

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
ДЕРЖАВНИЙ ВИЩИЙ НАВЧАЛЬНИЙ ЗАКЛАД
«ДОНЕЦЬКИЙ НАЦІОНАЛЬНИЙ ТЕХНІЧНИЙ УНІВЕРСИТЕТ»

ВІСТІ

ДОНЕЦЬКОГО ГІРНИЧОГО ІНСТИТУТУ

Всеукраїнський науково-технічний

журнал гірничого профілю

Виходить 2 рази на рік

Засновано у 1995 році

2'2007

ДОНЕЦЬК – 2007

УДК 622
И 33

Друкується за рішенням Вченої Ради державного вищого навчального закладу «Донецький національний технічний університет» (протокол № 9 від 21.12.2007)

И 33 Вісті Донецького гірничого інституту: Всеукраїнський науково-технічний журнал гірничого профілю / Гол. ред. Башков Є.О. — Донецьк: ДВНЗ «ДонНТУ», 2007. — 210 с.

У збірнику публікуються наукові статті з питань підземної розробки: геомеханіки, гірського тиску, стійкості виробок, технології проведення підготовчих виробок, проходки вертикальних стволів, буріння гірських порід; проектування гірничого обладнання; комплексу робіт при ліквідації шахт; обґрунтування та рішення техніко-економічних проблем.

Журнал розрахован на наукових співробітників, інженерно-технічних робітників шахт, проектних організацій, навчальних та науково-дослідних інститутів гірничого напрямку.

Засновник — Донецький національний технічний університет (ДонНТУ)

Видавець — Донецький гірничий інститут при сприянні Донецького учбово-науково-виробничого гірничого об'єднання (ДУНВГО)

Редакційна колегія: Башков Є.О. (головний редактор), Александров С.М. (заст.головного редактора), Булгаков Ю.Ф. (заст.головного редактора), Назимко В.В., Агафонов А.В., Подкопаєв С.В., Касьян М.М., Пілюгин В.В. (відповідальний секретар), Малєєв М.В., Прокопов А.Ю., Саммаль А.С., Демін І.К., Гріщенко М.М., Костюк І.С., Іващенко В.Д.

Адреса редакційної колегії: Україна, 83000, м. Донецьк, вул. Артема, 58, ДВНЗ «ДонНТУ», 9-й учбовий корпус, Гірничий інститут. Тел.: (062) 301-09-05

Журнал зареєстрований в Державному комітеті інформаційної політики, телебачення та радіомовлення України. Свідоцтво: серія КВ, №7378 від 03.06.2003 р.

© ДВНЗ «Донецький національний технічний університет», 2007

УДК 622.031

ПИЛЮГИН В.И., КОЧИН А. Е., ГАВРИШ Н. Н., МИРОШНИЧЕНКО И. А. (ДонНТУ)

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ УСТОЙЧИВОСТИ КРОВЛИ В ОЧИСТНЫХ ЗАБОЯХ ПРИ ОТРАБОТКЕ ЗАПАСОВ ПРИРОДНЫХ АНОМАЛЬНЫХ ЗОН ОДИНОЧНЫХ УГОЛЬНЫХ ПЛАСТОВ

В статье приведены результаты исследований устойчивости непосредственной кровли в очистных забоях. Установлено, что относительная площадь обрушений пород зависит не только от их литологического состава, но и от уровня тектонической пликативной нарушенности массива в рассматриваемой зоне. Предложен и экспериментально проверен подход, позволяющий корректировать категорию устойчивости пород непосредственной кровли при наличии в пределах площади выемочных полей природных аномальных зон.

Опыт ведения горных работ на шахтах Донбасса показал, что при ведении горных работ на тектонически нарушенных угольных пластах на больших глубинах наблюдается зональность вредных проявлений горного давления. Сущность этого явления состоит в том, что при разработке отдельных участков шахтных полей происходит существенное и не связанное с ростом глубины снижение устойчивости подготовительных выработок, увеличение вероятности газодинамических явлений, возрастает относительная площадь обрушений пород кровли в очистных забоях. Все это усложняет угледобычу и снижает ее рентабельность

Последние исследования в области геомеханики показали, что основной причиной зональности вредных проявлений в выработках является неравномерность распределения по площади шахтных полей тектонического поля напряжений. Установлено, что природное силовое поле нетронутого горного массива имеет аномалии, которые приурочены к участкам изгиба породных слоев. Рост уровня напряженно-деформированного состояния пород отрицательно влияет на условия ведения горных работ и создает проблемы с управлением горным массивом в выработках [1]. В настоящее время сделаны первые попытки прогнозирования месторасположения природных аномалий в пределах площади шахтных полей [2].

Крупным пробелом ранее выполненных исследований и действующих в отрасли нормативных документов является отсутствие подходов и методов прогнозирования устойчивости пород кровли очистных забоев, обрабатывающих запасы природных аномальных зон. При проектировании их паспортов крепления и управления кровлей принимается, что категория устойчивости кровли выемочного участка в пределах всей его площади предопределяется литологическим составом пород и не зависит от формы залегания массива. Такой подход нельзя считать единственно правильным, так как поведение кровли в очистном забое во многом зависит от уровня напряжений, действующих в конкретной точке (зоне), а, следовательно, и от рельефа залегания пород. Практика ведения очистных работ показала, что одни и те же породы при разном уровне напряжений имеют разную устойчивость. Следовательно, эффективное управление ими требует выполнения постоянного регионального прогноза геомеханических условий выемки и соответствующей корректировки технологических средств и методов обеспечения устойчивости кровли. В связи с этим был выполнен комплекс исследований по раскрытию влияния формы природной поверхности залегания массива на интенсивность обрушений непосредственной кровли очистных забоев.

На первом этапе осуществлялся анализ практического опыта выемки угольных пластов на участках сложного залегания массива. Для этого электронные планы горных выработок совмещались с картами распределения градиента главных кривизн поверхности отработанного угольного пласта K_0 , отражающего степень тектонического формоизменения массива в рассматриваемой зоне [2]. Затем для каждого значения K_0 определялась интенсивность геомеханических проявлений в очистных забоях и выявлялись ее зависимости от вида и сложности формы залегания пласта и вмещающих пород.

Исследования велись в условиях двух шахтопластов: пласта I_1 шахты им. А.Ф.Засядько и пласта m_3 шахты им. В.М.Бажанова. Они были выбраны для экспериментов не случайно. Особенностью первого является то, что в его непосредственной кровле расположен мощный и прочный слой песчаника. Второй пласт залегает в неустойчивых и легкообрушающихся глинистых сланцах малой прочности. Интенсивность геомеханических проявлений в лавах количественно оценивалась величиной площади обрушений, приходящейся на условную единицу отработанной площади шахтопласта. Всего были проанализированы площади выработанных пространств 39 отработанных очистных забоев, характеризующихся относительно сходными горно-геологическими и горно-техническими условиями разработки.

