шахты «Павлоградская» установлено, что сколы ориентированы под углом $15-20^\circ$ к зоне главного смещения и авторы отнесли их к сколам Риделя [12]. Надо отметить, что и угол встречи утыкающегося мелкого нарушения с более крупным также примерно равен 25° (рис. 3).

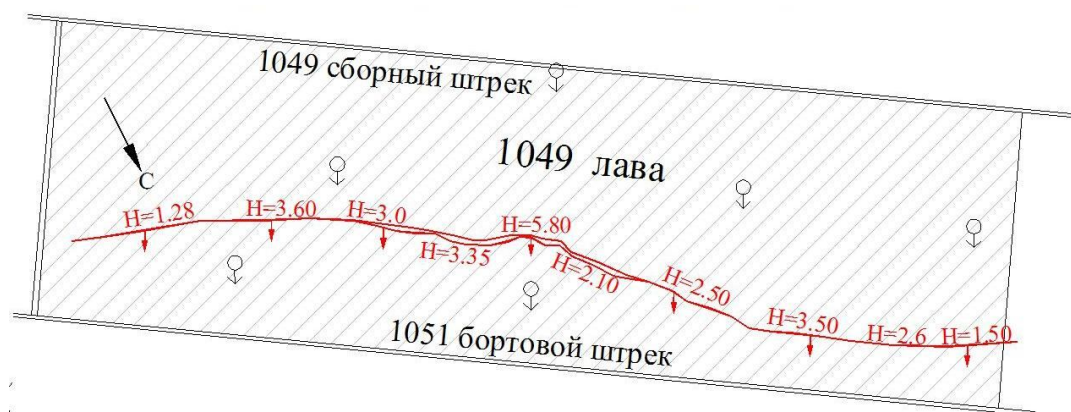


Рис. 4. Выкопировка из плана горных работ, шахта «Днепровская»

При переходе механизированными комплексами встречаются и ступенчатое расположение дизъюнктивов (рис. 5) [9], что в общем соответствует ступенчатой форме расположения дизъюнктивов при горизонтальных сдвигах при простом сколе [13].

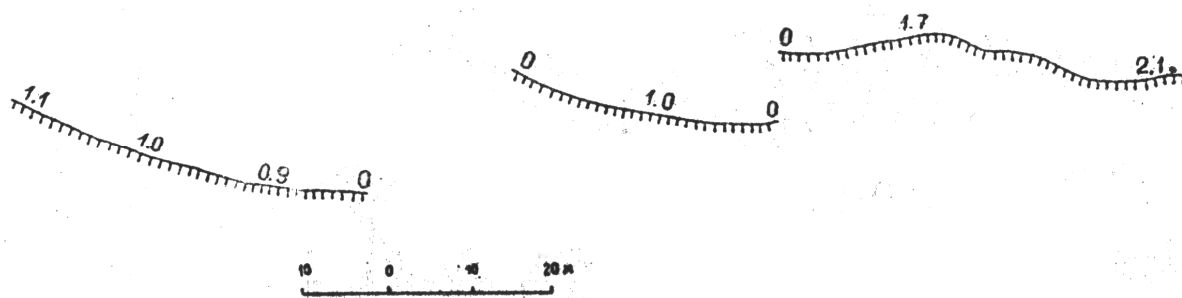


Рис. 5. Ступенчатое расположение дизъюнктивов

В условиях пологого залегания пластов Западного Донбасса удобно использовать графическое изображение распространения линий скрещения плоскости сместителя с пластом в виде диаграмм-роз. Всего было рассмотрено 8 пластов по девяти шахтам. Общее количество рассмотренных линий скрещения зон 304, максимальная амплитуда составила 20 м. Распространение линий скрещения плоскостей сместителей с пластом характеризуется наличием двух господствующих направлений (рис. 6) с углом между ними около 60° . Одно из направлений совпадает с направлением распространения тектонических нарушений второй группы. Все это подтверждает общность причин их образования.

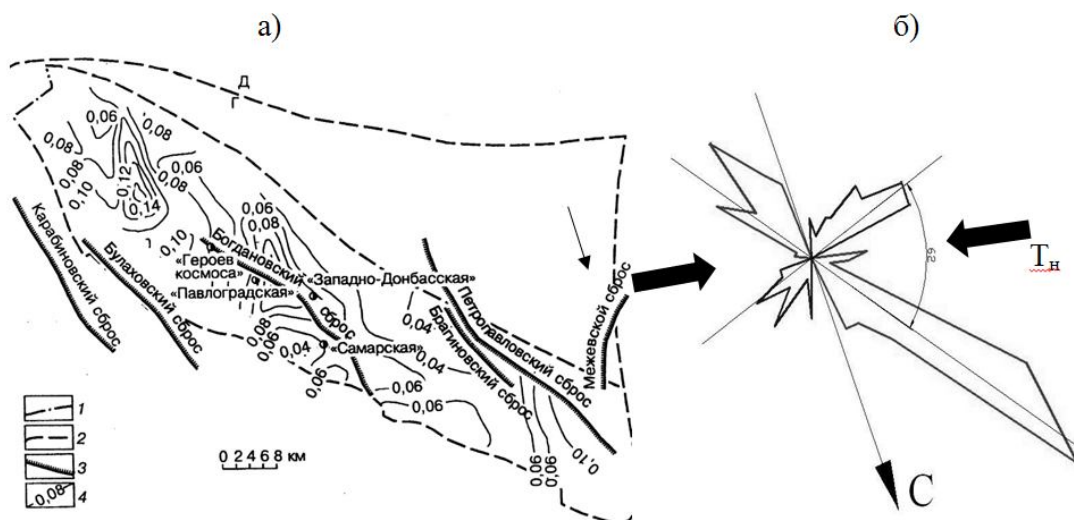


Рис. 6. Схема распространения разрывных тектонических нарушений в Западном Донбассе

Если представить, что тектоническое напряжение T_n горизонтальным и общее напряжение в этом направлении больше чем γH , то при достижении предельного касательного напряжения сдвиг должен произойти под углом α к направлению максимального напряжения (рис. 7).

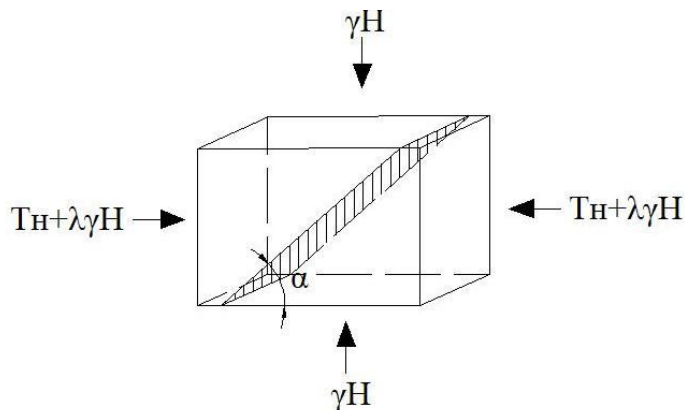


Рис. 7. Формирование плоскости сдвига, λ – коэффициент бокового распора.

Из теории прочности Мора [14] известно, что угол α зависит от угла внутреннего трения ρ материала и равен:

$$\alpha = 45^\circ - \rho/2.$$

Принимая угол внутреннего трения для пород Западного Донбасса равным $\rho=30^\circ$ [15] получим $\alpha=30^\circ$.

Взяв за основу модель Андерсона образования горизонтального сдвига при чистом сколе [13] можно объяснить многие морфологические проявления дизъюнктивов (рис. 8). Под действием сжимающих тектонических сил T_H скол образуется под углом 30° от направления действия тектонической нагрузки. По линии I-I точки 1 и 1' должны будут занять новое положение 2 и 2', то есть массив должен сократиться в этом направлении с формированием разрыва. При сдвиге пород вдоль линии I-I параллельно напряжению T_H , массив должен расширяться, а перпендикулярно сжиматься. Так как деформации массива происходит в замкнутом объеме, отдельные точки должны перемещаться в горизонтальном и вертикальном направлениях, то есть с формированием случайных волнообразных изгибов пласта и поднятием их в вертикальной плоскости, что соответствует инструментальным съемкам произведенным в лавах при переходе сбросов.

Учитывая анизотропность массива и другие геологические факторы неоднородности такие же смещения могут происходить и по линии II-II суммарный угол между линиями I-I, II-II и T_H составит примерно 60° , что и соответствует розе-диаграмме (рис. 8).

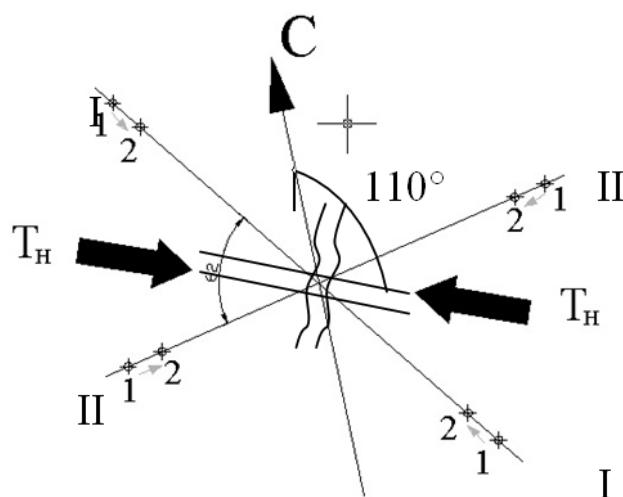


Рис. 8. Схема формирования линий скрещения плоскостей сместителя с пластом.

(\approx - сжатие массива; \equiv - расширение массива)

Сместитель, как правило, имеет волнистую поверхность, поэтому при пересечении его с пластом образуется синусоидальная форма линии скрещения плоскости сместителя с пластом (рис. 3). Случайная функция линии скрещивания имеет стационарный характер [11]. Эта линия была графически разбита на прямолинейные участки по 3 м. Плотность распределения углов между прямолинейными отрезками и линией флюктуации носит равномерный характер в диапазоне от 1° до $25,5^\circ$. Из этого можно рассматривать, что стадии развития дизъюнктива есть простейший поток образования более мелких разрывов, которые разрастаясь объединяются в более крупные нарушения. Разрушение перемычек между первоначальными разрывами приводит к синусоидальной форме линии скрещения плоскости сместителя с пластом. Среднее квадратическое отклонение равномерно распределенных точек на линии скрещения от линии флюктуации, определенное по 14 переходам дизъюнктивов механизированными комплексами, составляет 2,46 м. Таким образом, ширина зоны колебания линии скрещения сместителя с пластом с вероятностью 0,68 можно считать 5,7 м.

Изменчивость амплитуды в месте разрыва сплошности горного массива наблюдается и по вертикали и по горизонтали. Имеются случаи, когда дизъюнктивы «затухают» с увеличением глубины. Примером может служить подсечение сброса при проведении вспомогательного ствола шахты «Першотравнева» [9].

Идеализировано сместитель можно представить как множество замкнутых эллипсоидальных систем сдвигов с амплитудами от минимальных в центре до нулевых на периферии [7]. Эти системы могут иметь выход на поверхность карбона. Амплитуда дизъюнктивов меняется вдоль линии скрещения. Зависимость между стратиграфической амплитудой смещения крыльев дизъюнктива и расстоянием к точке с нулевой амплитудой описывается выражением [9]:

$$A=0,02 \cdot E,$$

где A – стратиграфическая амплитуда в точке наблюдения, м;

E – расстояние от точки наблюдения до выклинивания сместителя, то есть затухание нарушения, м.

Через 30 лет эти исследования повторились, но с большим числом данных [15]:

$$A=0,016 \cdot E.$$

Выводы. Образование разрывных нарушений в Западном Донбассе происходило в замкнутых объемах горного массива при действии горизонтальных тектонических напряжений. При этом длинные оси большинства нарушений ориентированы согласно модели формирования разрывов Андерсона. Изучение особенностей формирования и распространения разрывных тектонических нарушений в слабых породах, таких как волнистость линии скрещения плоскости сместителя с пластом и затухание амплитуды, позволяет рационально планировать горные работы в нарушенных зонах с учетом этих особенностей.

Список литературы

1. Алымов, Д.Ф. Закономерности угленакопления на территории Западного Донбасса/ Д.Ф. Алымов, В.А. Данилевская, Ф.М. Дысса и др.// Под редакцией Широкова А.З. – М.: Гос. научн.-техн. изд-во по горному делу, 1963. - 452 с.
2. Шульга, В.Ф. Нижнекарбоновая угленосная формация Донецкого бассейна/ В.Ф. Шульга. - М.: Наука, 1981 - 140 с.
3. Абаянцев, А.С. Тектоника Новомосковск-Межевского района Западного Донбасса/ А.С. Абаянцев // Известия Днепропетровского горного института им. Артема. т. XXXV. – М.: Углетехиздат, 1958. – С. 35-54.
4. Нагорный, Ю.Н. О времени и механизме образования сбросовых дислокаций Южного и Западного Донбасса/ Ю.Н. Нагорный, В.Н. Нагорный // Бюллетень Московского общества испытателей природы. т. LXXVIII. – М.: Издательство Московского университета, 1973. – С. 60-69.
5. Забигаило, В.Е. Тектоника и горно-геологические условия разработки угольных месторождений Донбасса/ В.Е. Забигаило, В.В. Лукинов, Л.И. Пимоненко, Н.В. Сахневич. – К.: «Наукова думка», 1994. – 150 с.
6. Ушаков, И.Н. Горная геометрия. Учебник для вузов, 4-е изд., перераб. и доп./ И.Н. Ушаков. – М., Недра, 1979. – 440с.
7. Гарбер, И.С. Разрывные нарушения угольных пластов/ И.С. Гарбер, В.Е. Григорьев, Ю.Н. Дупак и др. – Л.: «Недра», 1979. – 190 с.
8. Геологический словарь. т.1 под ред. Паффенгольц К.Н. – М.: Недра, 1973. – С. – 45.

9. Колоколов, О.В. Рекомендации по управлению механизированными комплексами в вертикальной плоскости при переходе разрывных нарушений в условиях Западного Донбасса/ О.В. Колоколов, Ю.М. Халимендик. – Донецк, 1995. – 48 с.
10. Гзовский, М.В. Основы тектонофизики/ М.В. Гзовский – М.: «Наука», 1975. – 530 с.
11. Зорин, А.Н. Механика разрушения горного массива и использование его энергии при добыче полезных ископаемых/ А.Н. Зорин, Ю.М. Халимендик, В.Г. Колесников. – М.: ООО «Недра-Бизнесцентр», 2001. – 413 с.
12. Дьяченко, Н.А. Влияние сдвиговой тектоники на формирование рельефа земной поверхности шахты «Павлоградская» при подработке/ Н.А. Дьяченко, В.А. Привалов // Уголь Украины. – 2006. – № 11. – С.36-39.
13. Reuther Glaus–Dieter. Grundlagen der Tektonik. Springer – Verlag Berlin Heidelberg, 2012. – 274 p.
14. Mohr Fritz. Gebirgs mechanic. Herman Hubener Verlag K.G. Goslar, 1963. – 312 p.
15. Чемакина, М.В. Изменчивость амплитуды тектонического нарушения/ М.В.Чемакина// Матеріали міжнародної конференції «Форум гірників 2012». – Д.: Державний вищий навчальний заклад «Національний гірничий університет», 2012. – Том 2. – 259 с.

Стаття надійшла до редакції 13.11.2013.

Рекомендовано до друку д-ром геол.наук В.І. Альохіним

Ю.М. Халимендик, М.В. Чемакіна

ДВНЗ «Національний гірничий університет», м. Дніпропетровськ
**ОБГРУНТУВАННЯ ПРИРОДИ УТВОРЕННЯ МАЛОАМПЛІТУДНИХ ТЕКТО-
НІЧНИХ ПОРУШЕНЬ У ЗАХІДНОМУ ДОНБАСІ**

Особливості розподілу тектонічних структур в слабких породах підтверджують наявність горизонтальних тектонічних сил в процесі формування розривних тектонічних структур і базуються на проявах їх морфологічних ознак. Лінійні залежності амплітуди від протяжності тектонічного порушення в зоні виклинювання були отримані в результаті математичної обробки експериментальних даних. Фактичне положення лінії схрещення площини зміщувача з пластом було розглянуто при вивченні розповсюдження содиз'юнктивної тріщинуватості. Аналіз даних підтверджує, що поширення порушень має хвилястий характер. Аналіз спостережень показав, що відхилення перетину лінії схрещення площини зміщувача з пластом від усередненого положення цієї лінії підпорядковується нормальному закону розподілу випадкової величини. Таким чином, дослідження та

отримані результати дозволяють планувати гірничі роботи з оцінкою їх доцільності при відпрацюванні пласта в порушених зонах.

Ключові слова: тектонічне порушення, формування диз'юнктивів, амплітуда, розповсюдження тектонічного порушення.

Yu. Khalymendyk, M. Chemakina

State Higher Educational Institution “National Mining University”, Dnipropetrovsk

NATURE OF FORMATION OF LOW AMPLITUDE TECTONIC FAULTS IN THE WESTERN DONBAS COAL REGION

Features of tectonic structures distribution in soft rocks confirm the presence of horizontal tectonic forces in the formation of faults and are based on the manifestation of their morphological features. Linear dependences of the amplitude on the length of a tectonic dislocation in the wedging area were obtained as a result of mathematical processing of experimental data. Actual position of crossing lines of fault plane and the seam were considered while studying the distribution of co-fault fracturing. Data analysis confirms that distribution of faulting has undulating character. Analysis of observations showed that deviation of the crossing line of fault plane with the seam from the middle line is subject to the normal law of random variable distribution. Thus, the studies and the obtained results allow planning mining operations and assessing their utility while developing fault areas.

Key words: tectonic faults, fault formation, amplitude.

УДК 622.1:622.834.1

А.С. Кучин (д-р техн. наук, доц.), **В.А. Назаренко** (д-р техн. наук, проф.), **Е.А. Сдвижкова** (д-р техн. наук, проф.)
ГВУЗ «Национальный горный университет»,
г. Днепропетровск
as_kuchin@mail.ru

ХАРАКТЕР РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ГОРИЗОНТАЛЬНЫХ ДЕФОРМАЦИЙ НАД РАЗРЕЗНОЙ ПЕЧЬЮ ПРИ ЗАКОНЧИВШЕМСЯ ПРОЦЕССЕ СДВИЖЕНИЯ

Предложена новая методика установления типового распределения горизонтальных деформаций для условий Западного Донбасса. Разработан механизм приведения кривых горизонтальных деформаций к единым горно-геологическим условиям подработки. Установлены зависимости между максимальными горизонтальными деформациями, их положением в полумульде и глубиной разработки.

Ключевые слова: Западный Донбасс, сдвигения и деформации, мульда, глубина разработки, мощность пласта.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. Разработка пластовых месторождений полезных ископаемых приводит к деформированию массива горных пород и земной поверхности, что оказывает пагубное влияние на подрабатываемые объекты. В соответствии с нормативным документом [1] для каждого подрабатываемого объекта должен быть составлен проект подработки. В основе проекта лежит методика прогнозирования сдвижений и деформаций земной поверхности, достоверность которой определяет правильность выбора мероприятий по охране подрабатываемого объекта. Следовательно, задачи, направленные на корректировку методики прогнозирования сдвижений и деформаций с целью повышения ее достоверности, являются актуальными. Особенно это касается горнодобывающего региона Западного Донбасса, горно-геологические условия залегания угольных пластов которого существенно отличаются от других регионов.

Постановка задач исследований. Горно-геологические условия подработки наблюдательных станций в Западном Донбассе отличаются глубинами, размерами выработанного пространства, незначительным различием вынимаемой мощности пласта, скоростью подвигания очистного забоя и мощностью покрывающих пород. Скорость подвигания очистного забоя не влияет на величины сдвижений и деформаций при закончившемся процессе сдвижения. Анализ максимальных величин сдвижений и деформаций земной поверхности показал, что на них не оказывает влияние изменчивость мощности наносов. При рассмотрении характера распределения горизонтальных деформаций исключительно в условиях полной подработки влияние размеров выработанного пространства также можно исключить. Таким образом, в рассматриваемых условиях на величины и распределение горизонтальных деформаций оказывают влияние только глубина разработки и вынимаемая мощность угольного пласта. Увеличение глубины разработки способствует уменьшению горизонтальных деформаций за счет увеличения длины полумульды. Исходя из этого, для анализа и обобщения характера распределения горизонтальных деформаций необходимо привести их к единичной глубине подработки и единичной вынимаемой мощности.

Изложение материала и результаты. Данная задача легко решается с помощью средств, предоставленных программной средой AutoCAD. Графики горизонтальных деформаций необходимо отмасштабировать в горизонтальной плоскости в соответствии с коэффициентом K_H равным $1/H$. Горизонтальные деформации в общем виде являются функцией двух переменных: максимального оседания земной поверхности и длины полумульды $f(\eta, l/L)$. Учитывая, что максимальное оседание при полной подработке прямопропорционально мощности пласта, а длина полумульды – глубине разработки, функциональную зависимость можно записать в виде $\varepsilon = f(m, 1/H)$. В соответствии с этим в вертикальной плоскости для приведения кривых горизонтальных деформаций к единым горно-геологическим условиям подработки используем коэффициент K_L равный H/m .

Рассмотрим принцип приведения кривой деформаций для условий подработки наблюдательной станции на глубине $H=200$ м и вынимаемой мощности угольного пласта $m=1.2$ м. Очевидно, что коэффициент K_H будет иметь малые значения, а коэффициент K_L – большие. Это приведет к значительному дисбалансу вертикальных и горизонтальных размеров графиков горизонтальных деформаций, а, следовательно, к сложности проведения их взаимного анализа. Для устранения такого дисбаланса введем масштабный коэффициент для значений глубины разработки равный для коэффициентов K_H $1/100$, а для коэффициентов K_L – $1/1000$. С учетом коэффициента масштабирования величины K_H и K_L составят:

$$K_H = \frac{1}{(H/100)} = \frac{1}{2} = 0.5$$
$$K_L = \frac{(H/1000)}{m} = \frac{0.2}{1.2} = 0.167$$

Соответственно для кривой фактических деформаций (рис. 1) в вертикальном направлении следует использовать коэффициент масштабирования $K_L = 0.167$, в горизонтальном – $K_H = 0.5$. Масштабирование в обоих направлениях необходимо производить относительно точки смены знака горизонтальных деформаций [2].