Шахта им. А.Ф. Засядько, пласт I_1 . С точки зрения управления кровлей пласт имеет одну важную особенность. Она состоит в том, что его непосредственная и основная кровля представлена мощным (13÷30 м) и прочным (70÷80 МПа) песчаником, который залегает над пластом. На относительно небольших по площади участках шахтного поля в непосредственную кровлю выходит алевролит средней устойчивости ($\sigma_{сж} \approx 40$ МПа) мощностью до 1,5 м. Песчаник как основная кровля относится по обрушаемости к категории A_3 , а как непосредственная по устойчивости – к категории $B_3 - B_4$. Алевролит относится к категории по устойчивости $B_2 - B_3$.

Для анализа обрушений кровли в условиях пласта I_1 был выбран участок, отработанный 23-мя очистными забоями с 1976 г. по настоящее время. Положение границ этого участка было выбрано не случайно. Он характеризуется сходными горно-геологическими условиями и технологией ведения очистных работ (рис.1, а). С точки зрения пликативной нарушенности имеются следующие особенности. На восточном крыле шахтного поля пласт представляет собой практически плоский участок, который характеризуется очень низкими значениями градиента кривизны залегания K_0 . Напротив, восточное крыло имеет четко выраженную линейную складчатость, которая усиливается к границе шахтного поля. Величина градиента K_0 в отдельных зонах достигает значений 0,4 – 0,5 $км^{-1}$.

Шахта им. В.М. Бажанова, пласт m_3 . В условиях шахты пласт имеет довольно выдержанные мощность (1,5÷1,7 м) и угол падения ($6^\circ \div 10^\circ$). Он выбросоопасен, склонен к самовозгоранию, природная газононосность составляет 25 $м^3/т$, марка угля К. Глубина ведения работ в шахтном поле изменяется от 800 до 1150 м. На всей площади шахтного поля в непосредственной кровле пласта залегает неустойчивый глинистый сланец ($\sigma_{сж} \approx 30$ МПа) большой мощности (13÷14 м), имеющий категорию по устойчивости B_2 . Основная кровля — алевролит мощностью — 8÷10 м прочностью до 50 МПа. Его категория по обрушаемости A_2 . С точки зрения управления кровлей условия разработки существенно отличаются от условий пласта I_1 . В первом случае породы мы имеем тяжелообрушаемую основную и непосредственную кровли, представленную одним слоем. Во втором - это два разных типа пород. Они достаточно близки по свойствам, но оба относятся к неустойчивым и средней обрушаемости по классификации ДонУГИ.

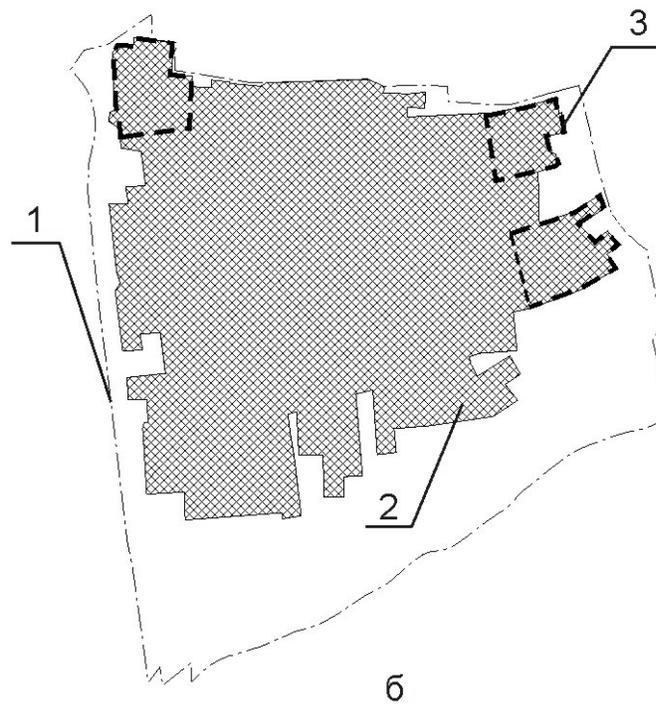
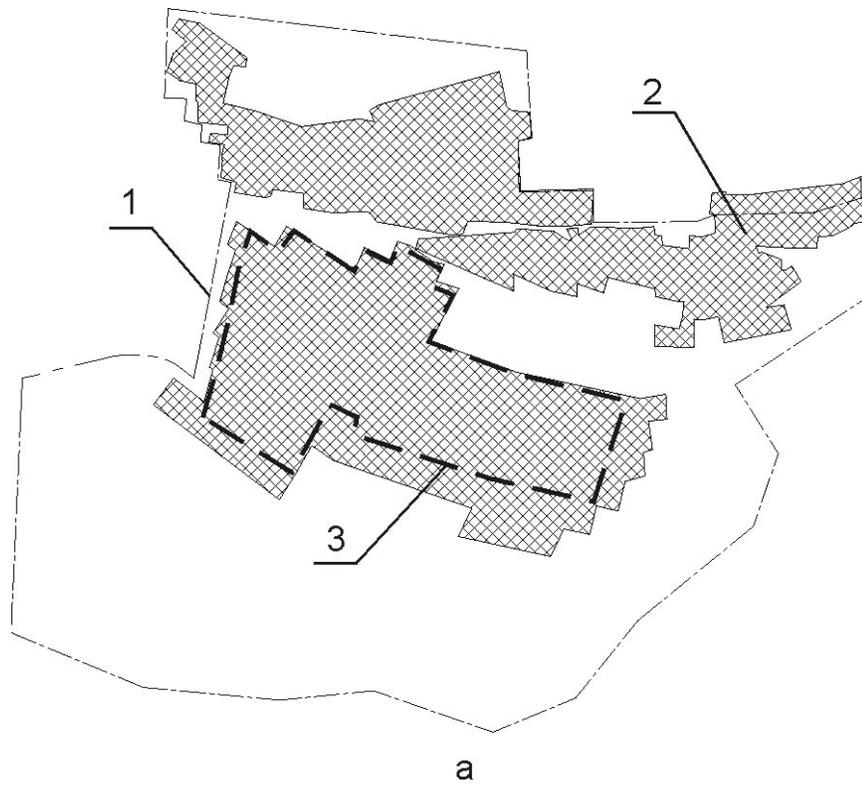


Рис. 1. Расположение экспериментальных участков в пределах шахтного поля пласта l_1 шахты им. А.Ф. Засядько (а) и пласта m_3 шахты им. В.М.Бажанова (б): 1 — граница шахтного поля; 2 — отработанные участки; 3 — границы экспериментальных участков.