Совмещение графиков по различным наблюдательным станциям необходимо производить по характерным точкам. При этом следует учесть, что границы полумульды определяются на основании критериев, соответствующих горизонтальным деформациям на границе полумульды равным 0.5 мм/м. Точность определения точек с принятыми критериями, вследствие их расположения в зоне малых деформаций, невелика. Это связано с колебанием значений горизонтальных деформаций, сопоставимым с принятым критерием. Характерные точки кривой горизонтальных деформаций [2] имеют меньшую погрешность их определения (к аналогичному выводу пришли в работах [3,4]).

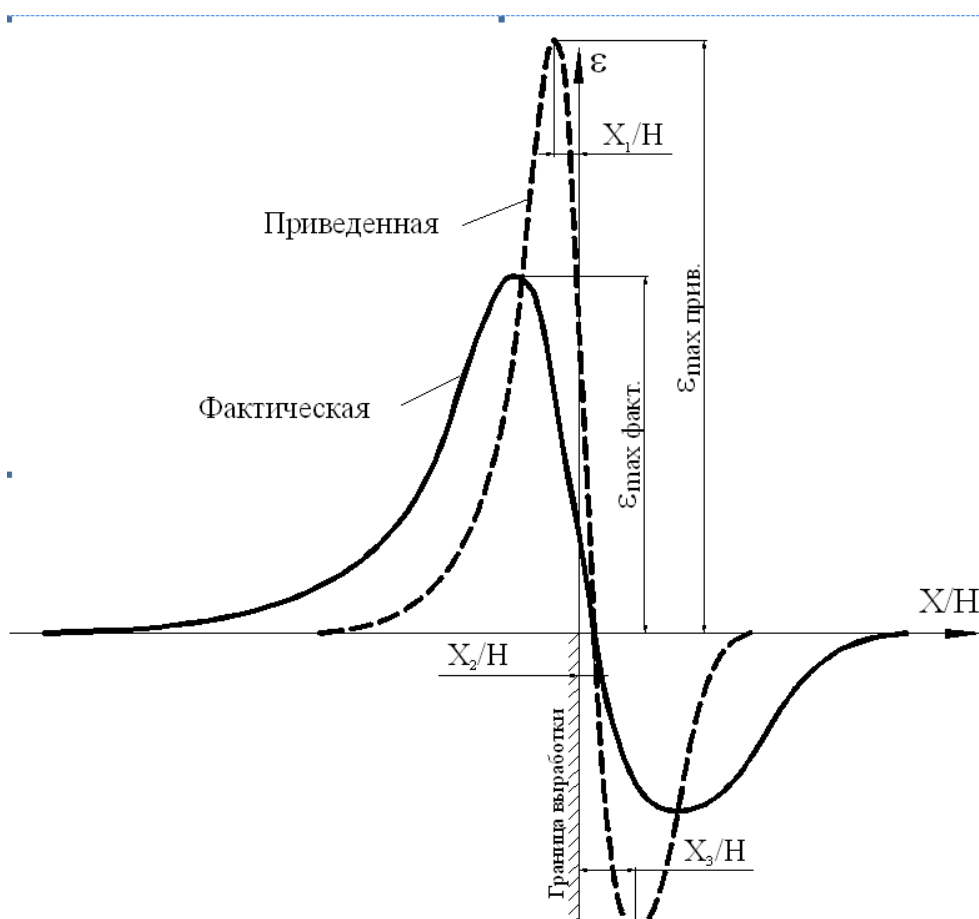


Рис. 1. Схема приведения графиков горизонтальных деформаций к единым горно-геологическим условиям

Зависимости характерных точек кривых горизонтальных деформаций свидетельствуют об их различном положении относительно границ выработанного пространства. Это необходимо учитывать при сопоставлении приведенных графиков распределения горизонтальных деформаций. Наиболее устойчивой точкой для полумульд над разрезной печью, над подготовительными штреками и над линией остановки очистного забоя является точка 2 смены знака горизонтальных деформаций (рис. 1). Зависимость положения этой точки для всех рассматриваемых полумульд выражается в виде:

$$X_2/H = 0.000123H + 0.04, \quad (1)$$

где H – глубина разработки.

В табл. 1 представлены безразмерные значения X_2/H в диапазоне глубин 100-550м.

Таблица 1

Глубина Н, м	X ₂ /Н	Глубина Н, м	X ₂ /Н
100	0.053	350	0.083
150	0.059	400	0.090
200	0.065	450	0.096
250	0.071	500	0.102
300	0.077	550	0.108

Значения горизонтальных деформаций характеризуются некоторой детерминированностью, обусловленной точностью линейных измерений и случайными ошибками при их производстве. Особенно высока степень детерминированности рассматриваемых величин в краевых частях мульды сдвижения, где величины деформаций соизмеримы с погрешностями измерений. Вследствие этого, перед приведением графиков к единым условиям, необходимо выполнить сглаживание кривых горизонтальных деформаций.

Используем для сглаживания кривых наиболее простой способ скользящего среднего. Сглаживание графиков по принципу "скользящего окна" с шагом 3 в определенной мере устраняет случайные колебания, при этом сглаженные значения деформаций для i -го интервала определяются по формуле:

$$\varepsilon_i = \frac{\varepsilon_{i-1} + \varepsilon_i + \varepsilon_{i+1}}{3},$$

где ε_{i-1} – деформация предыдущего интервала; ε_i – деформация текущего интервала; ε_{i+1} – деформация последующего интервала.

В результате выполнения операций по сглаживанию горизонтальных деформаций и приведению их к единым горно-геологическим условиям подработки получены графики приведенных величин $\varepsilon_{\text{прив}}$. Для совместного анализа полученных графиков их необходимо сопоставить в единой системе координат. Примем систему координат, начало которой совпадает с положением границ выработанного пространства. Ось ОХ направлена в сторону движения очистного забоя (для полумульды над подготовительными штреками – в сторону выработанного пространства). Позиционировать графики приведенных горизонтальных де-

формаций будем по точкам смены их знака (точка 2 на рис. 1), в соответствии с относительными координатами (табл. 1).

В результате перечисленных действий получены совмещенные графики приведенных горизонтальных деформаций в полумульде над разрезной печью (рис. 2) и в полумульде над подготовительными штреками (рис. 3).

С увеличением глубины подработки наблюдательных станций точка с максимальным значением растяжения приближается к границе выработанного пространства. Точки с максимальным значением сжатия имеет аналогичную, но менее выраженную тенденцию.

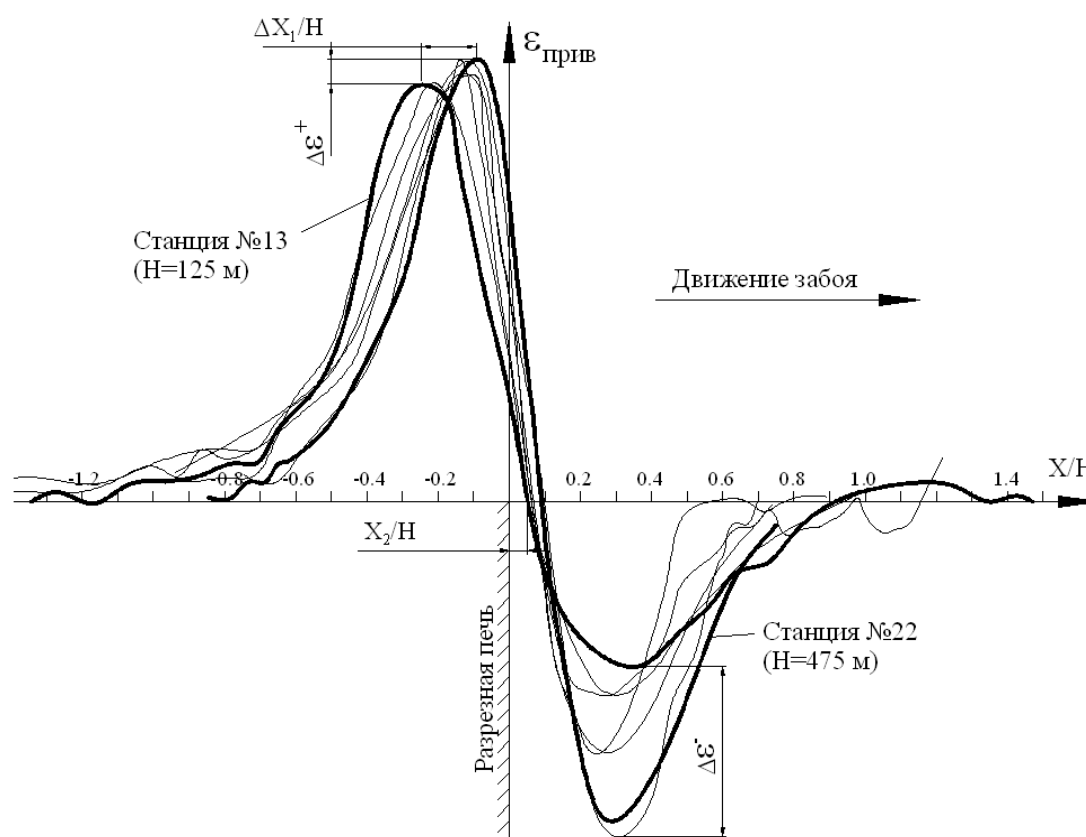


Рис. 2. Графики приведенных горизонтальных деформаций $\varepsilon_{\text{прив}}$ в полумульде над разрезной печью

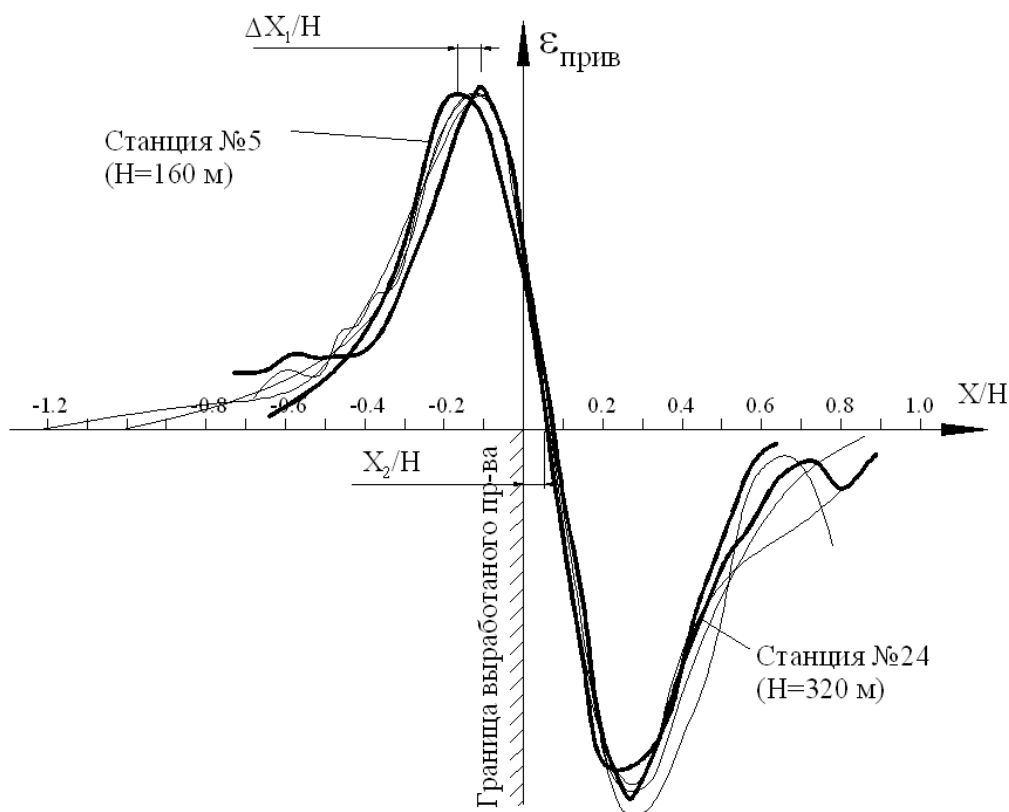


Рис. 3. Графики приведенных горизонтальных деформаций $\epsilon_{\text{прив}}$ в полу-муде над подготовительными штреками

Разброс максимальных положительных значений приведенных горизонтальных деформаций $\epsilon_{\text{прив}}^+$ характеризуется небольшими величинами. Максимальное значение $\epsilon_{\text{прив}}^+$ имеют при больших глубинах подработки и наоборот. Величина $\Delta\epsilon^+$ (рис. 2) составляет 13% от максимального значения горизонтальных растяжений. Максимальные сжатия имеют выраженную тенденцию к увеличению с ростом глубины подработки. Отношение $\Delta\epsilon_{\text{сж}}/\epsilon_{\text{сж}}$ составляет 0,51, что существенно влияет на соотношение максимальных растяжений и сжатий с увеличением глубины подработки. Учитывая, что максимальное значение ξ_3^+ является практически постоянным и не зависит от глубины подработки, дополнительные растяжения $\Delta\epsilon_r$ оказывают меньшее влияние на максимальные величины горизонтальных деформаций.

Увеличение максимальных приведенных горизонтальных деформаций с переходом на более глубокие горизонты разработки угольных пластов не приводит к увеличению фактических де-

формаций. Это связано с увеличением значений коэффициентов K_L при больших глубинах подработки. При определении фактического распределения горизонтальных деформаций на основе приведенных величин эти коэффициенты вводятся в знаменателе, уменьшая тем самым величины деформаций.

Зависимость максимальных приведенных растяжений и сжатий от глубины описываются линейными функциями вида:

$$\varepsilon_{сж} = 0.00132H + 0.285 \quad (2)$$

$$\varepsilon_p = 0.000183H + 1.16 \quad (3)$$

Очевидно, существует такая глубина подработки, при которой максимальные сжатия в полумульде над разрезной печью будут равны максимальным сжатиям в полумульде над подготовительными штреками.

При одинаковых значениях D/H соотношения $\varepsilon_{сж}/\varepsilon_p$ имеет большие значения для наблюдательных станций, подрабатываемых на большей глубине подработки. Такая закономерность прослеживается как на стадии формирования мульды сдвижения ($D/H < 1.5$), так и при переходе процесса в стадию синхронного сдвижения ($D/H > 1.5$).

Кривые горизонтальных деформаций (рис. 4) в полумульде над подготовительными штреками характеризуются симметричностью относительно точки смены знака горизонтальных деформаций и одинаковыми величинами максимальных растяжений и сжатий земной поверхности. Распределение деформаций в ней соответствует процессу сдвижения при отсутствии влияния движения очистного забоя.

Представим, что угольный пласт извлечен сразу по всей площади выемочного столба (именно по такому принципу осуществляется прогнозирование сдвижений и деформаций земной поверхности в [1]). В этом случае при горизонтальном залегании угольного пласта характер распределения сдвижений и деформаций и их величины в главных сечениях мульды сдвижения будет одинаковым. Логично предположить, что процесс сдвижения у границ выработанного пространства будет происходить также, как вдоль подготовительных штреков при постепенной отработке выемочного столба. Исходя из этого, изменения в распределении

горизонтальных деформаций в полумульдах над разрезной печью и линией остановки лавы является следствием движения очистного забоя. Перемещение груди забоя в условиях Западного Донбасса происходит практически в горизонтальной плоскости. Этим можно объяснить влияние движения очистного забоя только на горизонтальную составляющую вектора сдвижения.

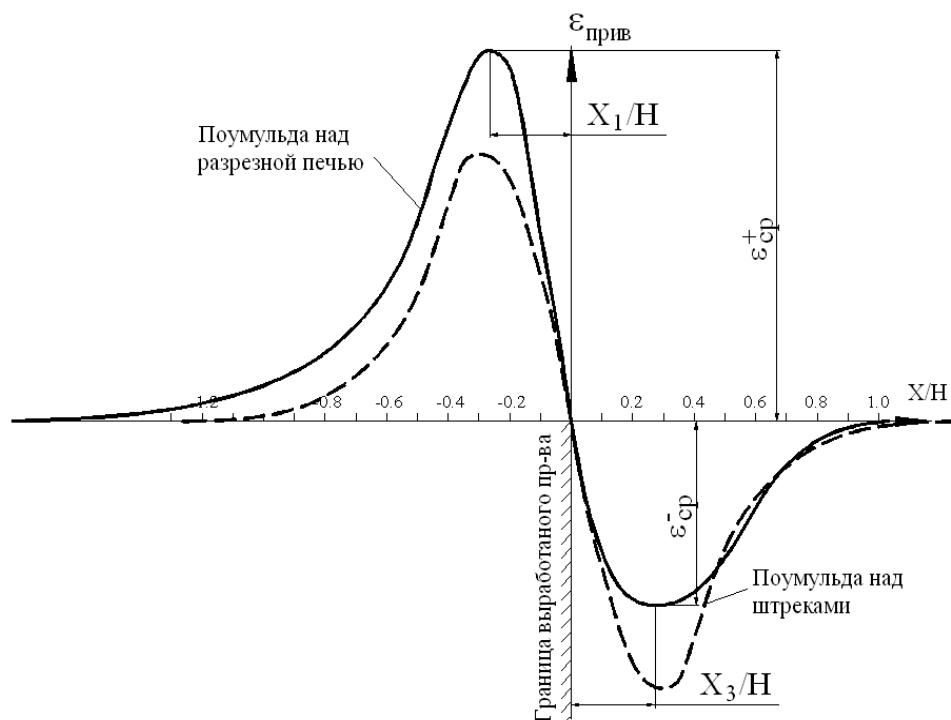


Рис. 4. Усредненное распределение приведенных деформаций в полумульдах над разрезной печью и над выемочными штреками

В соответствии с вышесказанным для полумульды над подготовительными штреками введем понятие базового распределения горизонтальных деформаций. Характер распределения горизонтальных деформаций в остальных полумульдах на основе базового распределения можно определить введением коэффициентов функции $f(\Delta\epsilon_p)$.

Для нахождения коэффициентов функции $f(\Delta\epsilon_p)$ необходимо установить типовое распределение величин $\epsilon_{прив}$ для условий различной глубины подработки. Иными словами необходимо определить коэффициенты типовых кривых распределения горизонтальных деформаций относительно границ выработанного пространства.

Для достижения поставленной цели можно использовать два варианта решения. Первый вариант заключается в интерполировании графиков распределения горизонтальных деформаций для различных глубин по вертикальным и горизонтальным сечениям. В этом случае будут иметь место сложности, связанные с разбросом значений горизонтальных деформаций на краях полумульд. В соответствии со вторым вариантом можно определить унифицированное типовое распределение для средней глубины разработки, соответствующей средней для рассматриваемых условий глубине подработки наблюдательной станции №9. В результате совмещения графиков приведенных деформаций и их масштабирования до совпадения с кривой, полученной для наблюдательной станции №9, установлено усредненное распределение в полумульдах над разрезной печью и над выемочными штреками (рис. 4).

Усредненное распределение положительных горизонтальных деформаций в исследуемых полумульдах характеризуется подобием. Наибольшее влияние дополнительных растяжений наблюдается в координатах X/H равных -1,4..0,5.

Для установления типового распределения в полумульде над разрезной печью при изменении глубин подработки с шагом в $\Delta H=100$ м необходимо выполнить следующие операции:

– определить положение точки 2 относительно границ выработанного пространства для различных глубин подработки. Для этого воспользуемся зависимостью (1) или численными значениями X_2/H в табл. 1. Эта точка определяет положение нулевых деформаций и максимальных горизонтальных сдвигов земной поверхности;

– установить положение точек 1 (X_1/H) и 3 (X_3/H) с максимальными величинами горизонтальных растяжений и сжатий для различных глубин подработки. Это можно выполнить, используя зависимости, представленные в работе [2];

– на графике усредненного распределения горизонтальных деформаций (рис. 4) определить положение точек 1 (X^{cp}_1/H) и 3 (X^{cp}_3/H), а также величины максимальных приведенных растяжений ε_{cp}^+ и сжатий ε_{cp} ;

– с помощью зависимостей (2) и (3) установить величины максимальных приведенных деформаций ε_p и $\varepsilon_{сж}$ для различных глубин подработки с выбранным шагом их изменения.

– выполнить масштабирование графиков приведенных горизонтальных деформаций в направлении оси $O\varepsilon_{прив}$ отдельно для участков с растяжениями и сжатиями земной поверхности. Коэффициенты масштабирования можно определить по выражениям:

$$\begin{aligned} K_\varepsilon &= \varepsilon_p / \varepsilon_{cp}^+ \text{ (для растяжений),} \\ K_\varepsilon &= \varepsilon_{сж} / \varepsilon_{cp} \text{ (для сжатий);} \end{aligned} \quad (4)$$

– выполнить масштабирование графиков приведенных горизонтальных деформаций в направлении оси $OХ$ отдельно для участков с растяжениями и сжатиями земной поверхности. Коэффициенты масштабирования определим по выражениям:

$$\begin{aligned} K_X &= X_{cp1} / X_1 \text{ (для растяжений),} \\ K_X &= X_{cp3} / X_3 \text{ (для сжатий);} \end{aligned} \quad (5)$$

– позиционировать полученные графики приведенных деформаций в соответствии с установленным положением точки 2 и глубиной подработки.

В результате выполнения перечисленных действий получено типовое распределение приведенных горизонтальных деформаций F_p для полумульд над разрезной печью и над подготовительными штреками $F_{ш}$ (рис. 5, 6).