На рис. 2, а представлены графики изменения относительной площади обрушений в очистных забоях пласта I_1 от степени его тектонического формоизменения для трех основных видов формы залегания. Они показывают прямую линейную связь между этими двумя величинами. Важно отметить, что максимальный угол наклона к оси имеет график $S_{\text{отн}} = f(K_0)$ для седлообразных и выпуклых зон, а минимальный — для вогнутых. Это говорит о том, что наиболее вредное воздействие на устойчивость пород кровли оказывают растягивающие напряжения. Все три графика отражают существенное снижение величины относительной площади обрушений при моноклинальном (плоском) залегании обрабатываемого пласта. Аналогичные результаты были получены также в условиях шахтопласта m_3 (рис. 2, б). Необходимо отметить, что графики связи интенсивности обрушений и градиента кривизны залегания массива построены в достаточно узком диапазоне значений K_0 . Это обусловлено тем, что на площади более сложных по залеганию участков очистные работы, несмотря на многочисленные попытки, не выполнялись.

Таким образом, впервые на основе практического опыта ведения очистных работ на одиночных пластах установлена линейная возрастающая зависимость относительной площади обрушений кровли очистных забоев от степени тектонического формоизменения вмещающего массива. Важно подчеркнуть, что зависимость выявлена для шахтопластов с вмещающими породами различных категорий устойчивости. Это является весьма важным условием и предпосылкой для осуществления регионального прогнозирования поведения кровли при ведении очистных работ.

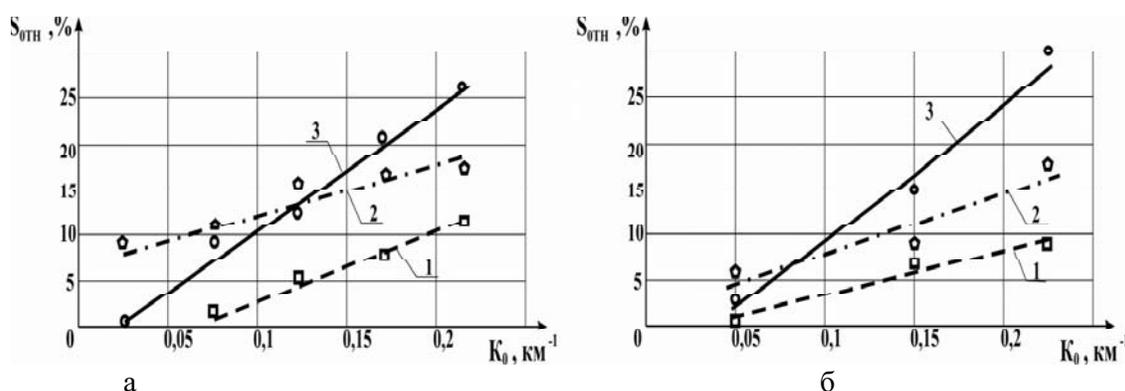


Рис. 2. Графики зависимости относительной площади обрушений кровли от кривизны рельефа залегания: а — пласт I_1 ; б — пласт m_3 ; 1 — зона вогнутого рельефа; 2 — зона выпуклого рельефа; 3 — седлообразная зона

Прямая линейная связь относительной площади обрушений пород кровли с уровнем действующих в массиве тектонических напряжений является основной причиной усложнения условий отработки угольных пластов в зонах сложного залегания, т. е. в природных аномальных зонах. Характер этой связи позволяет предполагать, что категория устойчивости вмещающих пород может изменяться при прочих равных условиях в зависимости от формы поверхности залегания массива в конкретной точке (зоне) выемочного поля действующей лавы. Этому вопросу был посвящен второй этап исследований.

Основная рабочая гипотеза в общих чертах сводилась к следующему. Современное залегание осадочного массива горных пород является конечным результатом его очень длительного деформирования под действием тектонических сил. Сопротивление этому процессу оказывали внутренние реакции пород, интенсивность которых определяется их прочностными свойствами. Общеизвестно, что любое деформирование

сплошных тел происходит в случае, если действующие напряжения превышают предельно допустимые для данного вида нагрузок. В геомеханике в качестве критериев прочностных свойств в исследованиях процессов разрушения пород на контуре выработок чаще всего используют два параметра: мгновенный предел прочности на сжатие $\sigma_{сж}$ и предел длительной прочности на сжатие σ^∞ [3]. По данным И. Л. Черняка они связаны следующим соотношением:

$$\sigma^\infty = 0,7\sigma_{сж} \quad (1)$$

Очевидно, что разрушение пород кровли пласта в нетронутым массиве под действием тектонических напряжений представляет собой очень медленный и длительный процесс, который во времени исчисляется миллионами лет. В связи с этим использование предела мгновенной прочности $\sigma_{сж}$ в данном случае выглядит малообоснованным. Не в полной мере соответствует физике процесса также и предел длительной прочности. Вместе с тем из всех остальных имеющихся и практически используемых прочностных параметров только он в определенной степени учитывает фактор времени. В связи с этим будем считать, что в первом приближении сопротивляемость массива тектоническим нагрузкам определяется пределом длительной прочности σ^∞ .

Вопрос оценки величины тектонических напряжений, действующих в горном массиве, является еще более запутанным и нераскрытым до настоящего времени. Некоторую ясность в него вносят результаты последних натурных и теоретических исследований. Они показывают, что на уровне максимальных оценок их можно считать примерно равным напряжениям изгиба в тонких плитах и определять по формулам Софи – Жермен с учетом допущений работы [4]:

$$\sigma_1 = \frac{Eh}{2(1 - \nu^2)} (K_1 + \nu K_2) ; \quad \sigma_2 = \frac{Eh}{2(1 - \nu^2)} (K_2 + \nu K_1) , \quad (2)$$

где E — модуль упругости; h — толщина плиты; ν — коэффициент Пуассона; K_1 и K_2 — главные кривизны природной поверхности залегания массива.

Напряжения, определяемые по формулам (2), являются дополнительными и действуют на фоне равномерно распределенного гравитационного поля. Общеизвестно, что его горизонтальные компоненты рассчитываются как:

$$\sigma_1 = \sigma_2 = \gamma H \nu / (1 - \nu) \quad (3)$$

Если учесть, что поверхность залегания массива по форме близка к плоскости, то:

$$K_1 \sim K_2 \quad \text{или} \quad K_1 + \nu K_2 \approx K_2 + \nu K_1 \approx K_0 = \sqrt{K_1^2 + K_2^2} . \quad (4)$$

Подставив (4) и (3) в (2) решая уравнения относительно K_0 , получим следующую формулу для определения опасной, т. е. разрушающей кривизны поверхности залегания массива:

$$K_0^p = \frac{2}{Eh} \left(\sigma^\infty - \frac{\nu}{1 - \nu} \gamma H \right) (1 - \nu^2) . \quad (5)$$

Физический смысл величины K_0^p состоит в том, что она равна такой кривизне поверхности породного слоя горного массива, при которой сумма гравитационных и изгибающих составляющих напряжений силового поля нетронутого горного массива равна пределу длительной прочности пород. Таким образом, это своего рода критиче-

ское значение уровня тектонического формоизменения массива, при котором следует ожидать его разрушение до начала ведения горных работ.

Для проверки правомерности вышеприведенных оценок были выполнены специальные исследования и расчеты. Их суть состояла в следующем. Применительно к условиям западного крыла пласта I₁ шахты им. А.Ф. Засядько (9-е, 10-е и 11-е западные лавы) была построена карта распределения критерия K_0 . На нее накладывались зоны обрушений пород, которые выделяли на основе выполненных массовых (более 1500 замеров) производственных наблюдений в очистных забоях. По формулам (5) было определено значение $K_0^p = 0,2 \text{ км}^{-1}$ для условий пласта I₁. Затем на карте оконтурили потенциально опасные с точки зрения разрушения пород кровли (аномальные) участки шахтопласта, в которых выполнялось соотношение $K_0 \geq K_0^p$. На последнем этапе была определена относительная площадь обрушений в обычных и аномальных зонах.

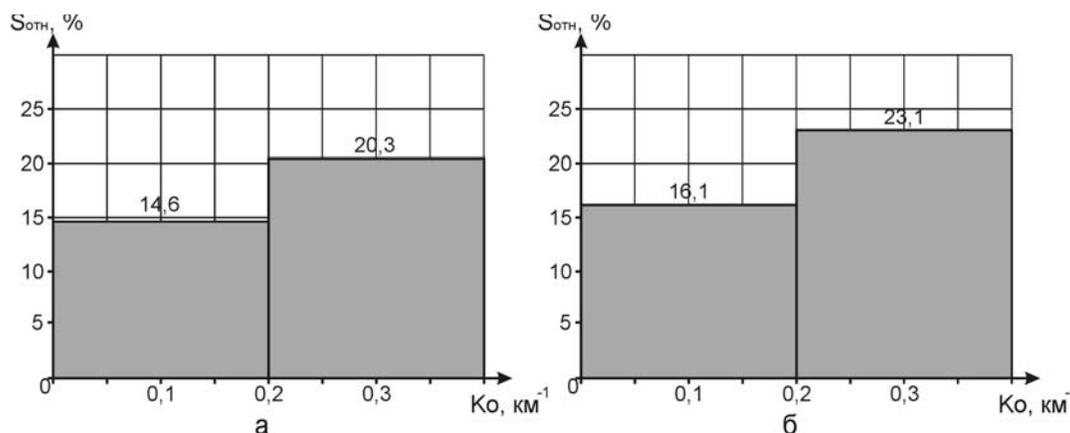


Рис. 3. Гистограммы изменения относительной площади обрушений пород кровли пласта I₁ шахты им. А.Ф. Засядько от градиента главных кривизн: а – при наличии в кровле песчаника; б – при наличии в кровле алевролита

На рис. 3 представлены гистограммы распределения $S_{отн}$ в зависимости от величины критерия K_0 применительно к условиям западного крыла пласта I₁. Они показывают, что в условиях плоского залегания и незначительного влияния тектонической составляющей природного силового поля ($K_0 \leq K_0^p$) величина относительной площади обрушений кровли при залегании в ней песчаника составляла 14,6% (рис. 3, а). Если рассматривались участки, расположенные в пределах аномальных зон ($K_0 \geq K_0^p$), то устойчивость кровли в пределах их площади была существенно ниже. Среднее значение $S_{отн}$ в интервале $0,2 \leq K_0 < 0,35$ составило 20,2%, что примерно в 1,4 раза выше, чем в обычных условиях. Аналогичная картина распределения и соотношения площади вывалов в данных очистных забоях имела место при залегании в непосредственной кровле маломощного слоя алевролита (рис. 3, б). Таким образом, в результате выполненных натурных исследований было установлено, что в случае превышения действующих в горном массиве напряжений предела длительной прочности пород происходит существенное ухудшение устойчивости непосредственной кровли в лавах. При проектировании паспортов крепления очистных забоев, отрабатывающих запасы шахтных полей со сложным залеганием угольных пластов, необходимо учитывать их форму и при наличии в пределах выемочных полей аномальных зон природного происхождения корректировать категорию устойчивости пород кровли в сторону ее снижения.

Для решения практических вопросов, связанных с проектированием паспортов крепления и управления кровлей в очистных забоях, важно знать примерный уровень опасной кривизны рельефа залегания массива применительно к типичным условиям шахт Донбасса. Для решения этой задачи были выполнены расчеты величины K_0^p по ранее приведенным формулам. При этом использовались данные работы [3] по анализу мощностей вмещающих угольные пласты пород и данные кадастра [5] относительно пределов изменения параметров упругих свойств пород. Глубина ведения горных работ для расчетов принималась равной 1200 м, коэффициент Пуассона составлял 0,3. Результаты расчетов приведены в таблице 1.

Табл. 1. Результаты расчетов опасной кривизны залегания массива применительно к условиям глубоких шахт Донбасса

№	Тип пород кровли	Мощность пород, м	Предел прочности $\sigma_{сж}$, МПа	Модуль упругости E , МПа	Опасная кривизна K_0^p , км ⁻¹
1	Аргиллит	6,0	30,0	$1,5 \cdot 10^{10}$	0,22
2		8,0			0,17
3		10,0			0,13
4	Алевролит	6,0	40,0	$2,0 \cdot 10^{10}$	0,27
5		8,0			0,20
6		10,0			0,16
7	Песчаник	10,0	75,0	$2,5 \cdot 10^{10}$	0,30
8		12,0			0,26
9		14,0			0,22
$\nu=0,3;$ $H=1200$ м; $\sigma^\infty=0,7\sigma_{сж};$					

Анализ опасных значений кривизны рельефа залегания массива показывает, что признаки разрушения пород под действием тектонических напряжений могут появляться при достаточно небольших по величине природных деформациях вмещающей толщи. Так, при залегании в кровле аргиллитов аномальные зоны неустойчивых пород будут формироваться уже при $K_0^p = 0,15$ км⁻¹ и более. Такой уровень тектонического формоизменения пород довольно часто наблюдается в условиях действующих шахт Донбасса.

Выводы:

1. Устойчивость пород непосредственной кровли в очистных забоях существенно зависит от формы природной поверхности вмещающего массива. Установлена прямая линейная зависимость относительной площади обрушений пород от градиента главных кривизн рельефа залегания массива в зоне выемки.
2. С ростом степени тектонического формоизменения массива изменяется поведение пород непосредственной кровли. Это приводит к снижению категории их устойчивости и увеличению относительной площади обрушений при отработке лав.
3. Переход непосредственной кровли в более низкую категорию устойчивости происходит в случае, если действующие в массиве суммарные напряжения (гравитационные и тектонические) достигают предела длительной прочности пород.
4. На достигнутых в настоящее время глубинах тектоническая нарушенность пород, вмещающих угольные пласты Донбасса, проявляется в зонах пликативных изменений залегания с градиентом главных кривизн более 0,15 – 0,2 км⁻¹.