Табличные коэффициенты типовых функций распределения для различных глубин разработки, изображенные на рис. 5, 6, взаимосвязаны между собой коэффициентами (4,5). Следовательно, для удобства табличного представления типового распределения приведенных деформаций целесообразно воспользоваться унифицированным табличным распределением значений $\varepsilon_{прив}$ и функциями коэффициентов K_ε и K_X :

$$\begin{aligned} K_\varepsilon^- &= 0.0012H + 0.935 \text{ (в области сжатий);} \\ K_\varepsilon^+ &= 0.00015H + 0.985 \text{ (в области растяжений);} \\ K_X^- &= -0.00065H + 0.930 \text{ (в области сжатий);} \\ K_X^+ &= -0.00012H + 0.858 \text{ (в области растяжений)} \end{aligned} \quad (6)$$

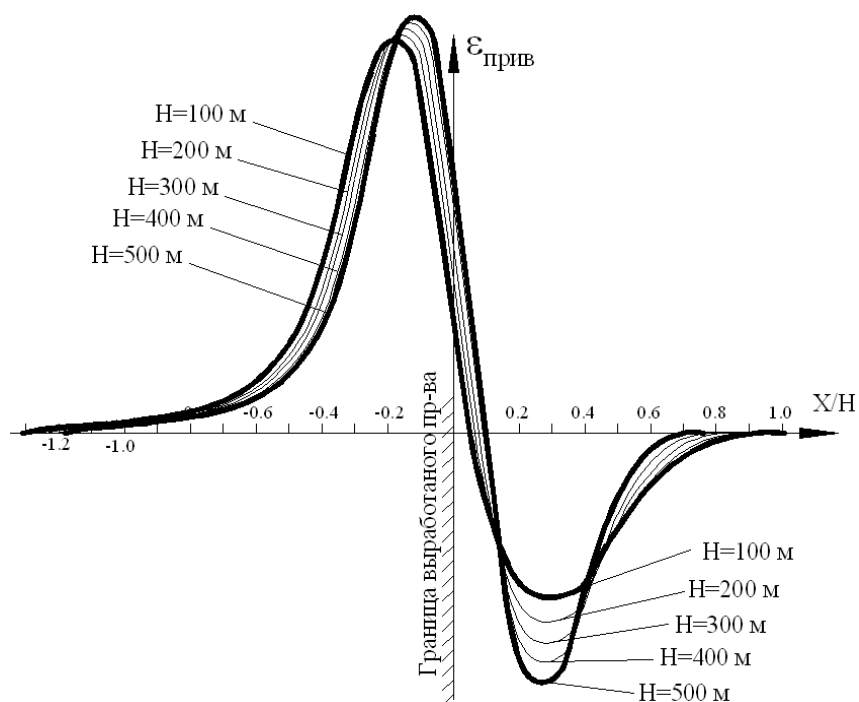


Рис. 5. Типовое распределение приведенных горизонтальных деформаций в полумульде над разрезной печью

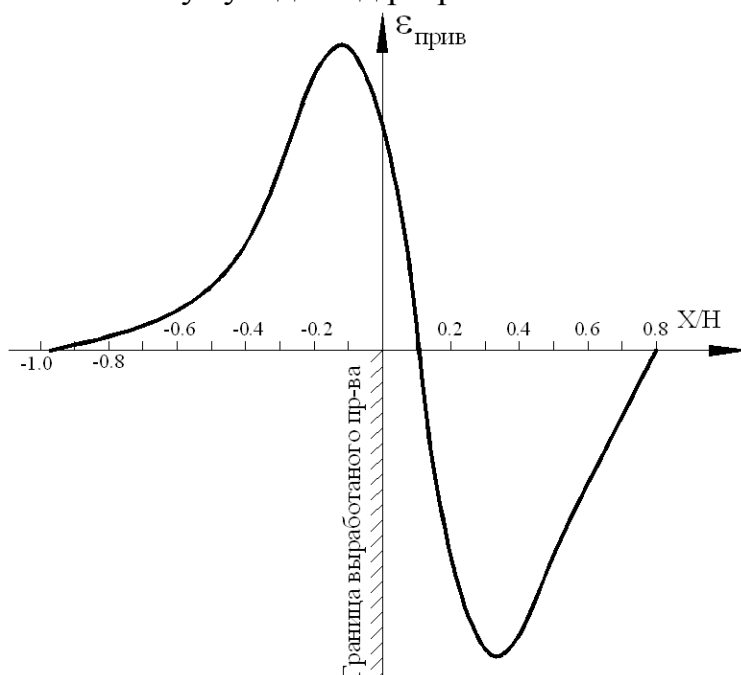


Рис. 6. Типовое распределение приведенных горизонтальных деформаций в полумульде над подготовительными штреками

Коэффициенты функции типового унифицированного распределения приведенных горизонтальных деформаций $F(\varepsilon_{\text{прив}})$ представлены в таблице 2.

Для получения табличных коэффициентов функции $\varepsilon_{\text{прив}}$ для различных глубин необходимо умножить значение функции унифицированного распределения (табл. 2) на коэффициент K_ε , а координату Z на коэффициент K_X .

Таблица 2
Функция унифицированного распределения $F(\varepsilon_{\text{прив}})$ в полумульде над разрезной печью

$Z=X/H$	$F(\varepsilon_{\text{прив}})$	$Z=X/H$	$F(\varepsilon_{\text{прив}})$
Сжатия		Растяжения	
1	0.000	0	0.000
0.9	-0.014	-0.1	0.589
0.8	-0.046	-0.2	1.120
0.7	-0.102	-0.3	1.173
0.6	-0.188	-0.4	0.961
0.5	-0.310	-0.5	0.592
0.4	-0.455	-0.6	0.340
0.3	-0.494	-0.7	0.211
0.2	-0.475	-0.8	0.134
0.1	-0.327	-0.9	0.090
0	0.000	-1	0.064
		-1.1	0.048
		-1.2	0.037
		-1.3	0.028
		-1.4	0.020
		-1.5	0.014
		-1.6	0.000

Одним из показателей, характеризующих влияние движения очистного забоя и глубины подработки на величины горизонтальных деформаций, является соотношение максимальных сжатий и растяжений $\varepsilon_{\text{сж}}/\varepsilon_{\text{р}}$. При глубине подработки $H=100\text{м}$ значение $\varepsilon_{\text{сж}}/\varepsilon_{\text{р}}$ равно 0.38. Увеличение глубины разработки сопровождается увеличением этого соотношения до значения 0.6 при глубине подработки 500м.

Выводы и направления дальнейших исследований. В представленной работе приведены исследования, направленные на совершенствование методики прогнозирования горизонтальных деформаций в условиях Западного Донбасса. Разработан ме-

ханизм приведения кривых горизонтальных деформаций к единым горно-геологическим условиям подработки. Для условий Западного Донбасса предложены типовые кривые горизонтальных деформаций в полумульдах над разрезной печью и над подготовительными штреками. Установлено, что характер распределения горизонтальных деформаций при полной подработке в полумульде над подготовительными штреками не зависит от глубины подработки. В полумульде над разрезной печью увеличение глубины подработки приводит к изменению соотношения максимальных растяжений и сжатий земной поверхности. В дальнейших исследованиях предполагается получить типовое распределение горизонтальных деформаций в полумульде над линией остановки очистного забоя.

Список литературы

1. Правила підробки будівель, споруд та природних об'єктів при видобуванні вугілля підземним способом: ГСТУ 101.00159226.001-2003. – [Чинний від 2003–11–22]. – К.: Мінпаливенерго України, 2003. – 126 с.–табл. – (Національні стандарти України). – Текст: рос., укр.
2. Кучин О.С. Планове положення точок з максимальними деформаціями земної поверхні / А.С. Кучин // Вісник Житомирського державного технологічного університету. – 2011. – Вип. III(58). – С. 179-184.
3. Кулибаба С.Б. Распределение максимальных оседаний в подрабатываемом породном массиве / С.Б. Кулибаба // Уголь Украины. – 2000. – № 12. – С. 42 - 44.
4. Назаренко В.А. Обоснование параметров сдвижения горных пород и земной поверхности при отработке угольных пластов в Западном Донбассе: автореф. канд. дисс. / В.А. Назаренко. – Днепропетровск, 1994. – 23 с.

Стаття надійшла до редакції 18.11.2013.

Рекомендовано до друку д-ром техн. наук Ю.Ф. Кренідою

О.С. Кучин, В.О. Назаренко, О.О. Сдвіжкова

ДВНЗ «Національний гірничий університет», м. Дніпропетровськ
ХАРАКТЕР РОЗПОДІЛУ ГОРИЗОНТАЛЬНИХ ДЕФОРМАЦІЙ НАД РОЗРІЗНОЮ ПІЧЧЮ ПРИ ПРОЦЕСІ ЗРУШЕННЯ, ЩО ЗАКІНЧИВСЯ

Запропонована нова методика встановлення типового розподілу горизонтальних деформацій для умов Західного Донбасу. Розроблений механізм приведення кривих горизонтальних деформацій до єдиних гірничо-геологічних умов підробки. Встановлені залежності між максимальними

горизонтальними деформаціями, їх положенням в напівмульді і глибиною розробки.

Ключові слова: Західний Донбас, зрушення і деформації, мульда, глибина розробки, потужність пласта.

A.S. Kuchin, V.A. Nazarenko, Ye.A. Sdvizhkova

State Higher Educational Institution “National Mining University”, Dnipropetrovsk

NATURE OF HORIZONTAL DEFORMATIONS DISTRIBUTION OVER FACE ENTRY WHEN MOVEMENT PROCESS HAS ENDED

A new method of establishing typical distribution of horizontal deformation for the Western Donbas is presented. A mechanism of reducing horizontal deformations curves to common mining-geological conditions of undermining is developed. The dependencies between maximum horizontal deformations, their position in semi-trough and the depth of development are established.

Keywords: Western Donbas, subsidence and deformation, trough, mining depth, seam thickness.

УДК 622.1:622.834.

В.А. Дрибан (д-р техн. наук), **И.В. Назимко** (канд. техн. наук)
Украинский государственный научно-исследовательский и проектно-конструкторский институт горной геологии, геомеханики и маркшейдерского дела, г. Донецк
iv00@mail.ru

И.А. Садовенко (д-р техн. наук, проф.)
ГВУЗ «Национальный горный университет», г. Днепропетровск

ОСОБЕННОСТИ МЕХАНИЗМА АКТИВИЗАЦИИ СДВИЖЕНИЙ ПОДРАБОТАННОГО МАССИВА И ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ МОКРОМ ПОГАШЕНИИ ШАХТ

Исследована активизация ранее подработанной толщи в результате затопления выработанного пространства. Установлена важная роль касательных микродеформаций в уменьшении объема подработанной толщи вследствие уменьшения границ прочности на сдвиг по границам блоков пород.

Ключевые слова: касательные микродеформации, зоны разрушения, затопление выработанного пространства.

Энергетической основой независимости нашего государства остаются запасы каменного угля, которые в состоянии покрывать потребности страны в энергии на 95%. В условиях рыночной экономики конкурентоспособность угольных шахт может быть обеспечена только при условии существенного повышения интенсивности угледобычи и роста производительности труда за счет увеличения нагрузки на лаву. Это можно обеспечить только при гарантировании благоприятных условий отработки запасов. К сожалению, развитие очистных работ на украинских шахтах достигло таких масштабов, что практически все действующие лавы отрабатывают запасы в условиях влияния ранее отработанных участков. Наиболее опасными участками являются те, которые были отработаны ранее и в настоящее время затоплены. Указанные участки не только создают зоны повышенного горного давления, но и представляют угрозу для прорыва подземных вод в

действующие очистные забои. Кроме того, активизация сдвижений подработанной толщи в процессе ее затопления практически не изучена.

Одним из наиболее важных процессов, которые протекают при отработке угольных пластов является процесс необратимых сдвижений, в результате которого образуются новые системы техногенной трещиноватости, происходит беспорядочное обрушение пород и их самоподбутовка, образование разрывов на земной поверхности и т.п.

Затопление ранее подработанного массива сопровождается процессами, которые являются следствием эффекта Ребиндера, проявляющегося в уменьшении поверхностной энергии горных пород при смачивании и изменении их физико-механических свойств. При этом меняются прежде всего деформационные и прочностные свойства, что приводит к активизации сдвижений ранее подработанного массива, последующего его уплотнения вследствие чего снижается его проницаемость и коэффициенты фильтрации. Таким образом, это сложный комплексный процесс с обратными связями (как положительными, так и отрицательными).

Для моделирования указанного процесса разработана специальная численная модель FLAC3D, способная моделировать во времени сопряженные процессы перераспределения механических напряжений, предельное деформирование массива горных пород и фильтрацию подземных вод в трещиноватом массиве [1]. Платформа FLAC3D является открытой и предоставляет возможности исследователю составить свои подпрограммы на языке высокого уровня, которые управляют деформационными, прочностными и гидравлическими свойствами вмещающих пород, а также процессами взаимодействия механических и гидравлических полей.

Для настройки параметров модели авторами использованы ранее выполненные исследования, которые позволили установить ряд существенных особенностей поведения трещиноватых сред в гидравлической среде. Так при затоплении массива горных пород происходит его дополнительное уплотнение, в результате чего

коэффициент фильтрации нижележащих горизонтов падает более интенсивно, чем вышележащих [2]. Поэтому процесс активной фильтрации все время перемещается вверх по падению, а в пределах нижележащих горизонтов он затухает (рис. 1).

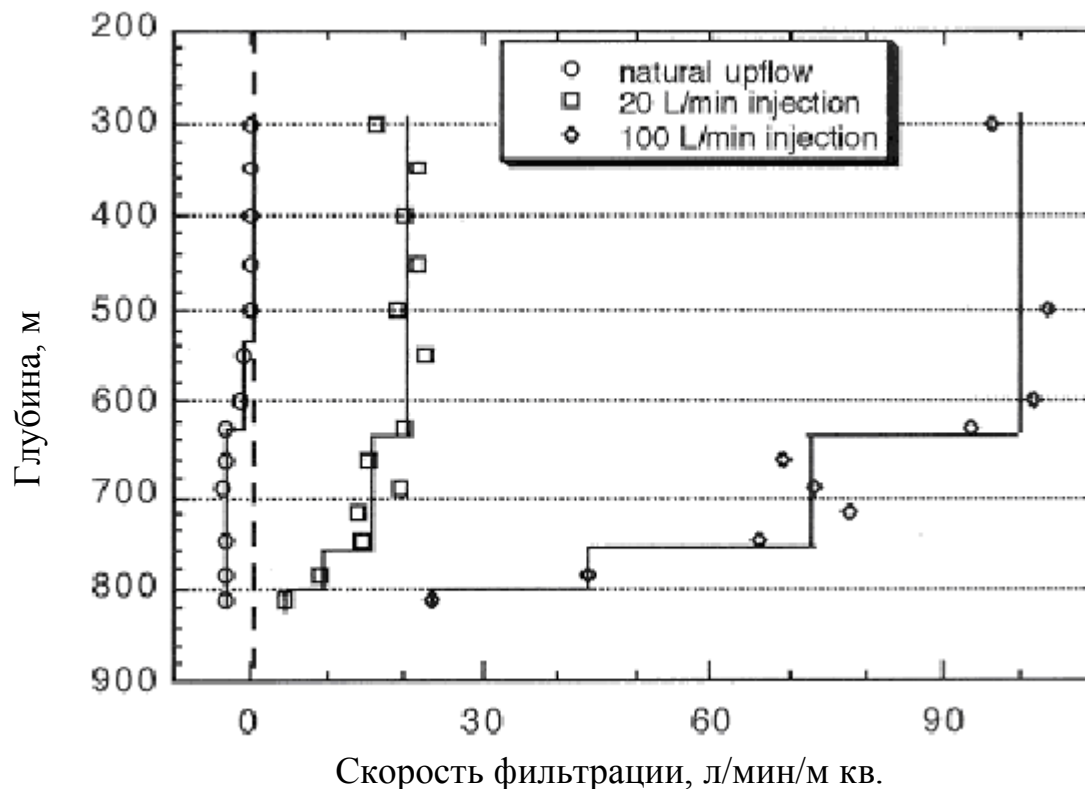


Рис. 1. Изменение скорости фильтрации с глубиной залегания трещиноватых пород

С точки зрения мокрого затопления шахт это имеет большое значение, поскольку фронт процессов активизации во время затопления все время движется с уровнем (зеркалом) подземных вод, уровень которых поднимается. Это значит, что основная активизация процессов сдвижений приходится на земную поверхность и наносы а не на подземные горизонты. Такая закономерность ранее не отмечалась и применительно к мокрому затоплению угольных шахт не адаптировалась.

Вторая особенность активизации сдвижений ранее подработанной толщи в процессе ее затопления заключается в том, что величина перепада интенсивности активизации сдвижений (по-

верхность-глубинные слои) тем больше, чем выше скорость затопления [3].

Исходя из результатов, полученных в [2] и данных испытаний гидравлических свойств пород в трехмерном напряженном состоянии [4] можно сделать вывод о том, что в снижение проницаемости вносит главный вклад нормальная компонента горного давления.

Графики на рис. 2 демонстрируют этот эффект: с увеличением вертикальной компоненты горного давления и расстояния между трещинами проницаемость падает. Однако в реальных условиях важна последовательность механических и гидравлических процессов, поскольку в трещиноватых массивах оба процесса имеют выраженную необратимость. Другими словами реакция трещиноватой среды может быть различна в зависимости от порядка приложения к испытываемому объему механического и гидравлического поля. Так большинство испытаний гидравлических свойств в лабораторных условиях производилось путем изменения механических напряжений в ранее обводненной трещиноватой среде. Эффект изменения напряженно-деформированного состояния трещиноватой среды, которая находилась в исходном напряженном состоянии и затем насыщалась водой исследовался реже. Вместе с тем такой порядок приложения механических и гидравлических полей порождает реакцию, которая характеризуется существенными отличиями.

Так в работе [5] показано, что основными реактивными деформациями на инъекцию воды в трещиноватую породную среду являются сдвиговые деформации. На рис. 3 показано, что в процессе нагнетания деформации относительного сдвига берегов трещин или проскальзывания стенок соседних блоков пород достигают 2,36мм, тогда как нормальные деформации сжатия трещин за счет уплотнения обводняемой трещиноватой среды не превышают 0,37мм. Такой эффект может быть следствием уменьшения сцепления и коэффициента трения по шероховатым контактам породных блоков трещиноватого массива.

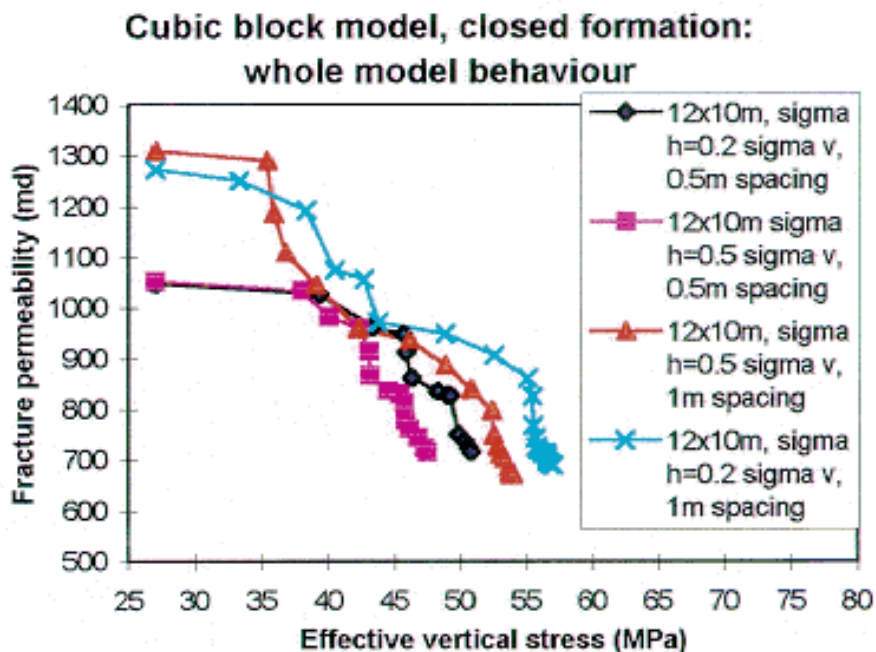
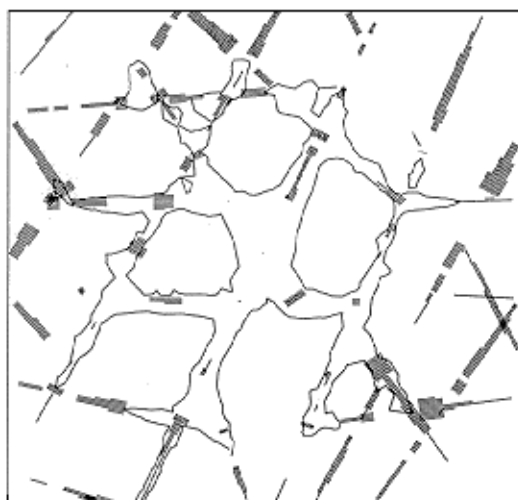
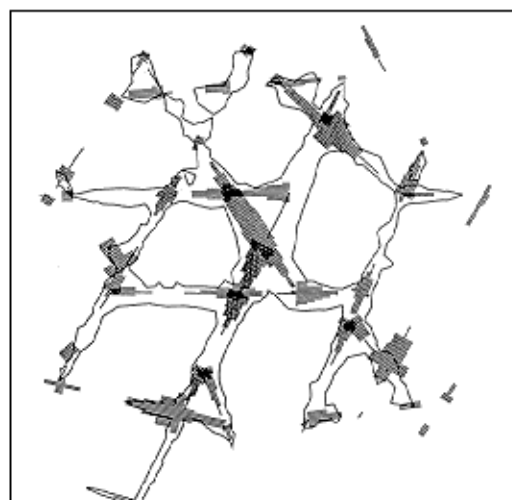


Рис. 2. Уменьшение проницаемости трещиноватого массива с ростом вертикальной компоненты горного давления



Распределение деформаций сдвига вдоль стенок трещин при нагнетании воды



Распределение толщины раскрытия трещин при нагнетании воды

Рис. 3. Реакция трещиноватого массива на нагнетание воды

Полученный физический эффект является хотя и не очевидным, однако его достоверность не вызывает сомнений. Известно, что после завершения активной стадии первичных сдвижений

толщи после обработки запасов обрушенные породы и породы в зоне шарнирно блочных перемещений уплотняются под собственным весом достаточно сильно, причем коэффициент остаточного разрыхления в условиях Донбасса не превышает как известно 0,15 (множитель 0,85 в формуле для определения максимального оседания при условии полной подработки земной поверхности). При затоплении подработанной толщи происходит ее гидравлическое взвешивание. Следовательно вес подработанной толщи не только не увеличивается, но более того, вертикальная компонента напряжений должна уменьшаться. Вместе с тем в результате затопления регистрируются дополнительные оседания земной поверхности. Это значит, что объем трещиноватой подработанной толщи уменьшается. Однако за уменьшение объема отвечают нормальные деформации, которые в подработанном массиве формируются исключительно геостатической вертикальной компонентой горного давления, так как подработанный массив разгружен от тектонических аномальных зон напряжений. Очевидно, что существуют другие причины для уменьшения объема подтопленной трещиноватой толщи.