Библиографический список

1. **Прогнозирование** геомеханических условий отработки пологих угольных пластов / Под общ. ред. В.И. Пилюгина. — Донецк: ДонНТУ, 2004. — 145 с.
2. «**Комплекс мер по прогнозированию месторасположения аномальных зон тектонического происхождения при отработке пологих угольных пластов Донбасса**» / В.И. Пилюгин, М.П. Зборщик, А.Е.Кочин и др. — Донецк: ДонНТУ, 2007. — 20 с.
3. **Черняк И. Л., Бурчаков Ю. И.** Управление горным давлением в подготовительных выработках глубоких шахт. М.: Недра, 1984. — 304 с.
4. **Зборщик М.П., Син А.Ф., Пилюгин В.И.** Геомеханические основы ведения горных работ в условиях пликтивно нарушенных пологих угольных пластов. — Донецк: ДонНТУ, 2005. — 282 с.
5. **Справочник** (кадастр) физических свойств горных пород. Под ред. Н. В. Мельникова, В.В.Ржевского, М.М. Протодяконова. М., «Недра», 1975. 279 с.

© Пилюгин В.И., Кочин А. Е., Гавриш Н. Н., Мирошниченко И. А., 2007

УДК 622.7

АРИНЕНКОВ Ю. Д. (ДонНТУ)

ВЫБОР ФУНКЦИИ АППРОКСИМАЦИИ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ФРАКЦИЙ ПРИ ПРОГНОЗЕ СОСТАВА ПРОДУКТОВ СЕПАРАЦИИ

Выполнено сравнение прогноза фракционных характеристик продуктов сепарации оценкой извлечения фракций по Тромпу и по равенству плотности распределения вероятностей делимой фракции во всех продуктах и даны рекомендации по их применению.

На протяжении всего прошлого столетия проблема прогноза характеристик фракционного состава продуктов сепарации оставалась пробным камнем проверки различных подходов к развитию её теории. Примером может служить кривая извлечения частиц в отходы $\epsilon(\rho)$ (кривая Тромпа), которая позволяет приближенно найти состав продуктов обогащения, если задан состав исходного угля [1].

Недостаточная точность такого описания процесса обогащения была основанием для поиска других методов, приспособленных к конкретным процессам. Так, в работе [2] рассматриваются взаимосвязи между основными переменными на основе коэффициента флотиремости, определяющими статику и динамику процесса флотации. Ожидалось, что величина крутизны сепарационной характеристики займёт такое же место, как плотность разделения в сепараторе с тяжёлой средой, плотность постели в отсадочной машине, граничная крупность разделения на грохоте.

Фактор разделения в обогатительных процессах является тем фундаментальным условием, которое определяет все результаты обогащения, и этот фактор нужно уметь определять и управлять им целенаправленно [3].

Весьма решительный отказ от представления сепарационной характеристики через якобы сходство её с интегральным законом нормального распределения случайных величин сделан в [4] представлением её с помощью 3-кусочнолинейной функции. Однако при этом остаются без ответа вопросы о степени зависимости сепарационной характеристики от распределения вероятностей фракций исходного угля, математического ожидания и дисперсии фактора разделения. Для ответа на эти вопросы необходимо

теоретически строго рассмотреть и сопоставить друг с другом аппроксимирующие функции описания кривой Тромпа.

Традиционно кривая Тромпа строится приближённо по правилу [5] как извлечение конечных фракций в продукт:

$$\varepsilon(\rho) = \frac{\Delta\gamma_k(\rho, \Delta\rho)}{\Delta\gamma_u(\rho, \Delta\rho)}, \quad (1)$$

где ρ – плотность фракции, $\Delta\rho$ – диапазон фракции по плотности, $\Delta\gamma_k(\rho, \Delta\rho)$ – выход фракции концентрата с плотностью ρ , $\Delta\gamma_u(\rho, \Delta\rho)$ – выход фракции исходного продукта с плотностью ρ .

В настоящее время проблема описания кривых Анри устранена применением метода продолжения массивов табличных данных сепарабельности, реализованного программно на ЭВМ [6].

В результате получаемые машинные непрерывные плавные графики можно рассматривать как кусочно-непрерывные функции и нормировать их до вида распределения вероятностей плотности элементарных фракций (физической плотности) для исходного материала $F_u(\rho)$,

$$F_u(\rho) = \frac{\gamma_u(\rho)}{\gamma_u}$$

и для концентрата $F_k(\rho)$

$$F_k(\rho) = \frac{\gamma_k(\rho)}{\gamma_k},$$

где γ_k и γ_u – выход концентрата и исходного продукта соответственно, константы.

Дифференцируя функции распределения вероятностей ρ , получим функции плотности (производной, механической, математической) распределения вероятностей фракций по их плотности (физической) в исходном материале

$$\varphi_u(\rho) = \frac{d\gamma_u(\rho)}{\gamma_u d\rho}$$

и в концентрате

$$\varphi_k(\rho) = \frac{d\gamma_k(\rho)}{\gamma_k d\rho}$$

Из двух последних выражений выделим дифференциалы выходов исходного продукта и концентрата

$$d\gamma_u(\rho) = \varphi_u(\rho) \cdot \gamma_u \cdot d\rho,$$

$$d\gamma_k(\rho) = \varphi_k(\rho) \cdot \gamma_k \cdot d\rho.$$

Подставим эти дифференциалы вместо конечных приращений в (1), получим:

$$\varepsilon(\rho) = \frac{\varphi_k(\rho)}{\varphi_u(\rho)} \cdot \frac{\gamma_k}{\gamma_u}. \quad (2)$$

Структура функции Тромпа в форме (2) обсуждается впервые. Здесь бесконечно малые величины $d\rho$, находившиеся в числителе и знаменателе, как точно одинаковые, сократились до 1.

Теперь становится очевидным, что функция Тромпа представляет собою отношение функций плотности (укр. - щільності) распределения вероятностей плотностей (укр. - густини) элементарных фракций концентрата и исходного материала, умноженное на долю выхода концентрата.

В то же время извлечение фракций в продукт из исходного материала в форме (1) оставляет указанную особенность скрытой при анализе результатов экспериментального исследования.

Процессы сепарации сыпучего материала основаны на возможности разделения частиц этого материала по некоторому физическому свойству, для которого есть технические средства распознавания и управления и которое имеет тесную связь с содержанием полезного компонента в этом материале. Так, предыдущие выкладки были ориентированы на физическое свойство материала – плотность частиц угля ρ , с которой почти функционально связана зольность частиц угля λ , $\lambda = \lambda(\rho)$.

Если эту функцию подставить в (2), то появится возможность в качестве её аргумента рассматривать либо физический фактор разделения ρ , либо функцию от него $\lambda(\rho)$, так что аргументом для (2) будет λ :

$$\varepsilon(\lambda(\rho)) = \frac{\varphi_k(\lambda(\rho))}{\varphi_u(\lambda(\rho))} \cdot \frac{\gamma_k}{\gamma_u}. \quad (3)$$

Переход от функции извлечения фракций в конечных приращениях (1) к непрерывной функции (2) или (3) в другой последовательности изложен в работе [7], однако при нестрогих обозначениях и отсутствии метода интерполяции данных особенность этих функций осталась скрытой и нигде в указанной работе не учтена.

В качестве фактора разделения ρ используют не только плотность среды, но и другое свойство материала - например, время флотации, крупность частиц или их магнитные свойства и др. При этом аргумент λ может характеризовать не только зольность, но и другое качество частиц, например, крупность при расслоении их по скорости восходящего потока среды [7].

Эти варианты применения функции (3) вполне понятны и более детально здесь не рассматриваются. Важнее получить ответ на вопрос, как полно (3) отражает факт разделения материала по физическому или зависящему от физического фактора аргументу?

Для ответа на этот вопрос обратимся к работе [8], в которой доказано, что разделение фракций на полезные и не полезные происходит при одинаковой для всех продуктов плотности (укр. - щільності) распределения вероятностей зольности элементарных фракций, т.е. при которой $\varphi_k(\lambda(\rho = \rho_p)) = \varphi_u(\lambda(\rho = \rho_p))$ и поэтому

$$\varepsilon(\lambda(\rho = \rho_p)) = \frac{\gamma_k}{\gamma_u}. \quad (4)$$

Благодаря корректному описанию функции Тромпа, формулой (4) раскрывается не распознанное на протяжении прошедшего столетия особо важное свойство этой функции: бесконечно узкая (по интервалу зольности, следовательно, и плотности) и по-

тому бесконечно малая по своему количеству разделительная фракция распределяется между двумя продуктами пропорционально их выходам, доля каждого из которых в общем случае не равна 0,5. Это говорит о том, что для кривой Тромпа её уровень 0,5, как и любой другой, сам по себе не определяет величины фактора разделения. Этот фактор можно определить решением уравнений или (4), или

$$\varphi_k(\lambda(\rho=\rho_p))=\varphi_u(\lambda(\rho=\rho_p)), \quad (5)$$

или

$$\gamma_k=\gamma_u(\lambda(\rho=\rho_p)). \quad (6)$$

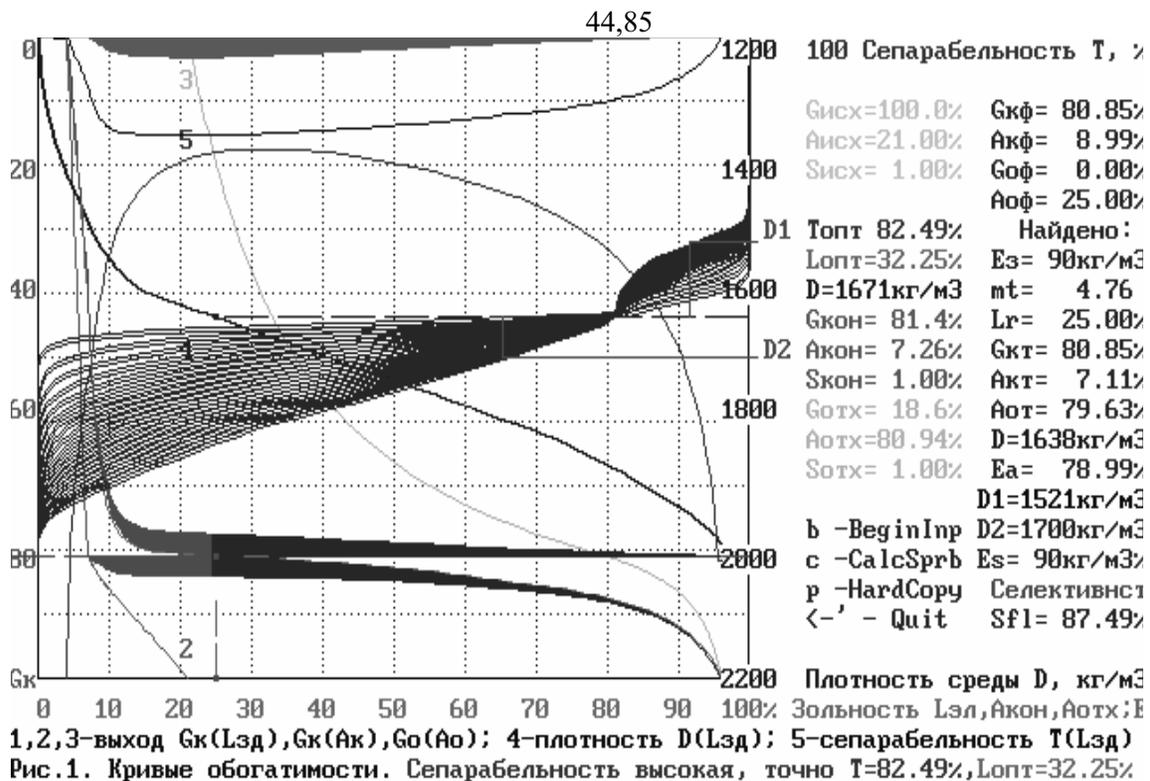
Других особенностей функции (3) обнаружить не удаётся.

Таким образом, с точки зрения на возможность определения величины фактора разделения функция Тромпа по сравнению с (4), (5) или (6) оказывается не информативной.

На основании экспериментально найденной или заданной по соображениям простоты функции (3) формула прогноза фракционного состава концентрата примет следующий вид:

$$F_k(\lambda) \cdot \gamma_k = \gamma_u \cdot \int_{\lambda_{\min}}^{\lambda_{\max}} \varepsilon_k(\lambda) \cdot \varphi_u(\lambda) d\lambda.$$

Конечно, зная свойство функции Тромпа (4), для её описания можно попытаться приспособить интегральную функцию закона нормального распределения возведением её в такую степень, при которой станет выполняться условие (4). Результаты проверки применения рассмотренных зависимостей по функции Тромпа при прогнозе фракционного состава даны рисунком.



Поиск фракционных характеристик продуктов сепарации с возведением интегральной функции Гаусса в степень V_p .

Кратко, алгоритм прогноза фракционного состава концентрата (а значит и отходов из условия баланса и золы, и выходов продуктов) состоял в следующем.

Табличные данные фракционного состава исходного материала интерполированы методом *area*-продолжения их массива с получением *area*-нома в виде большого количества мелких фракций (около 100), по которым строилась кривая $\gamma_u(\lambda)$, на рисунке это кривая 1 – Гк(Лзд). На этой кривой по заданному выходу концентрата $\gamma_{кф}=80,85\%$ определена фактическая зольность разделения $\lambda_{рф}=25\%$, а затем её интегрированием в пределах от λ_{min} до λ_p найдена зола теоретического концентрата $\beta_{кт}=7,11\%$.