Установленные особенности поведения затопляемой трещиноватой толщи горных пород введены в геомеханическую модель, которая была разработана группой проф. Кундала. Ими предложен новый алгоритм решения задач механики разрушения горных пород, основанный на решении системы дифференциальных уравнений движения и уравнениях связи напряжений и деформаций горных пород, которые зависят от выбранной теории прочности [6, 7].

Дифференциальные уравнения движения массива горных пород записываются в следующем виде

$$\frac{\partial \sigma_{i,j}}{\partial x_i} + \rho b_i = \rho \frac{dv_i}{dt} \quad (1)$$

где $\sigma_{i,j}$ – нормальные и касательные напряжения, действующие в массиве горных пород, Па;

x_i - координаты декартовой системы, м;

ρ – плотность горных пород, кг/м³;

b_i – удельные силы, развивающиеся в массиве горных пород, и приводимые к единице его массы Н/кг;

v_i - скорость движения элементарных объемов массива горных пород, м/сек;

t - время, сек.

Если правая часть равна нулю (с точностью до погрешности численных вычислений), наступает статическое равновесие массива горных пород. В противном случае породы находятся в состоянии активных сдвижений, что сопровождается конечной скоростью смещений на контуре выработки, в выработанном пространстве которая как показали инструментальные наблюдения, изменяются в пределах от 3 мм/сут до 72 мм/сут.

Система дифференциальных уравнений решается численным методом конечных разностей (пакет FLAC3D). При решении системы дифференциальных уравнений используется современная модель прочности горных пород, основанная на теории Кулона-Мора. При этом учитывается процесс дилатансии пород после разрушения и зависимость величины разуплотнения от среднего уровня сжатия. Это дает возможность реалистично моделировать процесс нелинейного деформирования вмещающих пород, включая участок запредельного деформирования и разуплотнение породы.

Исходные данные моделирования следующие. Толща представлена осадочными породами, в которых доля слоев песчаников составляет 20-25%, алевролитов 30-40%, известняков 2-4%, углей 1%, остальное аргиллиты.

Принято горизонтальное залегание пород, для того, чтобы эффект затопления подработанной толщи исследовать в чистом виде. Иначе не будет понятно, какая доля активизации сдвижений толщи после затопления вызвана собственно затоплением, а сколько добавил или уменьшил угол залегания. Вынимаемая мощность пласта 1,45м.

Глубина отработки лавы 480м. Длина лавы 200м и величина отхода от мотажной камеры 200м. Рассчитывалась симметричная половинка области (правая часть лавы, если смотреть вслед удаляющейся лаве). Расстояние до дна расчетной области от отрабатываемого пласта 200м. Боковые границы расчетной области отстояли на 50м от предполагаемой [8] границы мульды.

Свойства пород приведены в таблице 1.

Таблица 1

Деформационные и прочностные свойства вмещающих пород

Группа пород	Модуль упругости, ГПа	Модуль сдвига, ГПа	Угол внутреннего трения, гад	Сцепление, МПа	Предел прочности на растяжение, МПа	Угол дилатансии, град
Почва	15,33	10,2	30	5	2	8
Угольный пласт	5,6	3,9	34	0,3	1	8
Породы в кровле	8,7	6,0	28	2	1,5	5
Наносы	0,5	0,34	18	0,2	0,4	4

Задача решалась в два этапа для учета начального состояния моделируемой системы. Вначале было получено решение о распределении геостатических напряжений в нетронутом массиве. Затем полученные смещения массива горных пород были обнулены и решена задача о сдвигении толщи под действием отработки лавы. Распределение оседаний строилось на момент окончания активной стадии сдвижений примерно спустя 3-5 месяцев после остановки лавы.

Следует подчеркнуть, что в процессе подработки в массиве горных пород и наносах возникают запредельные состояния. Зарождение и развитие запредельных зон возникает в основном в окрестности движущегося очистного забоя. После прохода лавы равновесие подработанной толщи восстанавливается, однако ее прочностные показатели необратимо изменяются, что в последствии обязательно скажется на поведении видоизмененной таким образом толщи при новом воздействии, например при ее затоплении. Поэтому для корректного учета начального состояния системы перед затоплением желательно адекватно смоделировать процесс первичных сдвижений толщи в процессе ее подработки. Другими словами выработанное пространство формируется не мгновенно, а постепенно по мере отработки лавы. Если алгоритм позволяет смоделировать эту существенную особенность, ее следует учесть, потому что характер разрушения толщи подработанной мгновенно и путем последовательного подвигания лавы будет существенно различным.

На рис. 4 приведена симметричная половина мульда сдвижений, образовавшаяся после отработки лавы путем ее последовательного подвигания со скоростью 50м/мес. Расчетное максимальное оседание согласно Правил составляет 250мм, полученное на цифровой модели 248мм. Длина полумульды согласно Правил составляет 275м, на цифровой модели 315м (невязка 14,7%).

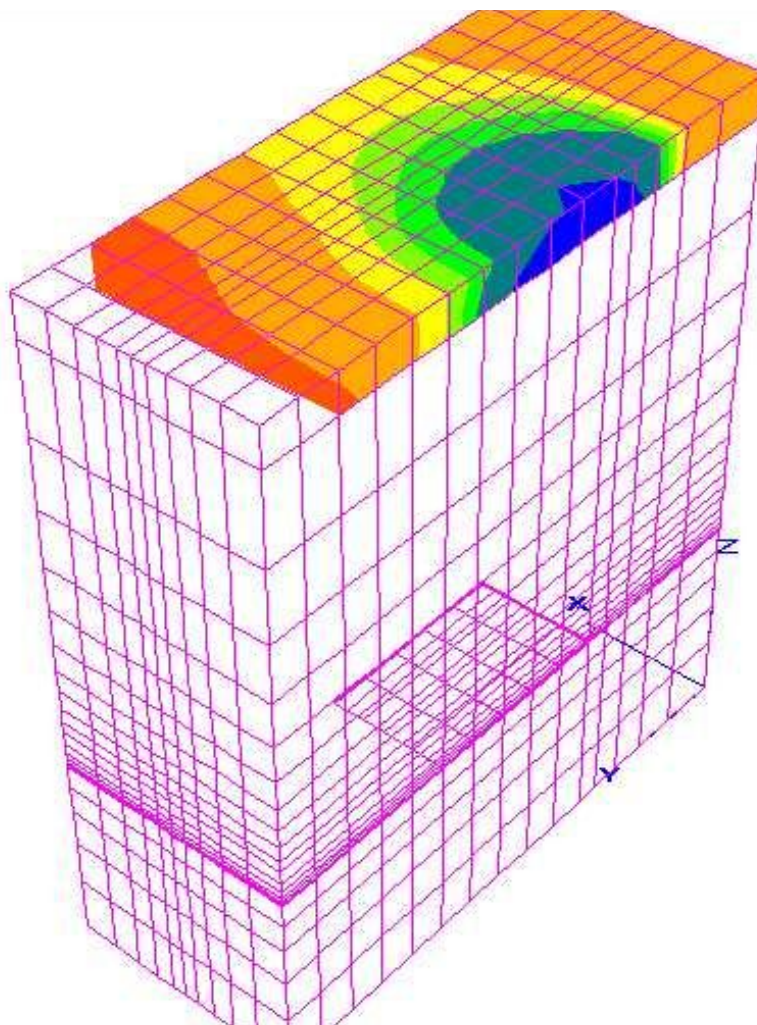


Рис. 4. Вид мульды сдвижений в результате отработки лавы

После достижения равновесия подработанной толщи было смоделировано ее затопление. Ниже приводятся результаты оценки эффекта активизации сдвижений земной поверхности в результате затопления выработанного пространства,

Важно оценить историю процесса сдвижений толщи при ее первичной подработке. Распределение запредельного деформирования показано на рис. 5,а (изнутри мульды, то есть изнутри выработанного пространства, а на рис. 5,б снаружи его). Анализ запредельного состояния участков массива подработанной толщи показал, что основной объем толщи, находящейся в области прямой или косвенной подработки перешел в запредельное состояние в результате сдвига или предельных касательных деформаций (зоны 1, отмеченные коричневым). Вместе с тем имеются области, 2 которые разрушены растягивающими предельными деформациями.. Например такая область приурочена к замковой части зоны полных сдвижений над выработанным пространством лавы то есть в той точке, где сходятся зоны максимальных изгибов толщи с возможным расслоением сплошности. Ниже области 2 расположена область 3, которая в настоящий момент находится в состоянии запредельного сдвига, хотя ранее она разрушилась от действия растягивающих деформаций.

Область 3 оконтуривает границы мульды сдвижений на земной поверхности. Ближе к средней части мульды располагаются области 4, которые перешли в запредельное состояние при одновременном воздействии сдвиговых и растягивающих деформаций. Средняя часть мульды на земной поверхности разрушилась от действия касательных деформаций.

Как видим, в процесс разрушения массива в момент его первичной подработки существенный вклад вносят не только касательные, но и растягивающие предельные деформации.

Теперь посмотрим, как развиваются сдвижения при затоплении ранее подработанной толщи в результате мокрого погашения шахты.

Если подземная часть области полных сдвижений перешла в запредельное состояние под действием растягивающих (2) или комбинации растягивающих и касательных деформаций 3, то земная поверхность испытала активизацию сдвижений исключительно за счет касательных дополнительных деформаций (рис. 6), что хорошо согласуется с результатами [6, 9]. Таким образом это усиливает достоверность полученных выводов о решающей роли

касательных деформаций в реализации дополнительных сдвижений ранее подработанного массива и затопленного подземными водами в результате мокрого погашения шахт.

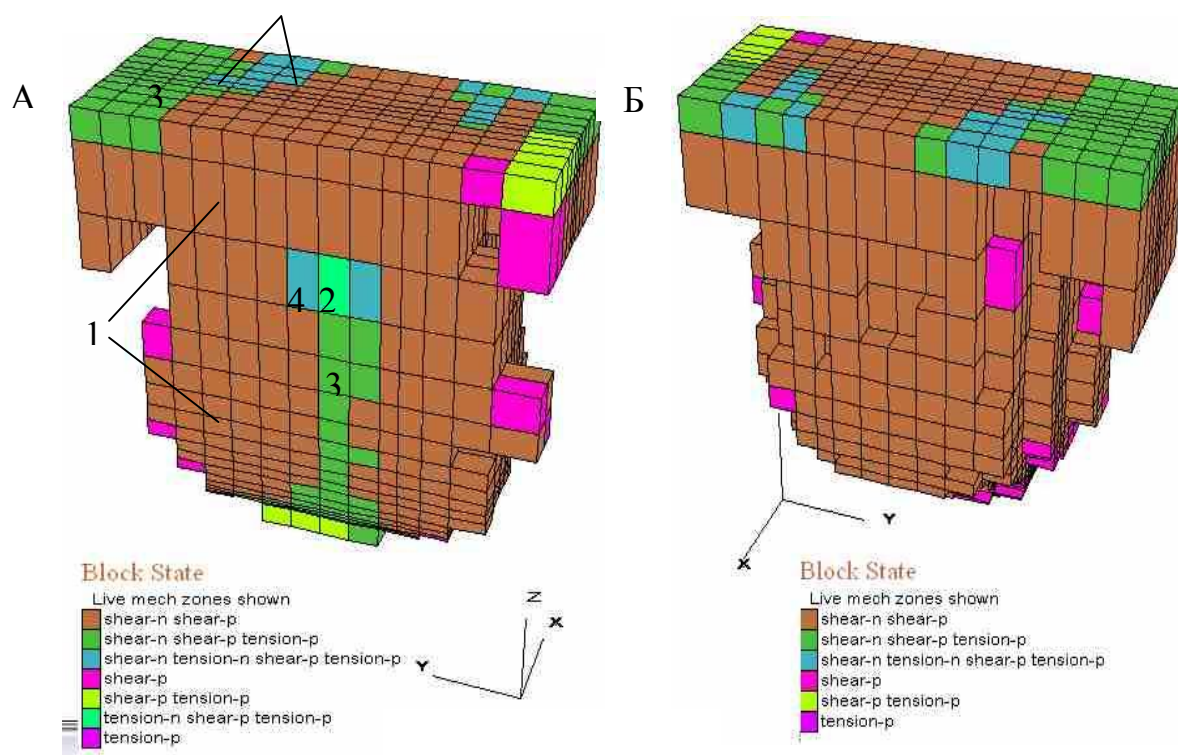


Рис. 5. Зоны разрушений в пределах области сдвижений при подработке лавой (а - вид изнутри, б - снаружи)

На рис. 7 показаны графики оседаний вдоль главного сечения полумульды до и после затопления шахты. Видно, что максимальная величина сдвижений теперь составляет 293мм, что соответствует активизации сдвижений на 45мм. Такая величина активизации сдвижений соответствует 20% от первоначальной величины оседаний после первичной подработки земной поверхности. Кроме того увеличился размер самой мульды. До затопления шахты он равнялся 315мм, после увеличился до 400мм или на 27%. Это означает, что после затопления шахты зона влияния подработки на земной поверхности увеличивается, что следует учитывать при планировании мероприятий по обеспечению устойчивости наземных сооружений.

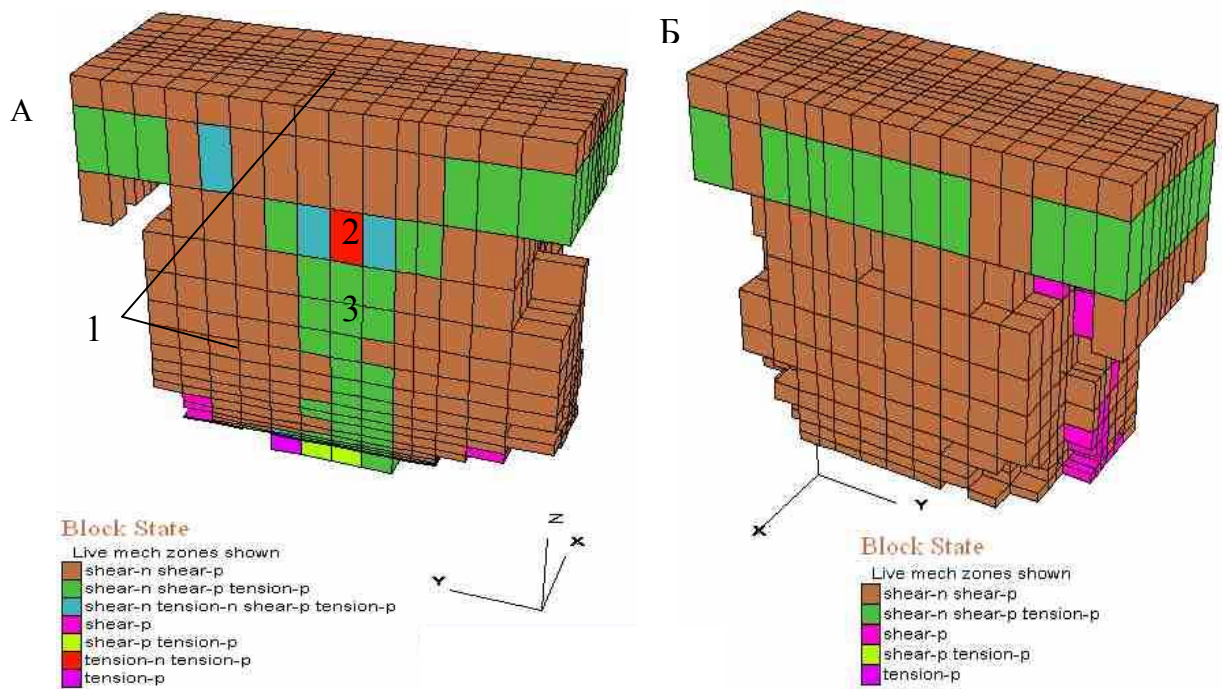


Рис. 6. Зоны разрушений в результате активизации сдвижений подработанной толщи при ее затоплении (а – вид изнутри, б – то же снаружи)

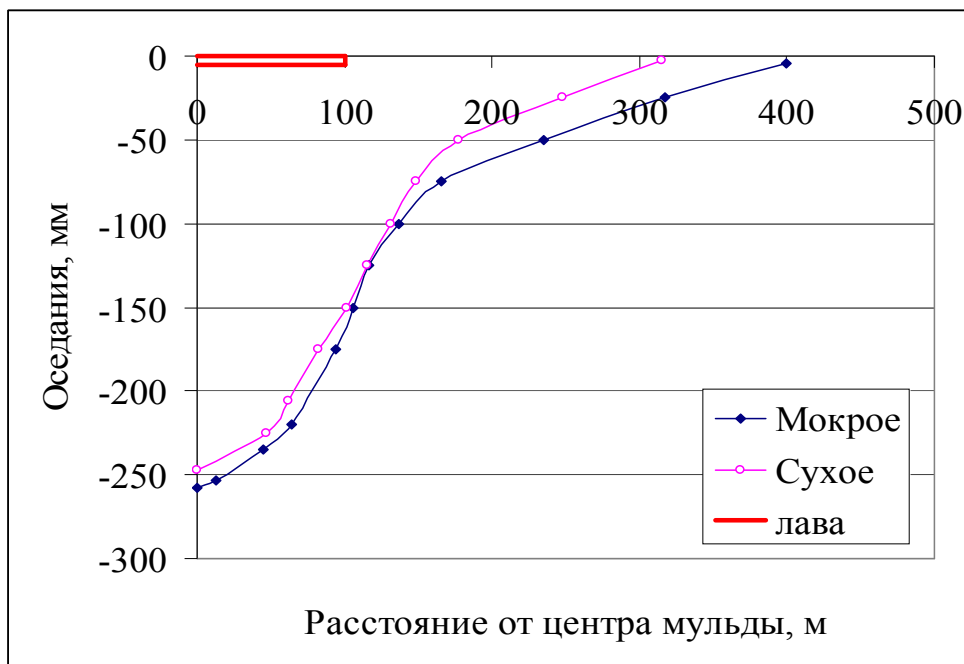


Рис. 7. Распределение оседаний в полумульде

На рис. 8 показан график прироста оседаний в результате активизации сдвижений массива после затопления шахты. Максимум прироста оседаний наблюдается над проекцией краевой части выработанного пространства на земную поверхность.

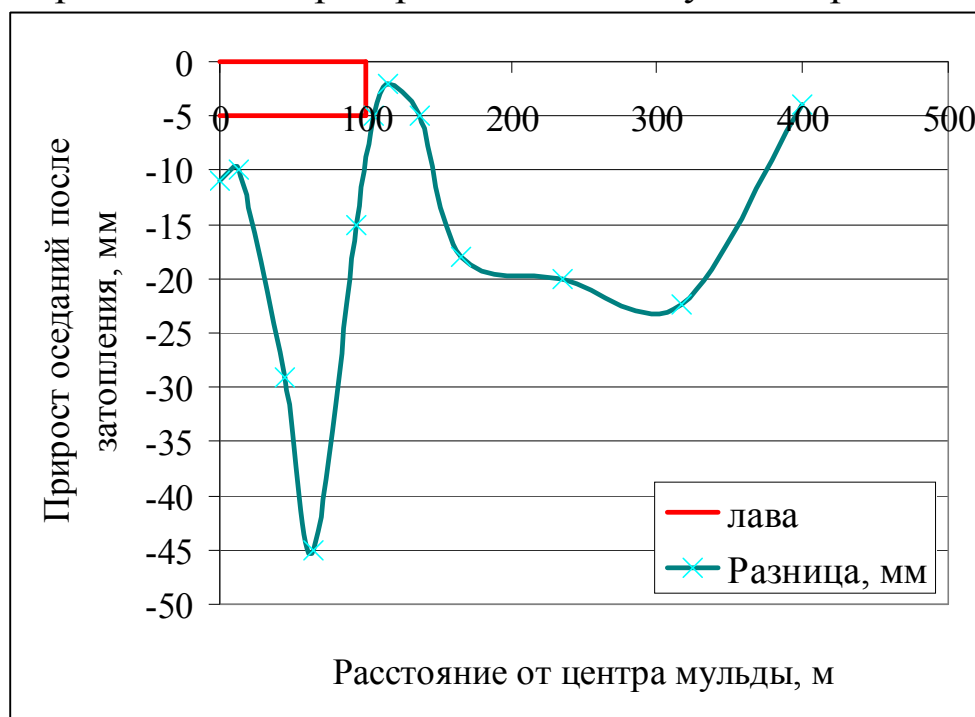


Рис. 8. Распределение величины активизации оседаний

Выводы. При пологом залегании активизация ранее подработанной толщи после затопления выработанного пространства происходит над проекцией краевой части выработанного пространства на земную поверхность. При этом дополнительные оседания могут достигать 20% от первоначального уровня, а размер мульды увеличиться на 27%.

Установлена новая закономерность необратимых сдвижений массива горных пород и земной поверхности при затоплении ранее выработанного пространства подземными водами, которая заключается в том, что нормальные макродеформации ранее подработанной и подтопленной толщи, сопровождающие активизацию сдвижений земной поверхности в виде дополнительных ее оседаний, реализуются за счет необратимых касательных микродеформаций, которые реализуются за счет взаимного перемеще-

ния (в виде проскальзывания по граням) блоков ранее разрушенных пород.

Список литературы

1. FLAC3D. ITASCA Consulting group, 2008.
2. Cornet 1 F.H. (1997). Evaluation of hydromechanical coupling in a granite rock mass from a high-volume, high-pressure injection experiment: le mayet de montagne, francej / F.H. Cornet 1, R.H. Morin. - Rock Mech. & Min. - Sci. 34:3–4, Paper No. 207.
3. Liao Q. H. (1997). Numerical modelling of the hydro-mechanical behaviour of fractured rock masses / Q. H. Liao, S. R.Hencher. - Int. J. Rock Mech. & Min. - Sci. 34:3–4, Paper No. 177.
4. Gutierrez M. (1997). Coupled htm modelling of cold water injection in fractured hydrocarbon reservoirs / M. Gutierrez, A. Makurat. - Int. J. Rock Mech. & Min. - Sci. 34:3–4, Paper No. 113.
6. Cundall P.A. A Microcomputer Program for Modeling Large-Strain Plasticity Problems / P.A. Cundall, M. Board // «Numerical Methods in Geomechanics»: Proceedings of the 6th International Conference. - Innsbruck, Austria, 1988. - Pp. 2101-2108.
7. Cundall P.A. A discrete numerical model for granular assemblies / P.A. Cundall, O.D.L. Strack // Geotechnique. - 2009. – № 1. – Pp. 47-65.
8. Правила підробки будівель, споруд і природних об'єктів при видобуванні вугілля підземним способом : ГСТУ 101.00159226.001: 2003. - [Введ. 01.01.2004]. – К., 2004. – 128 с.
9. Dershowitz 1 W. (1997). Analysis of heterogeneously connected rock masses by forward modeling of fractional dimension flow behavior Int. / W. Dershowitz 1, T. Doe 1. - J. Rock Mech. & Min. - Sci. 34:3–4, Paper No. 061.

Стаття надійшла до редакції 20.11.2013

Рекомендовано до друку д-ром техн. наук С.М. Александровим

В.О. Дрібан, І.В. Назимко

Український державний науково-дослідний і проектно-конструкторський інститут гірничої геології, геомеханіки і маркшейдерської справи, м. Донецьк

І.О. Садовенко

ДВНЗ «Національний гірничий університет», м. Дніпропетровськ

ОСОБЛИВОСТІ МЕХАНІЗМУ АКТИВІЗАЦІЇ МАСИВУ ТА ЗЕМНОЇ ПОВЕРХНІ У РЕЗУЛЬТАТІ МОКРОГО ПОГАШЕННЯ ШАХТ

Досліджена активізація раніш підробленої товщі внаслідок затоплення виробленого простору. Встановлена важлива роль дотичних мікродефо-

рмацій у зменшенні об'єму підробленої товщі внаслідок зменшення меж міцності на зсув по межах блоків порід.

Ключові слова: дотичні мікродеформації, зони руйнування, затоплення виробленого простору.

V.A. Driban, I.V. Nazimko

Ukrainian State Research and Design Institute of Mining Geology, Geomechanics and Mine Surveying, Donetsk

I.A. Sadovenko

National Mining University, Dnipropetrovsk

UNDERMINED ROCK MASS BEHAVIOR AFTER FLOODING

Subsidence activation of previously undermined rock mass occurs in vicinity of the gob boundary. Additional subsidence reaches 20% of the previous level and though boundary expands by 27%. New behavior of previously undermined and then flooded rock mass has been found. Increase of subsidence and expansion of the through means that undermined rock mass diminishes its volume, that is the consequence of normal macrostrain. However, computer simulation demonstrated that normal macrostrain was deployed by shear microstrain as a result of mutual sliding of rock blocks.

Keywords: shear microstrain, destruction zone, flooding of the gob.

УДК 622.1:622.83

М.Э. Гордиенко (нач. отдела)

Донбасская топливно-энергетическая компания, г. Донецк
Н.А. Колесник (канд. техн. наук), **Г.И. Козловский** (канд. техн. наук, доц.), **В.В. Назимко** (д-р техн. наук, проф.)
Донецкий национальный технический университет, г. Донецк
bugayovanatasha@mail.ru

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ МЕТОДИКИ РАСЧЕТА ДЕ- ФОРМАЦИЙ ПОДРАБАТЫВАЕМЫХ ЗДАНИЙ И СООРУ- ЖЕНИЙ

Современные методы оценки деформаций подрабатываемых зданий используют детерминированные подходы и не учитывают стохастический характер процесса сдвижения. Обнаружено, что разброс оседания и деформаций в 3 раза меньше на границе мульды по сравнению со значениями в центре мульды сдвижения. Разброс деформаций согласуется с нормальным законом на любом участке мульды, а границы доверительного интервала могут быть представлены параболической кривой. Предложен способ перехода от детерминированной оценки деформации к установлению вероятности разрушения здания в определенной части мульды. Вероятность повреждения объекта может быть определена как произведение вероятности реализации определенного уровня критической деформации здания и вероятности деформаций земной поверхности.

Ключевые слова: оседания и деформации земной поверхности, разброс, вероятность повреждения.

Введение. Проблема подработки земной поверхности и природных объектов, расположенных на ней, а также зданий и сооружений остается актуальной, несмотря на значительный прогресс в понимании сложного механизма взаимодействия подрабатываемой толщи коренных пород, наносов и сооружений. Сложность такого взаимодействия обусловлена несколькими причинами, главными из которых являются необратимость деформаций, а также их естественный разброс. В подавляющем числе случаев подрабатываемый массив горных пород, наносы, фундаменты зданий и сооружений и сами сооружения испытывают неупругие

деформации за пределом прочности. Такие деформации могут быть достигнуты несколькими путями, а часто бесконечным числом путей нагружения, что определяет принципиальную неоднозначность решений с помощью моделей прочности. Кроме того на величину деформаций оказывают влияние целый ряд факторов, имеющих стохастическую природу [1]. Именно поэтому отраслевые указания для расчета оседаний и деформаций земной поверхности используют эмпирические подходы [2-4]. При этом вначале определяются наиболее вероятные величины оседаний и деформаций, а затем умножаются на так называемый коэффициент перегрузки, который учитывает неопределенность процесса сдвижений и обеспечивает определенный запас прочности подрабатываемых сооружений.

Специальные исследования [1] показали, что разброс деформаций подрабатываемого массива более чем на 60% обусловлен естественной вариацией прочностных и на 20% деформационных характеристик вмещающих пород. Заметный вклад в вариацию величин деформаций подрабатываемой толщи вносят неопределенность положения границ выработанных пространств и охранных сооружений, случайные колебания вынимаемой мощности пластов и вмещающих пород и ряд других второстепенных факторов.

Основные запасы угольных месторождений разведаны до распада Советского Союза. При этом расстояние между разведочными скважинами колеблется от 200 до 500 м, причем механические характеристики вмещающих пород проводились только для непосредственных кровель и почв пластов и определены лишь в 15-20% скважинах. Проблема неопределенности усугубляется тем, что в основном испытаны условно мгновенные пределы прочности на одноосное сжатие в воздушносухом состоянии пород. Лишь 10-20% из этих испытаний проведены на предел прочности на растяжение. Кроме того, пределы прочности в водонасыщенном состоянии испытывались в 10-20 раз реже, чем на сжатие. Модуль деформации определялся только на редких скважинах. Это означает, что практически более 90% толщи, которая подрабатывается, остается неисследованной с точки зрения коли-

чественных оценок механических показателей прочности и деформируемости вмещающих пород. Специалистам приходится мириться с такой ситуацией, потому что испытания механических свойств вмещающих пород остаются весьма дорогостоящим. Именно поэтому механические свойства горных пород в подавляющем числе случаев принимают по названию пород, а в нормативных документах по определению расчетных показателей деформаций [2-4] просто не учитываются. Указанные обстоятельства значительно усиливают неопределенность результатов прогноза и расчета деформаций подрабатываемых зданий и сооружений.

Более того, наибольшую неопределенность в количественную оценку механических свойств массива горных пород вносит переход от свойств в образце к свойствам в массиве [5]. Так трещиноватость массива может на порядок снизить предел прочности породы на растяжение в зависимости от ориентации главной компоненты напряжений относительно ориентации плоскостей системы трещин [6]. Влияние трещиноватости массива на снижение его прочности в определенной степени учтено в нормативном документе [7], однако все геомеханические расчеты деформаций или сдвижений массива горных пород основаны на оценке детерминированных, средних или наиболее вероятных величин.

Так, например оседания η , горизонтальные сдвигения ξ , наклоны i , горизонтальные деформации ε и кривизну K земной поверхности рассчитывают согласно нормативным документам [2-4] и представляют в виде конкретных детерминированных кривых (рис. 1). Вместе с тем, натурные инструментальные наблюдения свидетельствуют о том, что фактические значения параметров сдвижений и деформаций существенно отличаются от расчетных (рис. 2, 3). Так среднеквадратическое отклонение η находится в пределах $\pm 30\%$, ξ , i , ε – $\pm 50\%$ и K – $\pm 100\%$.

Хуже то, что величины деформаций земной поверхности присутствуют в формулах, с помощью которых определяют приведенные деформации подрабатываемых объектов. В частности кривизна входит в такую формулу:

$$\Delta l_x = l \sqrt{m_\varepsilon^2 \varepsilon_s^2 + m_K^2 K_s^2 H^2} \quad (1)$$

где l – длина (ширина) здания (отсека), мм;

m_ε, m_K – коэффициенты условий работы, принимаемые в соответствии с таблицей 6.1 по [2];

ε_s – максимальные по абсолютной величине расчетные горизонтальные деформации от одной n -й горной выработки или суммарные на различных стадиях отработки лав и горизонтов;

K_s – расчетная кривизна от одной n -й горной выработки или суммарные на различных стадиях отработки лав и горизонтов, учитываемых при определении ε_s ;

H – высота здания от подошвы фундамента до верха карниза, м.

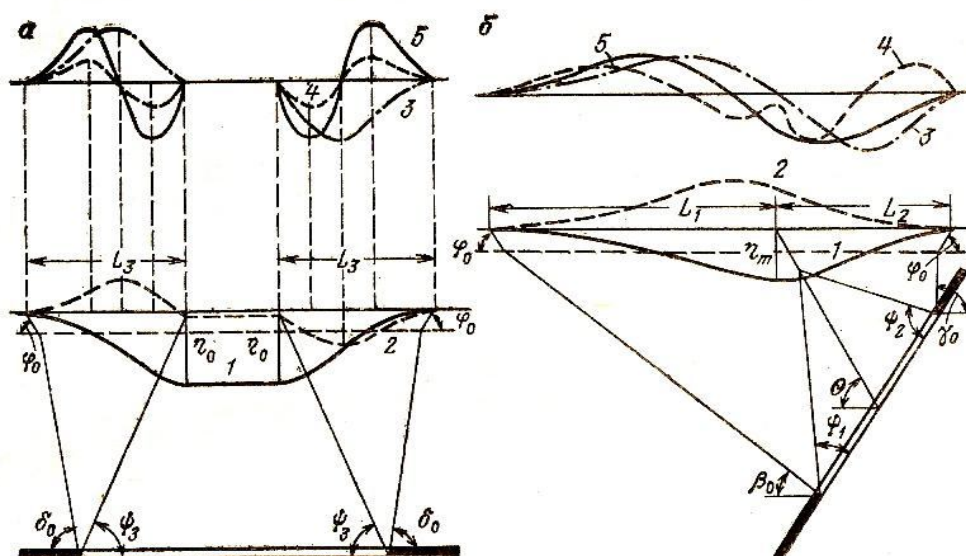


Рис. 1. Схема распределения сдвижений и деформаций в точках главных сечений мульды сдвижения при закончившемся процессе:

- а - на разрезе по простиранию; б - на разрезе вкрест простирания; 1 - оседания; 2 - горизонтальные сдвижения; 3 - наклоны; 4 - кривизна; 5 - горизонтальные деформации [2-4]

Это означает, что подставляя величину K в формулу (1), естественный разброс которой составляет 100% (и это всего лишь одно среднеквадратическое отклонение), значение приведенной деформации получаем с погрешностью порядка 70-100%.

Введение коэффициента перегрузки при вычислении расчетных деформаций не решает проблему неопределенности, по-

скільки величини розрахованих деформацій залишаються детермінованими і однозначними. Разом з тим розброс механічних властивостей вміщуючих підрабатуваний масив порід характеризується певним розподілом, яке для межі міцності і модуля деформації порід не суперечить логнормальному закону [10-12] і породжує аналогічний розброс деформацій товщі.

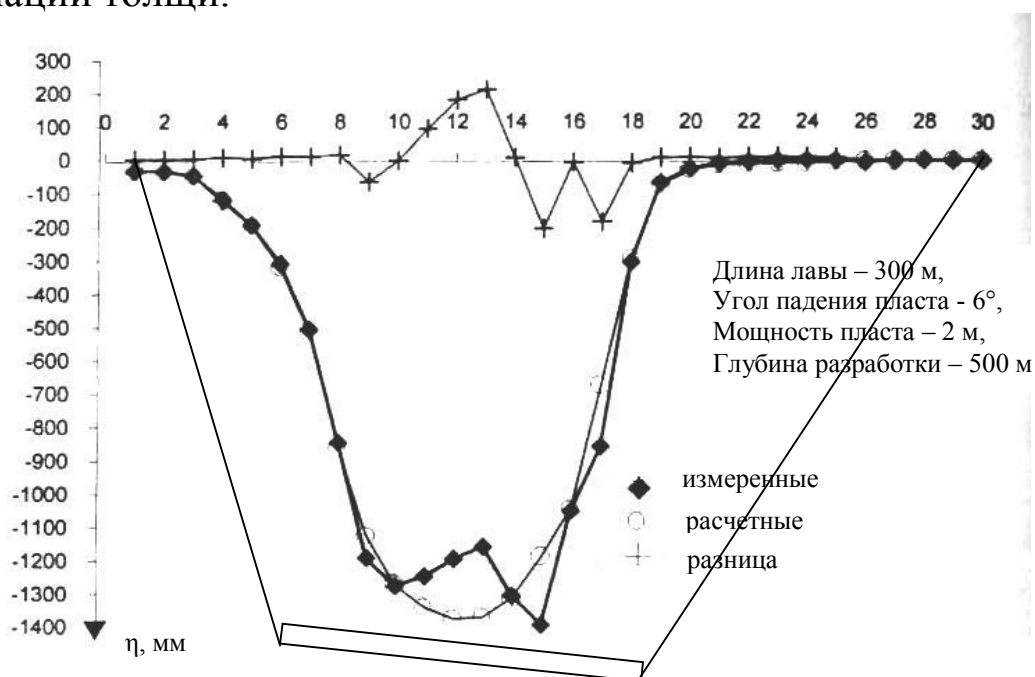


Рис. 2. Распределение измеренных и расчетных оседаний и их разница [8]

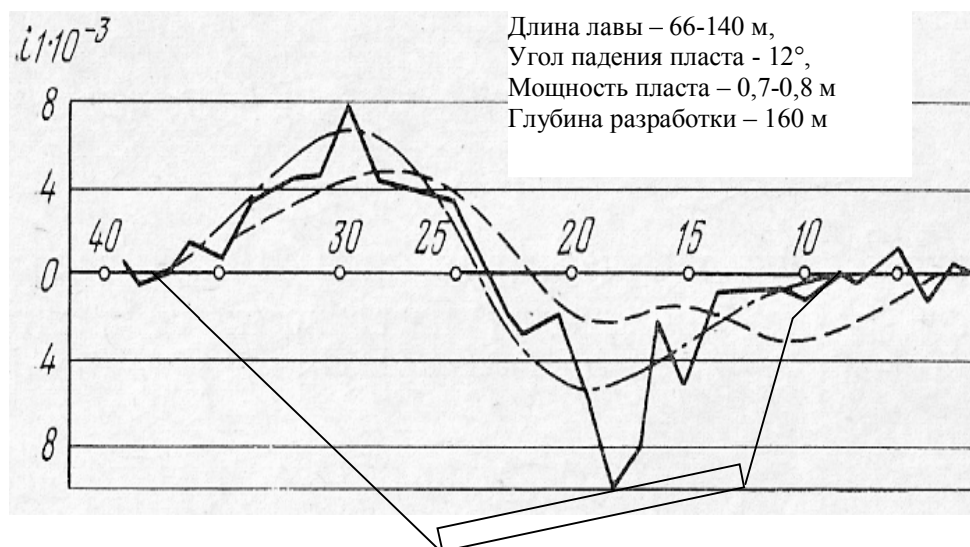


Рис. 3. График измеренных и расчетных наклонов земной поверхности [9]

Вопросами вариации фактических сдвижений и деформаций земной поверхности в свое время занимался ряд авторов [13-15], которые использовали механизм дискретности в качестве гипотезы, объясняющей разброс величин сдвижений и деформаций. Однако авторами не была дана количественная оценка размера разброса сдвижений и деформаций и закона его распределения.

Попытка учесть естественный разброс фактических сдвижений и деформаций земной поверхности на участках мульды сдвижения была предложена в российском нормативном документе [3]. Однако указанная попытка имеет существенные недостатки.

В данном документе предлагается для решения задач по разработке мер охраны подрабатываемых объектов использовать расчетные величины сдвижений и деформаций земной поверхности, определяемые с учетом ошибок положения зоны сдвижения на местности ΔL и коэффициентов перегрузки.

Вначале по описанной методике в районе объекта выбираются три точки зоны и определяются расчетные сдвижения и деформации в этих точках (рис. 4). Положение точек 1-3 находится исходя из ошибок положения зоны сдвижения на местности ΔL , но не менее 10 м [3]. Под объектом принимаются наибольшие расчетные значения сдвижений и деформаций, получаемые в одной из выбранных трех точек. На рис. 5 приведен пример использования данной методики.

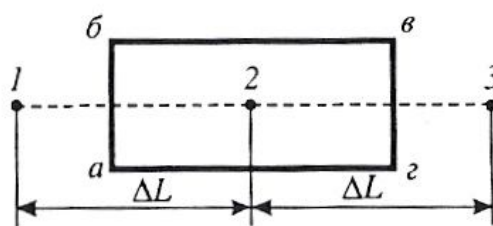


Рис. 4. Схема к определению расчетных деформаций в основании объекта абвг [3]

Таким образом, методика учитывает неопределенность не только величины, но и знака деформаций в любой точке мульды сдвижений. Вместе с тем, несмотря на правильный подход, методика существенно сужает пределы возможных вариаций оседа-

ний и деформаций земной поверхности и не дает значения вероятности этих вариаций. Случайная вариация методикой [3] учитывается через использование детерминированной кривой оседаний или деформаций, а не действительным законом вариации. Так на участке мульды, где расчетный показатель оседаний или деформаций не будет меняться, вариация будет отсутствовать, в то время когда объективно она имеет место всегда и в любой части мульды.

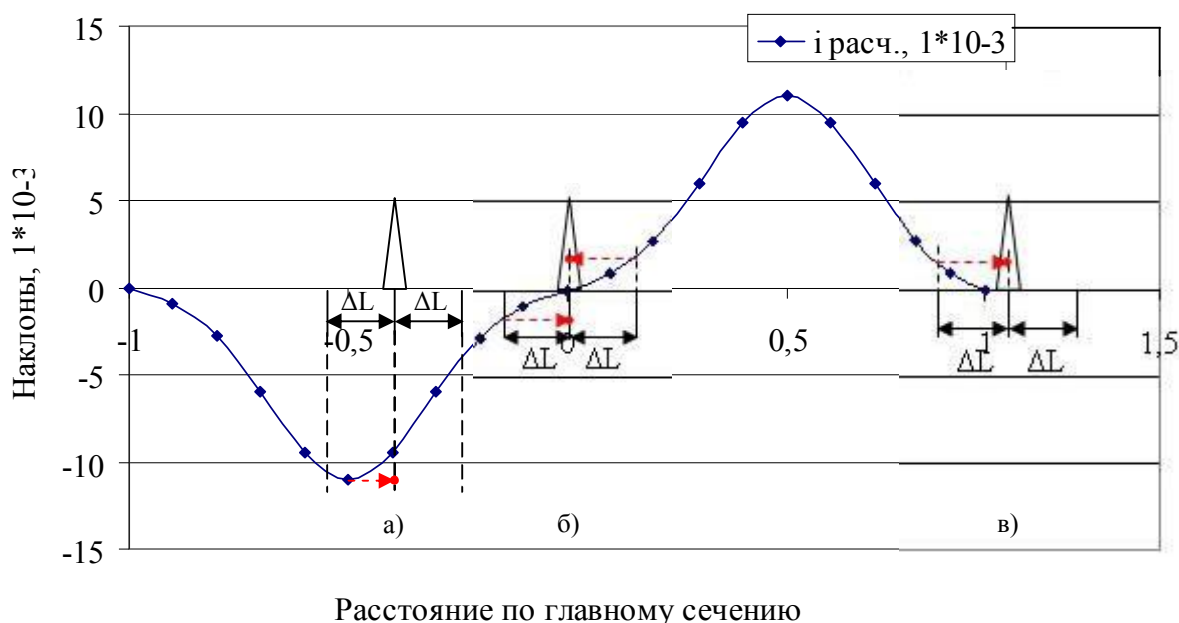


Рис. 5. Пример использования методики, описанной в [3]: для телемачты, расположенной в средней части полумульды (а); в центре мульды сдвига (б); за границей мульды сдвига (в).