Установленной зольности разделения $\lambda_{рф}$ соответствовала плотность разделения $\rho_p=1638 \text{ кг}\cdot\text{м}^{-3}$.

На основании величины выхода концентрата определена доля включения разделительной фракции в концентрат $\varepsilon_p=0,8085$. По последней величине найден показатель степени

$$V_p = \frac{\ln \varepsilon_p}{\ln 0,5} = \frac{\ln 0,8085}{\ln 0,5} = 0,3067,$$

возведением в которую интегральной функции нормального распределения у новой кривой образовалась точка закручивания с координатами ($D_p=1638 \text{ кг}/\text{м}^3$, $\varepsilon(\varepsilon_c(0)=0,5)=0,8085$).

Далее с малым шагом варьирования критерия E_{pm} строилась фракционная характеристика концентрата, определялись характерные плотности D_1 и D_2 , а по их разнице – соответствие ошибки разделения заданной величине, которая оказалась равной $E_3=(1700-1520)/2=90 \text{ кг}/\text{м}^3$.

По представленным на рисунке кривым и числовым данным видно, что со снижением степени обогащения E_a до уровня $E_a=0,7899$, соответствующего якобы заданной ошибке $E_3=90 \text{ кг}/\text{м}^3$ (по рис.1 видно, что в исходных данных величина ошибки не задана), аппроксимирующая кривая (её шкала и шкала золы совмещены) поворачивается относительно характеристической точки (разделительной точки с координатами $D_p=1638 \text{ кг}/\text{м}^3$, $\varepsilon(\varepsilon_c(0)=0,5)=0,8085$).

Такое закручивание – это местное уменьшение крутизны аппроксимирующей кривой, обозначающее, что в разделительной точке засорение фракций локальное (взаимное засорение), но в [7] это явление не получило отражения. В результате такого преобразования зольность концентрата от лабораторной (теоретической) величины $\beta_{кт}=7,11\%$ выросла до фактической величины $\beta_{кф}=8,99\%$.

Вторая не отражённая в [7] особенность функции, аппроксимирующей кривую Тромпа – это достаточно чёткое выделение интервала засорения фракций, который по полученным кривым составляет $1980-1450=730 \text{ кг}\cdot\text{м}^{-3}$. Представив этот диапазон через ± 4 нормированных ошибки, найдём $E_{pm}=730:8=91 \text{ кг}\cdot\text{м}^{-3}$.

Таким образом, установлено, что особое свойство функции аппроксимации кривой извлечения по Тромпу должно состоять в том, чтобы извлечение разделительной фракции, аппроксимируемой этой функцией, делилось между двумя продуктами пропорционально их теоретическим выходам, а не поровну, как считалось ранее. Это условие верного прогноза выходов продуктов сепарации.

Величину нормированной ошибки сепарации E_{pm} можно определять как $1/8$ диапазона засорения фракций.

Последующие исследования будут направлены на обобщение данных об ошибках сепарационных процессов.

Библиографический список

1. Хайдакин В. И., Томилин В. Б., Пожидаев В. Ф. Обогащение углей в сепараторах с магнетитовой суспензией: Монография. – Луганськ: Изд-во СЧУ им. В. Даля, 2004. –192 с.
2. Тихонов О. Н. Управление флотуруемостью промышленных схем на основе флотометрического анализа руды. // Применение ЭВМ и математических методов в горном деле / Труды 17-го международного симпозиума, Москва, 20 – 25 октября 1980 года. – М.: Недра, 1982. Т.2. – С. 361 – 364.
3. Ариненков Ю. Д. Фундаментальное условие обогащения // Применение ЭВМ и математических методов в горном деле / Труды 17-го международного симпозиума, Москва, 20 – 25 октября 1980 года. – М.: Недра, 1982. Т.2. - С. 364.
4. Ямпольский М. Н. Математическое моделирование технологических процессов обогащения углей. // Применение ЭВМ и математических методов в горном деле / Труды 17-го международного симпозиума, Москва, 20 – 25 октября 1980 года. – М.: Недра, 1982. Т.2. – С. 327 – 335.
5. Верховский И. М. Основы проектирования и оценки процессов обогащения полезных ископаемых. – М.- Л.: Углетехиздат, 1949. –490 с.
6. Arinencov Yu. Universal model for research both optimization of technological processes and circuits of coal preparation factories on the COMPUTER // 2nd Regional APCOM'97 Symposium. Moscow, Russia - 1997. - Moscow: The Moscow State Mining University Publishing Center, 1997. -P. 209-214.
Технологическая оценка минерального сырья. Методы исследования: Справочник/ Под ред. П.Е.Остапенко. – М.: Недра, 1990, - 264 с.
7. Ариненков Ю. Д. Оценка и прогноз параметров обогащения // Наук. праці Донецького державного технічного університету. Серія: Гірничо-електромеханічна. – Донецьк, 2001. Вип. 35. -С. 10-15.

© Ариненков Ю. Д., 2007

УДК 539.375

БАЧУРИН Л. Л., РЕВВА В. Н., ВАСИЛЕНКО Н. И., МОЛОДЕЦКИЙ А. В.
(Институт физики горных процессов НАН Украины)

СПОСОБ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ХАРАКТЕРИСТИК ТРЕЩИНОСТОЙКОСТИ ГОРНЫХ ПОРОД

Представлено описание, основные параметры и методика расчета трещиностойкости горных пород с использованием способа разрушения дискообразных образцов центробежными усилиями.

При решении ряда задач, связанных с изучением и прогнозом процессов разрушения горных пород, используются параметры, характеризующие сопротивление пород образованию и развитию в них трещин, в конечном счете – приводящих к разрушению [1, 2]. Одной их наиболее информативных характеристик трещиностойкости является эффективная поверхностная энергия (ЭПЭ), используемая, в частности, в нормативном способе оценки выбросоопасности горных пород [3, п. 6.3.9.5]. В отношении методик, используемых при прогнозе выбросоопасности, одним из факторов эффективности является время, затрачиваемое на выполнение сопутствующих операций, в том числе – на подготовку и исследование образцов.

Анализ существующих способов определения характеристик трещиностойкости горных пород при нагружении образцов [4], показал, что большинство из них малоприменимы в качестве экспресс-методов по причине либо технологической сложности, либо в связи с завышенными (зачастую – недостижимыми) требованиями к качеству образцов и методике нагружения (что в отношении такого изначально дефектного ма-

териала как горная порода представляется неоправданным). С другой стороны, инструментальные и косвенные методы определения характеристик трещиностойкости, не смотря на выигрыш во времени, значительно уступают по своей точности способам, основанным на использовании образцов пород в различных схемах нагружения. Таким образом, разработка способа экспериментального определения ЭПЭ, не требующего специфического лабораторного оборудования и образцов специальной формы, является актуальной задачей.