Обоснование новой методики расчета оседаний и деформаций земной поверхности с учетом их естественного разброса. Исследования, выполненные с помощью численного компьютерного и физического моделирования, а также натурных инструментальных наблюдений [1, 10-12] показали, что распределение любых показателей деформации земной поверхности в пределах мульды сдвижений относительно ожидаемых значений, определенных по методике [4] не противоречат нормальному закону, при этом вдоль мульды величины разброса оседаний и деформаций не являются постоянными, и в центре мульды макси-

мальны, причем на границах мульды разброс показателей деформаций не стремится к нулю (рис. 6-8).

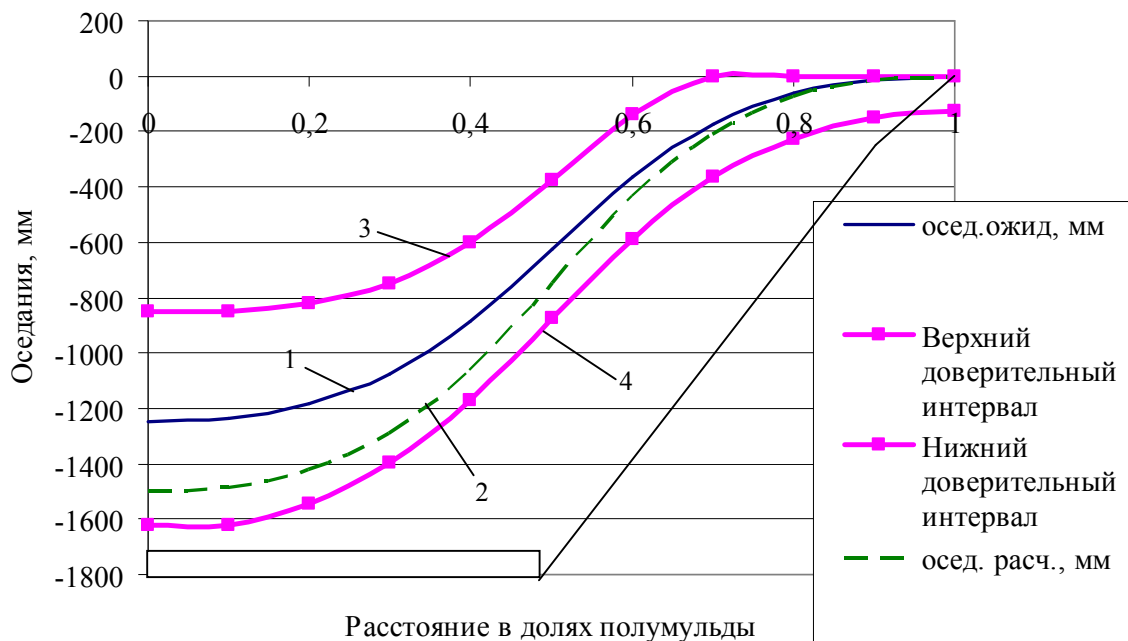


Рис. 6. График значений оседаний, рассчитанных по действующей [4] и предлагаемой методикам

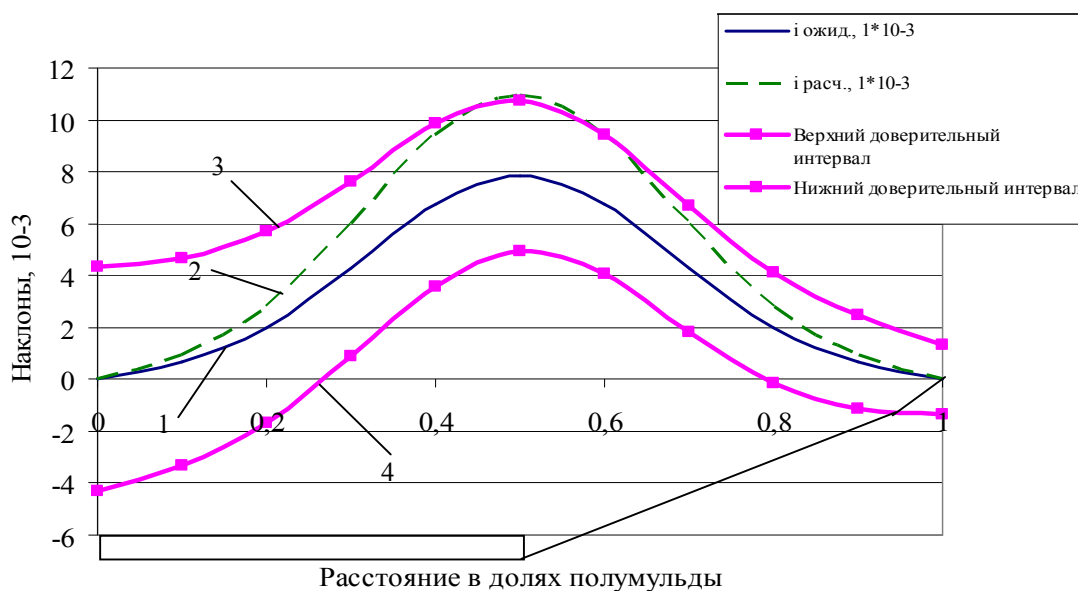


Рис. 7. График значений наклонов и горизонтальных деформаций, рассчитанных по действующей [4] и предлагаемой авторами методикам

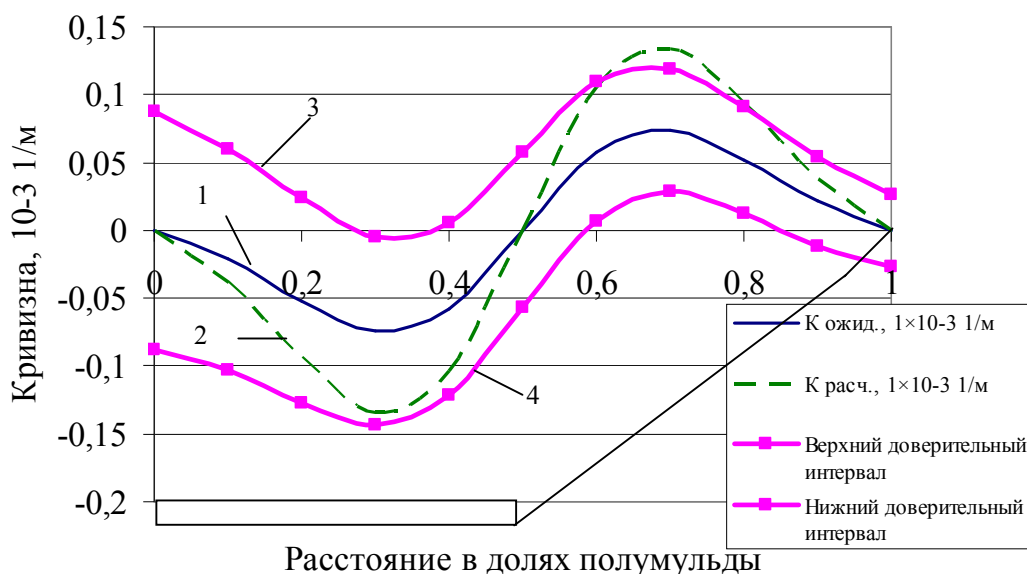


Рис. 8. График значений кривизны, рассчитанных по действующей [4] и предлагаемой методикам

Расчеты выполнены для типичных условий подработки земной поверхности одиночной лавой: мощность угольного пласта составляет около 1,7 м, породы средней обрушаемости, класса A_1, A_2 . Породы представлены перемежающимися слоями алевролитов и песчаников средней прочности, при этом средняя мощность слоев 10-15 м. Залегание пород горизонтальное. Прочность пород в пределах 40-70 МПа. Породы умеренно обводненные. Способ управления кровлей осуществляется путем ее полного обрушения. Угольный пласт отрабатывается по столбовой системе разработки, скорость подвигания лавы 100-150 м/мес. Марка угля К. Глубина разработки 210 м, длина лавы 290 м, мощность наносов 60 м. Модуль деформации 0,001-15 ГПа, коэффициент Пуассона 0,1-0,5, угол внутреннего трения 10-50 град, сцепление 0,001-15 МПа, плотность 2500 кг/м³, объемный вес 0,025 МН/м³.

По рисунку 6 видно, что поправка оседаний за их естественный разброс в обе стороны относительно ожидаемых величин максимальна в центральной части мульды сдвижения и равна 549 мм. На границе мульды эта поправка уменьшается до значения 124 мм или 23 % от максимального значения.

То же самое наблюдается для наклонов и кривизны (рис. 7, 8). В случае наклонов поправка в центре мульды равна $8,6 \times 10^{-3}$

(100 %), на краевой части мульды $2,7 \times 10^{-3}$ (31 %), а для кривизны данные поправки составляют $0,18 \times 10^{-3}$ 1/м (90 %) в центральной части мульды сдвижений и $0,05 \times 10^{-3}$ 1/м (25 %) на границе мульды. Для кривизны максимальная поправка наблюдается на расстоянии $0,3z$ (где z – безразмерная координата вдоль главного сечения полу-мульды, в долях полумульды) от длины полумульды и составляет $0,2 \times 10^{-3}$ 1/м (100 %).

По сути, положение точки перехода показателя сдвижения или деформации через нулевое значение не является однозначным, а располагается в каком-то диапазоне имеющем определенный доверительный интервал. Этот факт объясняет ненулевые значения наклонов и кривизны по предлагаемой методике в расчетной граничной точке мульды и в точке максимального оседания, определенные по «Правилам подработки...» [4].

При определении доверительных интервалов оседаний земной поверхности необходимо учесть естественное физическое ограничение, заключающееся в том, что оседания не могут превысить вынимаемой мощности пласта и для статической мульды не могут быть отрицательными (поднятиями). В среднем максимальные оседания для условий Донбасса не превышают $0,85m$ (где m – вынимаемая мощность угольного пласта, м), однако в реальности возникают ситуации, когда оседания равны вынимаемой мощности. В частности вероятность этого увеличивается с увеличением скорости подвигания лавы, когда процесс полного обрушения приобретает черты плавного опускания кровли [16]. Поэтому в случае, когда расчетные оседания по предлагаемой методике превышают вынимаемую мощность пласта, оседания принимают равными вынимаемой мощности (рис. 6).

Установленная закономерность получена на основании представительной выборки экспериментальных данных, включающих результаты моделирования (288 численных экспериментов на стохастической трехмерной и плоской конечно-элементной модели с учетом запредельного деформирования массива горных пород) и данные натурных наблюдений (4 профильных линии собственного эксперимента и 16 наблюдатель-

ных станций других авторов). Пример генеральной выборки данных экспериментов по измерению оседаний показан на рис. 9.

Статистический анализ отдельных выборок на определенных интервалах мульды сдвижений показал, что в любом сечении мульды распределение естественного разброса оседаний не противоречит нормальному распределению с достоверностью 95% (сечения А, В на рис. 9). При этом границы доверительного интервала возможных отклонений от ожидаемой величины оседаний описываются параболическими зависимостями с максимумом в центре мульды.

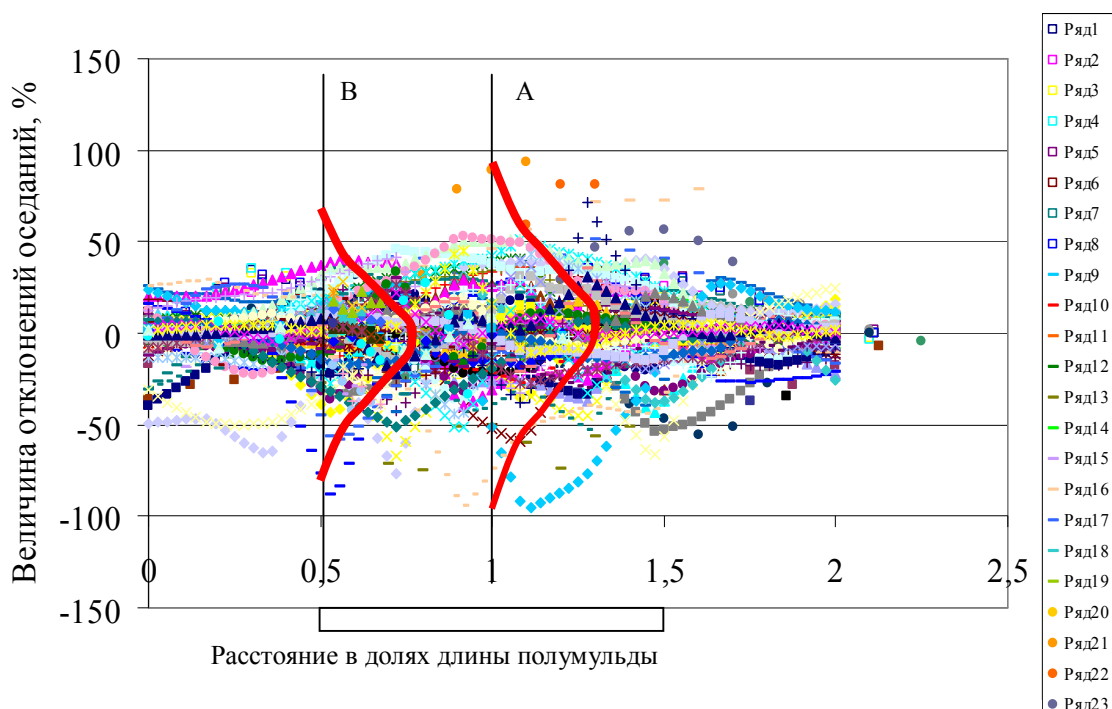


Рис. 9. Распределение отклонений оседаний земной поверхности, полученное при анализе результатов стохастического моделирования и результатов натуральных измерений

Учет неоднозначности положения границ мульды сдвижений. Отсутствие нулевого разброса оседаний и деформаций на расчетных границах мульды означает, что и положение границ мульды не является однозначным. Оказалось, что это положение варьирует в диапазоне $\pm 17\%$ (для одного СКО), то есть вероятность этого утверждения равна примерно 68% (рис. 10). Такое отклонение фактических длин полумульды сдвижений от ее расчетного положения получено на основании обработки результа-

тов 16 натуральных экспериментов, список которых приведен в таблице 1.

Таблица 1

Исходные данные для построения гистограмм разброса границ мульды сдвижения

№ п/п	Наименование шахты	Средняя глубина разработки, м	Длина расчетной полу-мульды, м	Отклонение измеренной полу-мульды от расчетной, м	Отклонение измеренной полу-мульды от расчетной, %
1	«Куйбышевская» п/о «Донецкуголь» [17]	160	155	46	-29
2	«Куйбышевская» п/о «Донецкуголь» [17]	160	155	22	-14
3	«Куйбышевская» п/о «Донецкуголь» [17]	160	155	33	21
4	им. Горького п/о «Донецкуголь» [17]	620	700	80	11
5	им. Горького п/о «Донецкуголь» [17]	620	700	65	-9
6	им. Горького п/о «Донецкуголь» [17]	620	700	161	-33
7	им. Горького п/о «Донецкуголь» [17]	620	700	42	-6
8	им. Горького п/о «Донецкуголь» [17]	620	700	77	-11
9	им. Горького п/о «Донецкуголь» [17]	620	700	140	20
10	им. Горького п/о «Донецкуголь» [17]	620	700	98	-14
11	им. Горького п/о «Донецкуголь» [17]	620	700	63	9
12	им. Горького п/о «Донецкуголь» [17]	620	700	77	-11
13	им. Горького п/о «Донецкуголь» [17]	620	700	161	33
14	им. газеты «Социалистический Донбасс» п/о «Донецкуголь» [17]	662	760	38	5
15	Американские восточные каменноугольные бассейны [18]	800	800	192	24

Продолжение таблицы 1

16	им. Капустина [9]	236	228	19	-8
17	им. Капустина [9]	236	228	19	-8
18	им. Капустина [9]	236	228	19	-8
19	им. Капустина [9]	236	200	58	-29
20	№1 «Центральная» [19]	135	150	10	-7
21	№1 «Центральная» [19]	135	150	5	3
22	№5-6 им. Димитрова [19]	170	186	24	13
23	№5-6 им. Димитрова [19]	170	186	18	10
24	№5-6 им. Димитрова [19]	140	240	14	6
Среднеквадратическое отклонение					17%

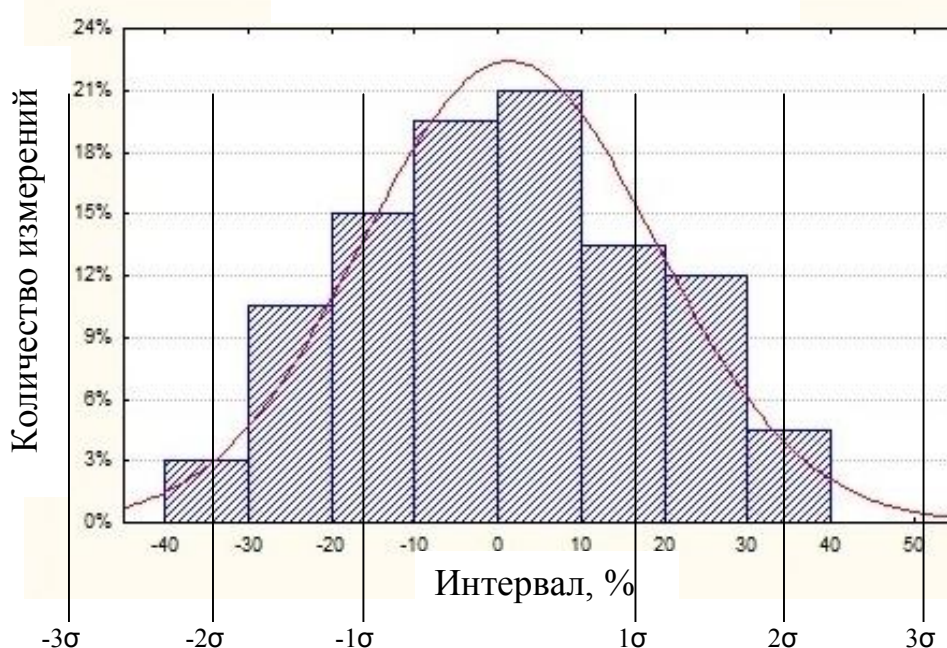


Рис. 10. Распределение разброса положения границы мульды сдвижений совместно по результатам компьютерного моделирования авторов и натуральных экспериментов других исследователей

Выделение проблемы оценки поврежденности подрабатываемого сооружения. Проблема неопределенности деформаций зданий и сооружений не будет исчерпана, если не затронуть естественный разброс материалов, из которых изготовлены эти подрабатываемые объекты. Известно, что пределы прочности и деформационные показатели металлов и строительного камня (бетона, шлакоблоков, кирпичной кладки) подвержены естественному разбросу точно также как и всех твердых тел, включая

горные породы. Указанный разброс является естественным, потому, что обусловлен кинетической природой прочности твердых тел [20].

Так среднеквадратическое отклонение естественного разброса предела прочности проволоки на разрыв, изготовленной из одного и того же металла в одной партии составляет 30%. Разброс прочности бетона и тем более железобетона еще больше, поскольку в процесс отверждения бетона на месте строительства часто вмешиваются дополнительные факторы, имеющие случайную природу (например погодные).

Существенное влияние на величину деформаций фундаментов зданий и сооружений, а также на их разброс оказывает процесс взаимодействия фундаментов с грунтами, на которых они возведены. Так в СНиП [21, табл. 1] приводятся допустимые предельные деформации оснований фундаментов зданий и сооружений в процессе их строительства и эксплуатации вне зоны влияния горных работ. Максимальная величина деформаций допускается для зданий с полным каркасом в виде стальных рам с заполнением бетоном. Чем меньше прочность и монолитность фундамента, тем более строгие требования предъявляются для величины допустимой деформации при усадке фундамента здания или сооружения. При этом в зависимости от конструкции здания и монолитности его фундамента величина предельно допустимой относительной разности осадок фундамента изменяется от 0,001 до 0,06, то есть в шесть раз, а относительный прогиб от 0,0007 до 0,0012 или почти в два раза.

Польские и канадские специалисты разделяют сооружения по сопротивляемости повреждению при их подработке горными работами на пять классов, а повреждаемость изменяется от 20 до 48 баллов [22]. При этом учитываются не только прочность и монолитность сооружения, но и свойства грунтовых оснований. Так наибольшей сопротивляемостью деформированию при подработке обладают новые сооружения, длина которых не превышает 10м, с квадратной формой в плане, с жесткой конструкцией (каркасом и фундамента), при строительстве которых заложены мероприятия по повышению прочности и устойчивости. При этом

минимальные повреждения сооружения происходят при подработке плоской равниной земной поверхности и сжимаемых грунтах основания зданий. Наоборот, подработка холмистой поверхности, представленной несжимаемыми грунтами, влечет за собой максимальные повреждения сооружений, которые усугубляются при их сильном износе, размере более 40м, вытянутой форме, нежесткой конструкции и построенных без применения специальных мероприятий.

Случайный характер повреждаемости сооружений после их возведения признается и специалистами, которые изучали процесс усадки оснований сооружений вне зоны влияния очистных работ [23, 24]. Очевидно, что в условиях влияния подработки масштабы этой неопределенности возрастут в несколько раз.

В итоге для повышения достоверности определения последствий подработки зданий и сооружений необходимо учитывать не только естественный разброс механических свойств грунтов, но и материалов, из которых изготовлены здания. Наличие естественных факторов, вносящих существенный вклад в неопределенность оценки степени повреждаемости подрабатываемых зданий и сооружений в известной степени подтверждается тем, что величины допустимых деформаций зданий и сооружений в последнем нормативном документе [4] уменьшены в 1,71-3,3 раза, что видно из сравнения результатов расчетов, приведенных в таблице 2. Расчеты выполнены для типичных сооружений и конструкций при исходных условиях указанных в табл. 3-5. Очевидно, что уменьшение допустимых деформаций обусловлено не только повышением требований к устойчивости сооружений, но и признанием факта существенного влияния неопределенности.

Таблица 2

Сравнительная таблица допустимых и предельных деформаций земной поверхности под зданиями и мостовыми кранами вычисленных по «Правилам охраны...» [2] и «Правилам подработки...» [4]

Наименование объекта	Разряд	Длина здания (отсека)	Этажность	Вид деформации	Нормативное значение		Допустимые значения деформации	Предельные значения деформации
					допустимых деформаций	Предельных деформаций		
«Правила охраны...» [2]								
1. Дворец спорта	1	80	1	Δl , мм ε , $1 \cdot 10^{-3}$	90 -	160 -	66 2,75	118 4,90
2. Кузнечный цех машиностроительного завода	3	90	1	ε , $1 \cdot 10^{-3}$	4,00	7,30	3,96	7,23
3. Подкрановые пути мостовых кранов:								
а) в продольном направлении	-	-	-	i , $1 \cdot 10^{-3}$ R , км	- -	- -	6,0 6,0	- -
б) в поперечном направлении	-	-	-	i , $1 \cdot 10^{-3}$ ε , $1 \cdot 10^{-3}$	- -	- -	5,0 17,5	- -
«Правила подработки...» [4]								
1. Дворец спорта	2	80	1	Δl , мм	55	-	36	-
2. Кузнечный цех машиностроительного завода	2	90	1	ε , $1 \cdot 10^{-3}$	1,2	-	1,2	-
3. Подкрановые пути мостовых кранов в поперечном направлении	-	-	-	ε , $1 \cdot 10^{-3}$	-	-	3,5	-

Таблица 3

Характеристика дворца спорта

№ п/п	Параметры	Значение или наименование параметров
1	Этажность здания	1
2	Форма здания	Г-образная
3	Длина здания	80 м
4	Ширина здания	30 м
5	Размер Г-образных построек	20 м
6	Количество швов, разделяющих основной корпус здания на отсеки	1
7	Материал и толщина стен	Кирпич, 380 мм
8	Конструкция перекрытий	Железобетонные плиты
9	Износ стен	11-20%
10	Грунт под фундаментом здания	Плотные глины
11	Высота здания, от подошвы фундамента до верха карниза	11,5 м

Таблица 4

Характеристика кузнечного цеха машиностроительного завода

№ п/п	Параметры	Значение или наименование параметров
1	Этажность здания	1
2	Форма здания	Четырехугольная
3	Длина здания	90 м
4	Ширина здания	20 м
5	Конструкция здания	Каркасное, без связевого блока
6	Количество деформационных швов	2
7	Высота колонн	9 м
8	Состояние здания	Хорошее
9	Грунт под основанием здания	Плотные глины

Таблица 5

Характеристика мостовых кранов

Длина пролета, м	Высота колонн подкранового пути, м	Высота надкрановой части колонн, м	Направление подкранового пути
14	7	2	Параллельно длинной стороне здания

Обоснование новой методики оценки поврежденности подрабатываемого сооружения. Поскольку вариации величин допускаемых деформаций зданий и сооружений обусловлены как неопределенностью процесса сдвижений, так и естественной вариацией механических свойств объектов, которые сооружены на подрабатываемом участке, мы предлагаем сопоставлять возможные деформации земной поверхности в виде криволинейной полосы 1 (рис. 6-8) с прямоугольной полосой 2 доверительного интервала допустимых предельных деформаций здания или сооружения (рис. 11). Затем на их пересечении или частичном наложении определять вероятность разрушения сооружения. Так вероятность разрушения на интервале А будет максимальна и равна 1. Это значит, что в пределах этого интервала сооружение будет наверняка повреждено. Интервал Б ограничивает всю опасную зону, в пределах которой может быть повреждено сооружение. При этом за пределами интервала А вероятность начинает уменьшаться с единицы и падает на границах зоны Б до минимума. Поскольку можно с высокой достоверностью предположить, что свойства грунта и основания здания независимы, вероятность повреждения здания равна произведению вероятности деформации грунта на вероятность реализации той или иной прочности фундамента и стен здания.

Существующая методика, основанная на детерминированном определении деформаций земной поверхности и учете детерминированных предельных или допустимых деформаций сооружений дает границы повреждения здания на интервале В, причем по умолчанию вероятность разрушения согласно существующим нормативным документам внутри интервала В равна единице, а за его пределами нулю (рис. 11). Практика показывает, что такой резкий перепад вероятности поврежденности нереален. Очевидно, что в действительности переход от полностью опасной зоны к неопасной имеет конечную длину и происходит плавно, как это показано пунктирной кривой на верхнем фрагменте рис. 11.

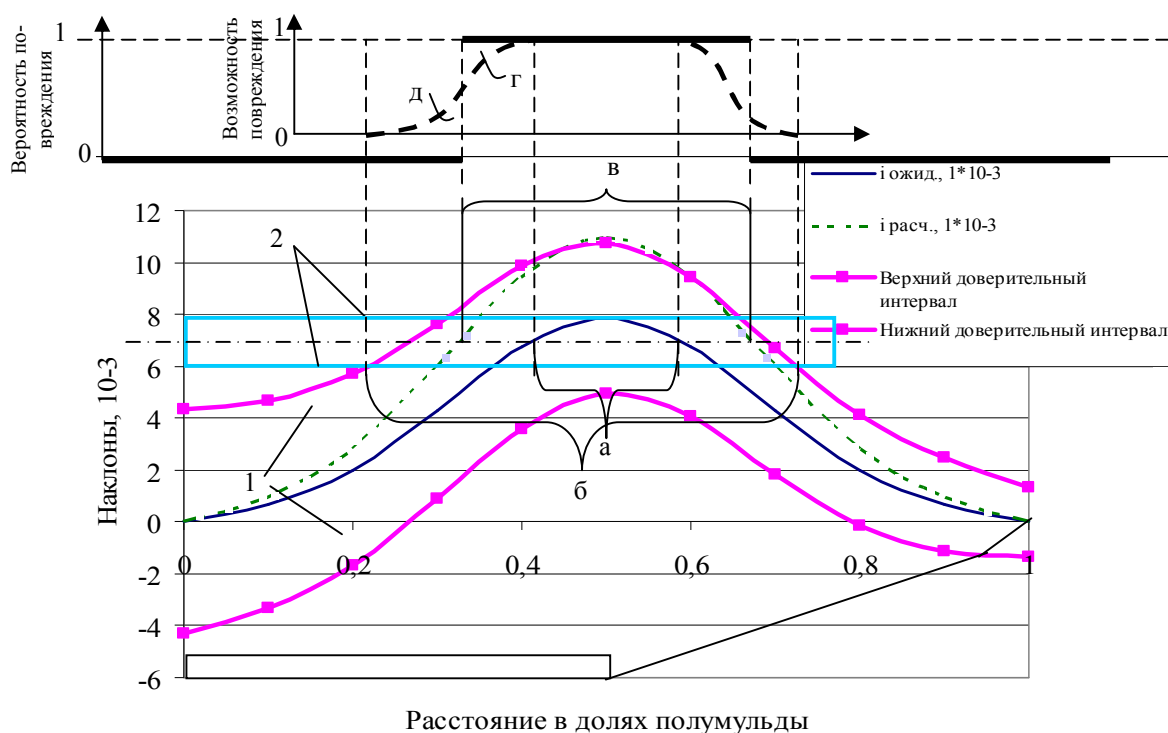


Рис. 11. Общая схема для определения границ доверительного интервала опасных деформаций

Строго говоря, даже на границах интервала Б вероятность повреждения сооружения не равна нулю, поскольку все параметры естественного разброса оседаний и деформаций земной поверхности введены в новую методику с одним среднеквадратическим отклонением. То же касается и коэффициента перегрузки [2-4], который также по умолчанию учитывает разброс величин оседаний и деформаций с одним СКО. Увеличение надежности прогноза интервалов повреждаемости сооружений до двух и тем более трех СКО повлечет непропорционально большие дополнительные расходы. Поэтому следуя традициям [2-4] остановимся на учете вероятности повреждения с одним СКО и перенормируем оставшийся диапазон вероятностей, представив условно границы интервала Б как такие, где вероятность повреждения сооружения пренебрежимо мала и за пределами которой применять специальные мероприятия по предотвращению негативных последствий подработки экономически нецелесообразно. Соответственно для корректности будем вместо вероятности использовать термин *возможность* повреждения.

Тогда сравнение традиционной и новой методики оценки возможности повреждения подрабатываемого сооружения показывает, что надежность новой методики существенно выше по сравнению с надежностью существующей. Так участок, отмеченный криволинейным треугольником (г) характеризует переоценку опасности повреждения традиционной методикой, а участок, обозначенный треугольником (д) – недооценку. В связи с этим расходы на применение мероприятий по нейтрализации негативных последствий подработки на участке (г) будут неоправданно завышены, в то время как вероятность повреждения объекта остается заметной для протяженного объекта и весьма значительной для сосредоточенного объекта, поскольку участок (д) остается полностью незащищенным. То же самое и с другой (правой на рис. 11) стороны опасного интервала подработки. Наоборот, новая методика позволяет рационально перераспределить ресурсы пропорционально возможности или риску повреждения подрабатываемого объекта по всей длине опасного участка. Для этого следует часть объема мероприятий на участке (г) уменьшить, и передать ее на участок (д). В итоге те же затраты на предотвращение возможных негативных последствий подработки сооружения будут перераспределены более рационально. Это значит повышение надежности эксплуатации объекта при нулевых дополнительных затратах.

Поправка на неопределенность расчетных величин деформаций, введенная в [3] не обеспечивает такого позитивного эффекта. Величина поправки согласно [3] зависит от наклона кривой деформаций, а не от объективной величины естественного их разброса. Это значит что при прочих равных условиях, например при фиксированном размере подрабатываемого сооружения, поправка по [3] будет минимальной и близкой к нулевой на участках, где касательная к кривой деформаций приближается к горизонтальной линии. На самом деле величина разброса, как показали наши исследования, являются функцией расстояния от центра мульды сдвижений и уменьшается от центра мульды к ее границам согласно закону, который отражается колоколообразной кривой.

Таким образом, модифицированная авторами методика обеспечивает более достоверное определение доверительного интервала повреждения подрабатываемого сооружения.

Краткое описание новой методики. Характер распределения оседаний и деформаций земной поверхности и подрабатываемого сооружения, а также расчет значений их разброса производится по следующей методике:

1. Вычисляем ожидаемые распределения оседаний или деформаций (например наклонов) по нормативным документам [2-4] (см. рис. 11).

2. Вводим поправку в детерминированные величины деформаций по формуле:

$$i = i_0 \pm \Delta i$$

где i_0 – ожидаемая деформация;

Δi – определяется по формуле:

$$\Delta i = \frac{i_{0\max} * \Delta}{100},$$

где Δ – величина стохастического разброса наклонов, определяемая в процентах по рис. 12 и вычисляется по формуле (2), в которой эмпирические коэффициенты A , B , C принимаются из табл. 6 в строке 2:

$$\Delta S = \pm A / (B + C * x^2), \quad (2)$$

где A , B , C - эмпирические коэффициенты;

x - расстояние от центра мульды или от границ плоского дна, доли полумульды.

Таблица 6

Итоговая таблица эмпирических коэффициентов для одного СКО

№ п/п	Вид деформации	Эмпирические коэффициенты		
		A	B	C
1	Оседания	2,95	9	20
2	Наклоны, горизонтальные деформации	5	9	20
3	Кривизна	10,7	9	20

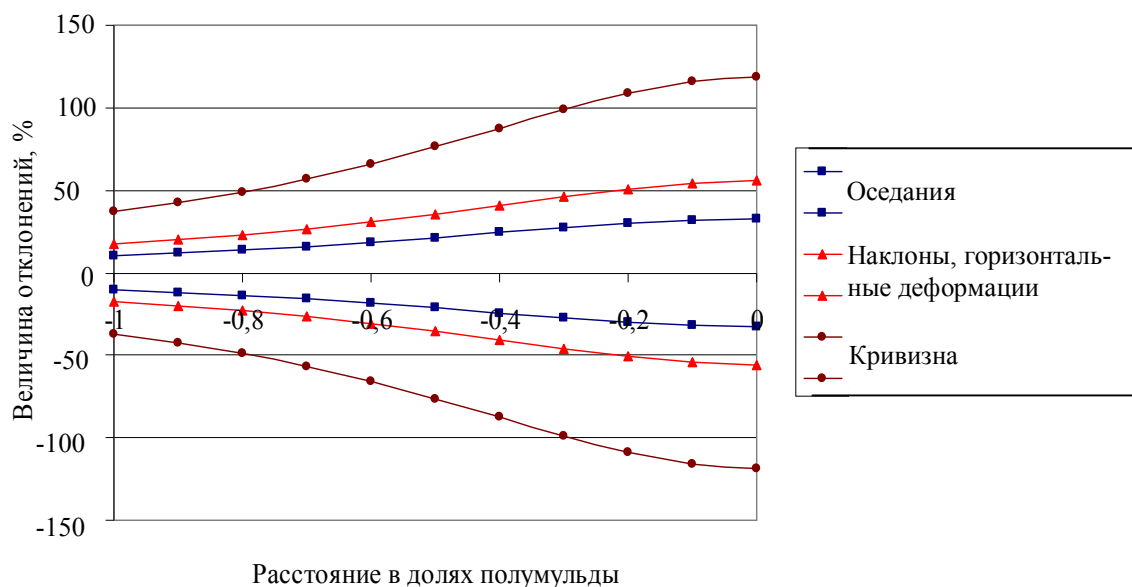


Рис. 12. Огибающие распределений величины разброса оседаний, наклонов и кривизны относительно ожидаемых

В итоге в отличие от нормативной методики вместо одностороннего коэффициента перегрузки мы используем двухсторонний доверительный интервал.

3. На *полосу* возможных величин деформаций земной поверхности налагаем *полосу* доверительного интервала допустимых деформаций подрабатываемого сооружения. Пока не будут получены новые уточненные данные, принимаем, что случайный разброс величин предельных деформаций зданий и сооружений согласуется с нормальным законом распределения, имеет среднее, равное табличному значению, определяемому с указанием [2-4] и СКО, равное 30% от среднего.

4. Определяем диапазон практически достоверного повреждения сооружения на интервале между границами пересечения ожидаемых деформаций земной поверхности и средней величины допустимых деформаций (интервал А на рис. 11).

5. Находим границы интервала возможного повреждения сооружения на пересечении нижней границы допустимых деформаций сооружения (то есть минимально возможных допустимых деформаций) и верхней границы возможных величин деформаций земной поверхности (то есть максимальных возможных). Этот интервал указан буквой Б на рис. 11.

6. Определяем переходные интервалы опасной подработки сооружения между границами практически достоверного повреждения и границами возможного повреждения сооружения.

7. Определяем возможность R повреждения в пределах переходных интервалов по эмпирической формуле:

$$R = -2,2x^3 + 3,2x^3,$$

где x – безразмерное расстояние вдоль переходных зон начиная от границ практически достоверного повреждения обрабатываемого объекта (вся длина переходной зоны принимается а единицу).

8. Объем мероприятий по усилению конструкции сооружения или предотвращению возможных повреждений определяем пропорционально рассчитанной возможности повреждения.

Пример использования новой методики. Предложенная методика использовалась при подсчете опасных деформаций в процессе подработке 1-й восточной лавой шахтоуправления им. Кирова комплекса весьма ответственных сооружений, состоящего из плотины шламоотстойника ООО «Силур», водоспускных сооружений, обводного канала, участка автомагистрали Донецк-Ростов и сливной трубы под автомагистралью. Условия подработки следующие: вынимаемая мощность составляет 1,2-1,25 м, угол падения пласта 9-10°, мощность наносов – 5 м. Уголь марки Т. Длина 1-й восточной лавы 220 м. Лава отрабатывается на глубине 140 м по сплошной системе разработки и примыкает к ранее выработанному пространству восточной коренной лавы, отрабатанной в 1997-1999 годах. Управление кровлей в лаве осуществляется полным обрушением. Согласно «Правилам подработки...» [4] для данного комплекса объектов опасными являются горизонтальные деформации растяжения, допустимый показатель которых равен $6 \cdot 10^{-3}$.

По описанной ранее методике вычисляем ожидаемые распределения горизонтальных деформаций по «Правилам подработки...» [4]. На рис. 13 данное распределение показано сплошной кривой линией 1. Далее согласно принятой методики вводим поправку в детерминированные величины горизонтальных де-

формаций. Границы доверительного интервала возможных деформаций земной поверхности показаны кривыми 2,3.

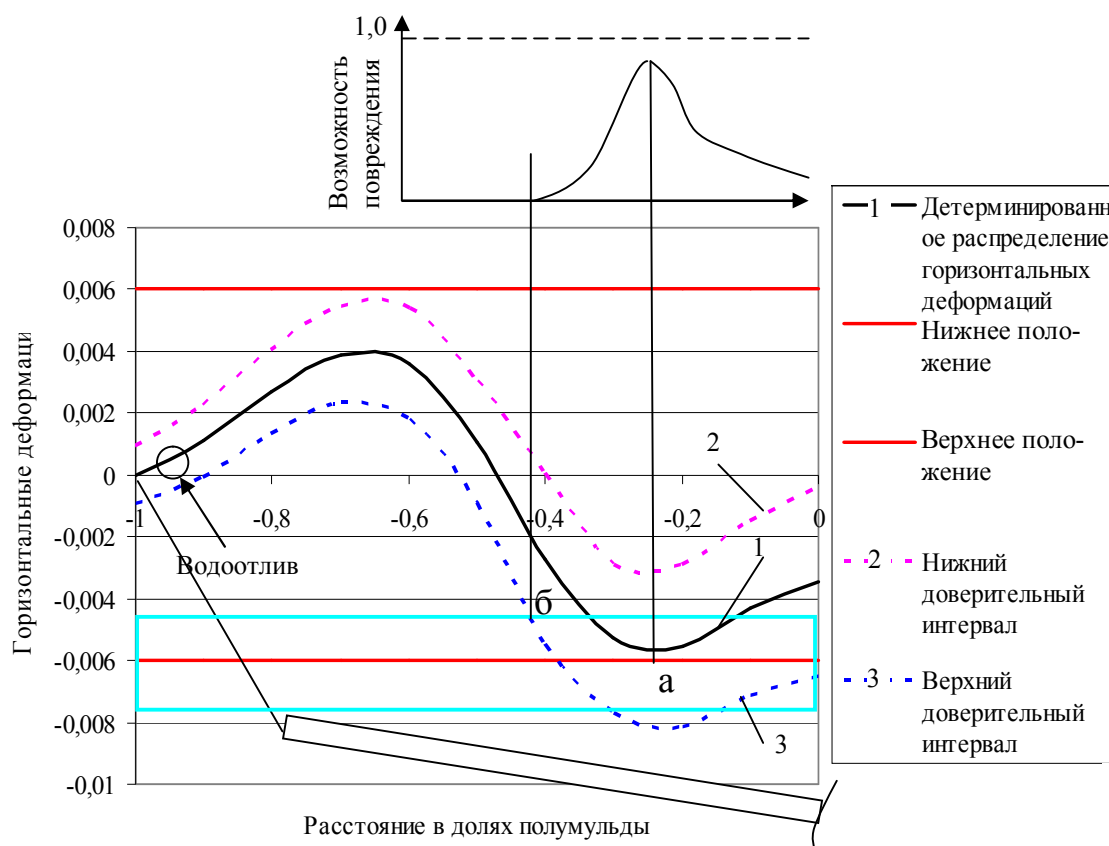


Рис. 13. Распределение горизонтальных деформаций в полумульде по «Правилам подрботки...» [4] и по предлагаемой методике

По рис. 13 видно, что при использовании «Правил подрботки...» горизонтальные деформации вдоль всей полумульды не превышают допустимых значений. Однако по предложенной авторами настоящей работы методике велика вероятность, что трасса будет разрушена в ходе ее подрботки на участке 0-0,4 длины полумульды. Максимальная возможность повреждения трассы составляет 95% и приурочена к точке А, которая отвечает участку, на котором кривая ожидаемых деформаций земной поверхности максимально приближается к наиболее вероятному значению предельной деформации основания автомобильной трассы. Возможность повреждения трассы становится пренебрежимо малой в точке Б, где заканчивается наложение доверительных интервалов (полос на рис. 13) возможных деформаций зем-

ной поверхности и допустимых величин деформации основания дороги.

В результате проведенных нами инструментальных наблюдений оказалось, что на подработанном участке автомагистрали возникли существенные деформации трассы и отбойников (рис. 14), что подтверждает достоверность разработанной методики.



Рис. 14. Результаты подработки трассы Донецк-Ростов

Целесообразно остановиться на распространенном ошибочном мнении специалистов о том, что применение коэффициента перегрузки обеспечивает необходимый и достаточный учет естественного разброса величин оседаний и деформаций. Во-первых коэффициент разброса не учитывает вероятность повреждения зданий и сооружений, которая, как показали примеры, приведенные в данной статье, существенно уточняет возможность повреждения сооружений. Во-вторых введение интервала неопределенности вместо коэффициента перегрузки позволяет учесть не только неопределенность величины деформации, но и ее знака. Учитывая, что предел прочности на растяжение для многих строительных материалов в несколько раз меньше предела на сжатие, неопределенность знака деформаций может приводить к заметному повышению вероятности повреждения сооружений на тех интервалах мульды, где знак деформации неопределен.

Таким образом, разработанную методику целесообразно использовать в практике ведения горных работ, а также учесть при дальнейшем совершенствовании нормативных документов.

Выводы.

1. Анализ существующих нормативных документов свидетельствует о том, что они прогнозируют сдвигения и деформации земной поверхности с помощью гладких типовых кривых, которые дают детерминированные значения оседаний и деформаций. Однако при сравнении прогнозных и фактических сдвижений и деформаций возникает разброс, который нельзя полностью учесть введением коэффициента перегрузки. На сегодняшний день не установлена величина доверительного интервала разброса величин сдвижений и деформаций, а также положения границ мульды сдвижения.

2. Величина разброса оседаний и деформаций земной поверхности на границе мульды сдвижений составляет одну треть от максимальных значений в ее центре, а среднее квадратическое отклонение места положения границы равно $\pm 17\%$ длины полу-мульды.

3. Вариация ΔS величин сдвижений и деформаций земной поверхности над очистной выработкой пологого угольного пла-

ста распределена согласно усеченному нормальному закону в любой точке сечения мульды сдвижений, а диапазон разброса является центрированной случайной функцией расстояния вдоль полумульды, с границами доверительного интервала, описываемые обратной параболической зависимостью типа $\Delta S = \pm A / (B + C * x^2)$, где x - расстояние от центра мульды или от границ плоского дна в долях полумульды.

4. От детерминированной **оценки интервалов** мульды сдвижений, на которых подрабатываемое сооружение будет повреждено, следует перейти к оценке **вероятности** повреждения на характерных участках мульды. Указанные характерные участки определяются на пересечении границ доверительных интервалов допустимых деформаций зданий и сооружений и границ возможных деформаций земной поверхности. Вероятности повреждения сооружения определяются как произведение вероятности реализации допустимой деформации сооружения на вероятность реализации деформации земной поверхности.

5. Необходимо установить параметры распределений допустимых деформаций зданий и сооружений и заменить конкретные величины допустимых деформаций на параметры их распределений.

6. Целесообразно учесть в нормативных указаниях и документах результаты исследований, опубликованные в данной статье.

Список литературы

1. Бугаёва Н.А. Особенности распределение стохастических отклонений оседаний земной поверхности при ее подработке одиночной лавой / Н.А. Бугаёва, В.В. Назимко // Проблемы гірського тиску. – 2008. – Вип.16. – С. 194-237.

2. Правила охраны сооружений и природных объектов от вредного влияния подземных горных разработок на угольных месторождениях. – М.: Недра, 1981. – 288 с.

3. Правила охраны сооружений и природных объектов от вредного влияния подземных горных разработок на угольных месторождениях. – СПб., 1998.

4. Правила підробки будівель, споруд і природних об'єктів при видобуванні вугілля підземним способом : ГСТУ 101.00159226.001: 2003. - [Введ. 01.01.2004]. – К., 2004. – 128 с.

5. Шашенко А.Н. Масштабный эффект в горных породах / А.Н. Шашенко, Е.А. Сдвижкова, С.В. Кужель. - Днепропетровск: АРТ-ПРЕСС, 2004. – 132 с.
6. Витке В. Механика скальных пород: [пер. с нем.] / В. Витке. – М.: Недра, 1990. – 439 с.
7. Указания по рациональному расположению, охране и поддержанию горных выработок на угольных шахтах СССР. - Л.: ВНИМИ, 1985. – 222 с.
8. Schenk J. Dynamism of spatial displacements of points based on in-situ measurements and dependence on geomechanical properties of the roof / J. Schenk. - Poland, Cracow, 2000.
9. Сдвигение горных пород и земной поверхности при подземных разработках / под общей ред. В.А. Букринского и Г.В. Орлова. – М.: Недра, 1984. – 247 с.
10. Бугаёва Н.А. Научные основы стохастического прогноза деформаций земной поверхности при ее подработке / Н.А. Бугаёва // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Сер. «Гірничо-геологічна». - 2011. – Вип. 13 (178). – С. 63-69.
11. Бугаёва Н.А. Определение параметров деформаций земной поверхности по стохастическим мульдам оседания / Н.А. Бугаёва, Е.В. Яремчук, В.В. Назимко // Проблеми гірського тиску. – 2009. – Вип.17. – С. 192-225.
12. Бугайова Н.А. Геомеханічне обґрунтування параметрів зрушення земної поверхні неоднорідного породного масиву при відпрацюванні пологістих вугільних пластів.: авт. дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.15.09 / Н.А. Бугайова. – Дніпропетровськ, 2012. – 22 с.
13. Земисев В.Н. Расчеты деформаций горного массива / В.Н. Земишев. – М.: Недра, 1973. – 144 с.
14. Медянецев А.Н. Учет погрешностей рассчитываемых сдвижений и деформаций земной поверхности над горными выработками с помощью коэффициентов перегрузки / А.Н. Медянецев, Ю.В. Посыльный // Маркшейдерское дело и геодезия: межвузовский сборник. - 1978. - Вып. 5. – С. 10-14.
15. Муллер Р.А. О статистической теории сдвижения горных пород и деформаций земной поверхности, вызываемых горными работами / Р.А. Муллер // Вопросы проектирования и защиты зданий и сооружений от влияния горных выработок. – М.: Центрогипрошахт, 1961. – С. 37-61.
16. Назимко И. В. Исследование влияние скорости подвигания очистного забоя на характер деформирования покрывающих пород / И. В. Назимко // Вісник КТУ. – 2006. – Вип. 5(15). – С. 41 – 45.
17. Заложить наблюдательные станции, провести инструментальные наблюдения за деформациями земной поверхности при дискретном харак-

тере процесса сдвижения и при разработке пластов на большой глубине: отчет о НИР (промежуточный): 0205 / Украинский филиал Всесоюзного научно-исследовательского института горной геомеханики и маркшейдерского дела (ВНИМИ); отв. исполн.: Чепенко Л.П. [и др.]. - 1977. – 113 с.

18. Agioutantis Z. Developing improved methods of predicting surface displacements due to underground mining through the integration of empirical indices into numerical modeling / Z. Agioutantis, M. Karmis // Mining Science and Technology. – 1988. – 7. – Pp. 133-148.

19. Колбенков С.П. Способы расчета деформации земной поверхности в угольных бассейнах и практическое их использование в маркшейдерском деле / С.П. Колбенков // Труды Всесоюзного научно-технического совещания по маркшейдерскому делу. – М.: Углетехиздат, 1958. - С. 251-264.

20. Регель В.Р. Кинетическая теория прочности твердых тел / В.Р. Регель, А.И. Слуцкер, Э.И. Томашевская. - М.: Наука, 1975. – 560 с.

21. Основания зданий и сооружений. Нормы проектирования: СНиП 2-15-74. - М.: Стройиздат, 1975.

22. Blachowski J. GIS-based methodology for assessing effects of mining on the surface infrastructure / J. Blachowski, A. Czchanowski // XV Int. ISM Congress 2013. - Aachen, 2013. - Pp. 529-545.

23. Гуляев Ю.П. О точности математического описания процесса деформации основания фундамента / Ю.П. Гуляев // Геодезия и картография. – 1975. - №10. - С. 27-33.

24. Николаев С.А. Статистические исследования осадок инженерных сооружений / С.А. Николаев. - М.: Недра, 1983. – 112 с.

Стаття надійшла до редакції 13.10.2013

Рекомендовано до друку д-ром техн. наук В.О. Назаренко

М.Е. Гордієнко

Донбаська паливно-енергетична компанія, м. Донецьк

Н.А. Колеснік, Г.Г. Козловський, В.В. Назимко

Донецький національний технічний університет, м. Донецьк

ВДОСКОНАЛЕННЯ МЕТОДИКИ РОЗРАХУНКУ ДЕФОРМАЦІЙ БУДИНКІВ І СПОРУД, ЩО ПІДРОБЛЯЮТЬСЯ

Сучасні методи оцінки деформацій будівель, що підробляються, використовують детерміновані підходи і не враховують стохастичний характер процесу зрушення. Виявлено, що розкид осідання і деформацій у 3 рази менше на границі мульди в порівнянні зі значеннями в центрі мульди зрушення. Розкид деформацій узгоджується з нормальним законом на будь-якій ділянці мульди, а межі довірчого інтервалу можуть бути представлені параболічною кривою. Запропоновано спосіб переходу від детер-

мінованої оцінки деформації до встановлення ймовірності руйнування будівлі в певній частині мульди. Ймовірність пошкодження об'єкта може бути визначена як добуток ймовірності реалізації певного рівня критичної деформації будівлі та ймовірності деформацій земної поверхні.

Ключові слова: осідання та деформації земної поверхні, розкид, ймовірність пошкодження.

M.E. Gordienko

Donbass Fuel-Energy Company, Donetsk

N.A. Kolesnik, G.I. Kozlovsky, V.V. Nazimko

Donetsk National Technical University, Donetsk

DEVELOPMENT OF THE METHOD FOR CALCULATION OF BUILDINGS AND CONSTRUCTIONS DEFORMATION DURING THEIR UNDERMINING

Modern methods use deterministic approaches for assessment of undermining buildings deformation and do not account stochastic nature of destruction process. We found that dispersion of subsidence and deformation is 3 time less at the trough boundary in comparison to that at the center. Variation of deformations is in accordance with normal law at any section of the trough and confidence interval boundaries can be represented by a parabolic curve. We proposed to move from deterministic assessment of trough intervals to estimation of destruction probability at a certain part of the trough. Total probability of a building deformation can be defined as the product of probability of a certain level of critical deformation of a building and probability of ground deformation.

Keywords: subsidence and deformation of the earth's surface, variation, probability of deformation.

ЗМІСТ

Сахно И.Г., Молодецкий А.В.

ЛАБОРАТОРНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ДИНАМИКИ РОСТА
ДАВЛЕНИЯ САМОРАСШИРЕНИЯ НЕВЗРЫВЧАТОЙ
РАЗРУШАЮЩЕЙ СМЕСИ В ТИПИЧНЫХ ДЕФОРМАЦИОННЫХ
РЕЖИМАХ.....3

Ремез Н.С., Вовк О.А., Вапничная В.В.

РАЗРАБОТКА МЕТОДОВ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ И СНИЖЕНИЯ
ОПАСНОСТИ ДИНАМИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В УГОЛЬНОЙ
ПРОМЫШЛЕННОСТИ.....18

Зуєвська Н.В., Лозовий С.О.

ІМІТАЦІЙНЕ МОДЕЛЮВАННЯ АРМУВАННЯМ ЩЕБЕНЕМ
ЛЕСОВОГО ГРУНТОВОГО МАСИВУ ЕНЕРГІЄЮ ВИБУХУ37

Labinskiy K.N.

INVESTIGATION OF BREAKING PROBABILITY OF
DETONATION PROCESS IN BLAST-HOLE CHARGES.....48

Халимендик Ю.М., Бруй А.В., Барышников А.С.

ОБОСНОВАНИЕ ШИРИНЫ ЦЕЛИКА ПРИ ПОДГОТОВКЕ
ЗАПАСОВ СПАРЕННЫМИ ВЫРАБОТКАМИ.....57

Заболотная Ю.А.

СПОСОБЫ РАСПОЛОЖЕНИЯ МАГИСТРАЛЬНЫХ
ВЫРАБОТОК С ЦЕЛЮ ИСКЛЮЧЕНИЯ ВЛИЯНИЯ ОЧИСТНЫХ
РАБОТ В УСЛОВИЯХ СЛАБЫХ БОКОВЫХ ПОРОД.....68

Терещук Р.Н.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЦИОНАЛЬНОЙ ЗОНЫ ВЛИЯНИЯ
ОДИНОЧНОГО АНКЕРА НА НЕОДНОРОДНЫЙ
ПРИКОНТУРНЫЙ МАССИВ.....80

Халимендик Ю.М., Чемакина М.В.

ОБОСНОВАНИЕ ПРИРОДЫ ОБРАЗОВАНИЯ
МЕЛКОАМПЛИТУДНЫХ ТЕКТОНИЧЕСКИХ НАРУШЕНИЙ
В ЗАПАДНОМ ДОНБАССЕ.....95

Кучин А.С., Назаренко В.А., Сдвижкова Е.А. ХАРАКТЕР РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ГОРИЗОНТАЛЬНЫХ ДЕФОРМАЦИЙ НАД РАЗРЕЗНОЙ ПЕЧЬЮ ПРИ ЗАКОНЧИВШЕМСЯ ПРОЦЕССЕ СДВИЖЕНИЯ.....	107
Дрибан В.А., Назимко И.В., Садовенко И.А. ОСОБЕННОСТИ МЕХАНИЗМА АКТИВИЗАЦИИ СДВИЖЕНИЙ ПОДРАБОТАННОГО МАССИВА И ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ МОКРОМ ПОГАШЕНИИ ШАХТ.....	122
Гордиенко М.Э., Колесник Н.А., Козловский Г.И., Назимко В.В. СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ МЕТОДИКИ РАСЧЕТА ДЕФОРМАЦИЙ ПОДРАБАТЫВАЕМЫХ ЗДАНИЙ И СООРУЖЕНИЙ.....	137

Інформація для авторів

До збірника приймаються оригінальні неопубліковані раніше статті з проблем, пов'язаних з проявом гірського тиску при розробці родовищ корисних копалин.

Рішення про публікацію рукопису приймається після отримання трьох позитивних анонімних рецензій відомих фахівців з даного питання. Головними критеріями є новизна і значущість результатів, їх достовірність і надійність. Число сторінок та малюнків не обмежена, тому пропонуємо: не економити на розмірах графіків, вказувати всі експериментальні точки, вихідні умови, статистичні характеристики, довірчі інтервали, збіжність теоретичних результатів з експериментальними, отриманими в результаті обробки даних і т.д. Рукописи, в яких матеріал викладено поверхнево, тезово, без достатнього наукового обґрунтування та пояснюючого графічного матеріалу, таблиць та формул, не приймаються. Статті можна розбивати на пункти, якщо автори вважають це за потрібне. Головне - ясність і логічна послідовність викладу, а також переконливість і вагомість висновків.

Вимоги до форматування рукописи наступні. Поля: верх, ліво, право - 2,5 см, низ - 3,2 см. Шрифт: Times New Roman, 16 пунктів. Текст повинен бути підготовлений в редакторі MS Word (6.0/7.0, 97/2000/XP) і відформатовано для друку на лазерному принтері (HP 6P, роздільна здатність не менше 300 пікселів/дюйм). **Рекомендується вводити текст в готовий електронний формат-шаблон, який редакція може вислати по електронній пошті victor_nazimko@mail.ru або bugayovanatasha@mail.ru.**

Не слід готувати графіки та креслення в кольорі, так як на етапі підготовки колір створює оманливе враження чіткості, зникаюче в підсумковому чорно-білому рисунку. **Усі підписи повинні бути досить великими**, в розрахунку на дворазове зменшення при друку збірника. **Мінімальний розмір знаків у графіках, поясненнях і т.п. - 3 мм.**

Посилання на джерела літератури повинні бути оформлені за ДСТУ ГОСТ 7.1.:2006.

До редакції надсилаються три екземпляри рукопису на папері формату А4 хорошої якості і електронна версія поштою. **Необхідно вказати адресу електронної пошти**, за якою можна вести переписку для уточнень і виправлень.

У супровідному листі слід обов'язково вказати, що рукопис **раніше не публікувалася**. Рукописи підписуються всіма співавторами.

Докладаємо пам'ятку для авторів, яку корисно переглянути перед відсиленням рукопису до редакції.

Текст перевірений на орфографічні і граматичні помилки	<input type="checkbox"/>
Англійський варіант анотації перевірений спеціалістом-мовознавцем. Спеціальні терміни перевірені на правильність перекладу.	<input type="checkbox"/>
Надрукована рукопис вчитана та оглядена, а також підписана всіма співавторами.	<input type="checkbox"/>
Рисунки виконані досить товстими лініями, підписи на рисунках досить великі (в розрахунку на зменшення в два рази).	<input type="checkbox"/>
Всі осі на малюнках підписані. Всі розмірні величини представлені в одиницях системи СІ.	<input type="checkbox"/>
Список літератури відповідає вимогам ДСТУ ГОСТ 7.1:2006.	<input type="checkbox"/>
У супровідному листі підтверджується, що рукопис раніше не публікувалася. ...	<input type="checkbox"/>

Информация для авторов

В сборник принимаются оригинальные неопубликованные ранее статьи по проблемам, связанным с проявлением горного давления при разработке месторождений полезных ископаемых.

Решение о публикации рукописи принимается после получения трех положительных анонимных рецензий известных специалистов по данному вопросу. Главными критериями являются новизна и значимость результатов, их достоверность и надежность. Число страниц и рисунков не ограничено, поэтому предлагаем: не экономить на размерах графиков, указывать все экспериментальные точки, исходные условия, статистические характеристики, доверительные интервалы, сходимость теоретических результатов с экспериментальными, полученными в результате обработки данных и т.д. Рукописи, в которых материал изложен поверхностно, тезисно, без достаточного научного обоснования и поясняющего графического материала, таблиц и формул, не принимаются. Статьи можно разбивать на пункты, если авторы считают нужным. Главное – ясность и логическая последовательность изложения, а также убедительность и весомость выводов.

Требования к форматированию рукописи следующие. Поля: верх, лево, право – 2,5 см, низ – 3,2 см. Шрифт: Times New Roman, 16 пунктов. Текст должен быть подготовлен в редакторе MS Word (6.0/7.0, 97/2000/XP) и отформатирован для печати на лазерном принтере (HP 6P, разрешающая способность не менее 300 точек/дюйм). **Рекомендуется вводить текст в готовый электронный формат-шаблон, который редакция может выслать по электронной почте victor_nazimko@mail.ru или bugayovanatasha@mail.ru.** Не следует готовить графики и чертежи в цвете, так как на этапе подготовки цвет создает обманчивое впечатление четкости, исчезающее в итоговом черно-белом рисунке. **Все подписи должны быть достаточно крупными, в расчете на двукратное уменьшение при печати сборника. Минимальный размер знаков в графиках, пояснениях и т.п. - 3 мм.**

Ссылки на источники литературы должны быть оформлены по ДСТУ ГОСТ 7.1.:2006.

В редакцию присылаются три экземпляра рукописи на бумаге формата А4 хорошего качества и электронная версия по почте. **Необходимо указать адрес электронной почты,** по которому можно вести переписку для уточнений и исправлений.

В сопроводительном письме следует обязательно указать, что рукопись **ранее не публиковалась.** Рукописи подписываются всеми соавторами.

Прилагаем памятку для авторов, которую полезно просмотреть перед отсылкой рукописи в редакцию.

Текст проверен на орфографические и грамматические ошибки	<input type="checkbox"/>
Английский вариант аннотации проверен специалистом-языковедом. Специальные термины проверены на правильность перевода.	<input type="checkbox"/>
Рукопись вычитана и подписана всеми соавторами.	<input type="checkbox"/>
Рисунки выполнены в расчете на уменьшение в два раза	<input type="checkbox"/>
Все оси на рисунках подписаны. Все размерные величины представлены в единицах системы СИ.	<input type="checkbox"/>
Список литературы соответствует требованиям ДСТУ ГОСТ 7.1.:2006	<input type="checkbox"/>
В сопроводительном письме подтверждается, что рукопись ранее не публиковалась.	<input type="checkbox"/>

Notes for Contributors

The Journal accepts for consideration papers discussing original research, new developments, site measurements, and case studies in areas of geomechanics and ground control. The emphasis is made on irreversible (post-elastic) processes of ground movement, caused by mining or construction activity, such as subsidence, underground opening closure, roof fall, support deterioration, landslide, and so forth. The most attractive features of a manuscript submitted are novelty and scientific importance of proposed materials, reliability of results and conclusions.

Detailed description of experiment initial conditions should be presented.

Statistics, confidence intervals, discrepancies between experimental and theoretical data should be deliberated.

None restrictions are imposed on the paper volume. Division into paragraphs and items is up to Author's volition.

A manuscript should be typed in Times New Roman.

Text of a manuscript should be prepared using MS Word 6.0/7.0/97/2000/XP, and formatted for printing at HP 5P, 300 dpi. Editorial Board recommends to insert prepared materials into a special template that is available on request at e-mail address victor_nazimko@mail.ru or bugayovanatasha@mail.ru.

Charts and figures must be legible and clear enough, regarding to double shrinking while printing.

Formatting, spelling and grammar checking as well as figures, tables, and formulas layout are of Author(s) responsibility because of limited Editorial Board staff.

A short abstract written in Ukrainian/Russian, and English should precede the paper text.

To facilitate the publishing process, Authors should send original paper along with two hard copies; its electronic version recorded on diskette should be submitted. Also, the Author(s) return e.mail address is appreciated.

Journal is supposed to be distributed among the leading libraries in Ukraine and some overseas institutions.

Authors will receive a copy of the Journal where their paper was published.

In covering letter Authors should indicate that manuscript submitted has not been published elsewhere earlier.

Before sending the manuscript to Journal, making the final check is much helpful, according the check list below:

Text has been checked on spelling and grammar	<input type="checkbox"/>
Printed hard copy has been carefully went through and finally examined	<input type="checkbox"/>
Axes captions, legends, lines and details of figures description are large and legible enough	<input type="checkbox"/>
International metric units (SI) are used.....	<input type="checkbox"/>
References are printed according to the International Standard.....	<input type="checkbox"/>
Cover letter confirms that the manuscript submitted has not been published before....	<input type="checkbox"/>

Наукове видання

ПРОБЛЕМИ ГІРСЬКОГО ТИСКУ

Збірник наукових праць

№1 (22) – 2 (23) ' 2013

(російською, українською, англійською мовами)

Всі надруковані в цьому збірнику статті прорецензовані

Редагування, коректура: *А.В. Зиль, Т.М. Шламенок*

Формат 60×84¹/₁₆ Ум. друк. арк. 10.
Тираж 100 прим. Замовлення №

Адреса редакції: 83001, Україна, м. Донецьк, вул. Артема, 58, к. 11.319; Тел.: (062) 337-20-24; e-mail: *victor_nazimko@mail.ru, bugayovanatasha@mail.ru*

Видавець та виготовлювач: Державний вищий навчальний заклад «Донецький національний технічний університет».

Україна, 83001, м. Донецьк, вул. Артема, 58. Тел.: (062) 301-08-67

Свідоцтво про державну реєстрацію суб'єкта видавничої справи:
серія ДК № 2982 від 21.09.2007.