В условиях подземных горных работ наиболее доступным способом получения образцов из глубины массива является выбуривание керна, что естественным образом предопределяет форму образца. Соответственно, наиболее целесообразным представляется использование образцов цилиндрической либо дисковидной формы. Если речь идет о выбросоопасных породах, в ряде случаев практически нереально получить цельный керн длиной несколько десятков сантиметров, что ограничивает возможность применения разновидностей инженерного метода [5] в приложении к цилиндрическим образцам [6]; таким образом, целесообразно остановиться на рассмотрении образцов в форме дисков.

В одном из наиболее распространенных методов, в частности, описанном в «Методических указаниях...» [5], для определения трещиностойкости образца в I (растяжение) или II (сдвиг) моде нагружения используются плоские диски, изготовленные из керна путем распиливания и последующей шлифовки. В центре образца создается искусственная зародышевая трещина либо надрез, либо отверстие – возможно сплошное, возможно с надпилами для облегчения старта трещины и задания направления. Разрушение диска происходит путем раскалывания его по диаметру пуансонами с малой площадью контакта (существуют также методики, при которых диск раскалывается между двух плоских плит), в результате чего в материале диска формируются растягивающие напряжения, ориентированные перпендикулярно линии приложения нагрузки.

К недостаткам данного метода следует отнести следующее:

- велика вероятность разрушения материала диска в месте контакта с пуансонами;
- поле растягивающих напряжений неоднородно и в существенной степени зависит от качества подготовки диска – необходимо выдерживать строгую параллельность сторон диска; контролируется отсутствие дефектов в месте приложения нагружающих усилий.

С учетом вышесказанного для определения характеристик трещиностойкости образца предлагается следующая принципиальная схема. Используется также диск, изготовленный из кернового материала путем распиливания. В центре диска высверливается сквозное отверстие диаметром 20...24 мм, причем сверление может использоваться для получения данных о его энергоемкости с дальнейшим использованием при оценке ЭПЭ.

В отверстие вставляется матрица с осевым коническим отверстием. Матрица состоит из двух или более сегментов; диаметр матрицы должен быть достаточно близким к диаметру отверстия в диске – чтобы размещаться в нем без люфта.

В матрицу вставляется конический пуансон с профилем, соответствующим параметрам отверстия в ней (диаметр, угол наклона образующей). В результате приложения усилия к пуансону происходит расхождение сегментов матрицы, которые передают нагрузку на стенки отверстия в диске (рис. 1).

Такая схема обеспечит создание растягивающих усилий в образце «напрямую», а не путем перераспределения внутренних напряжений. Кроме того, при использовании, к примеру, *двухсегментной* симметричной матрицы, возможно ориентированное приложение нагрузки. В таком случае также желательно выполнить симметричные либо

односторонние надрезы по диаметру отверстия, что позволит исследовать условия распространения трещины в определенном направлении.

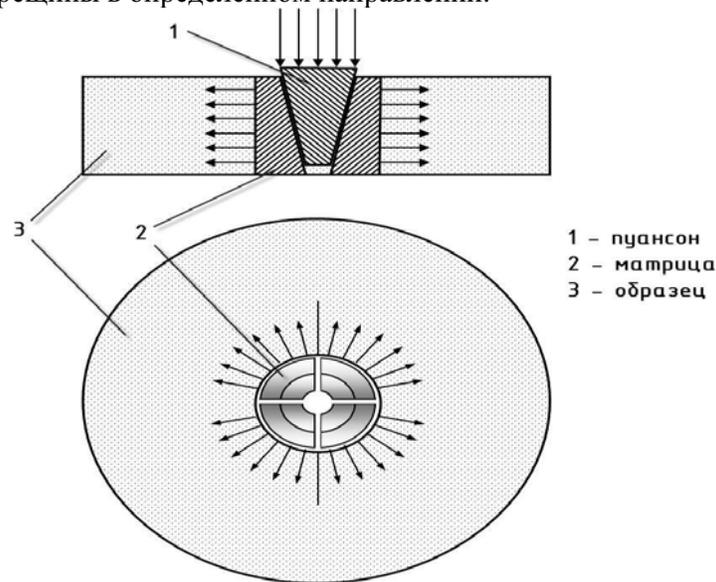


Рис 1. Схема нагружения образца центробежными усилиями.

Соответственно, возможно исследование трещиностойкости с учетом анизотропии материала образца.

С другой стороны, при определении *критических* значений характеристик трещиностойкости породы интерес представляет минимальное значение вязкости разрушения, независимо от направления распространения трещины – т. е. обобщенная оценка трещиностойкости образца.

В таком случае следует использовать матрицу с бóльшим количеством сегментов – для обеспечения неориентированного и как можно более равномерного распределения усилий по периметру отверстия.

Исходя из предположения о близости напряженно-деформированного состояния в образце при использовании многосегментной матрицы к напряженно-деформированному состоянию образца, находящегося под действием внутреннего гидростатического давления, была рассмотрена в численной постановке задача нахождения коэффициента интенсивности напряжения (КИН) в вершине радиальной трещины, развивающейся в толстостенном кольце (рис. 2).

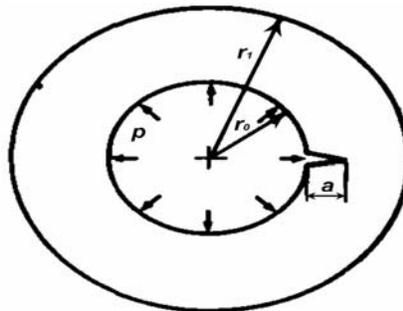


Рис. 2. Расчетная схема. Кольцо с внутренней краевой радиальной трещиной под действием внутреннего давления

Согласно [7] для данной схемы КИН определяется по формуле:

$$K_I = F_I p \sqrt{\pi a},$$

где p – давление на внутреннем периметре кольца, Па; a – глубина краевой радиальной трещины, м; F_I – поправочная функция геометрических характеристик образца – r_1/r_0 и a/r_0 .

Имеющиеся табличные и графические данные для определения F_I охватывают диапазон $\beta = r_1/r_0$ от 1,25 до 2,5. Данный диапазон соотношения внешнего и внутреннего диаметров использовать нецелесообразно, поскольку изменчивость поправочной функции F_I в таком случае очень велика и существенно влияет на погрешность вычислений. Кроме того, во избежание преждевременного разрушения образцов, необходимо обеспечить как можно большее значение β .

Моделирование нагружения образца по схеме рис. 2 с геометрическим параметром β до 5 с использованием метода конечных элементов позволило уточнить значения поправочной функции F_I . Аппроксимирующее выражение имеет вид:

$$F_I = ha(\beta) \cdot \alpha^2 + hb(\beta) \cdot \alpha + 1,$$

где $ha(\beta) = 30,353 \cdot \beta^{-5,382} + 0,494$, $hb(\beta) = 21,9 \cdot \beta^{-6,634} - 0,772$, $\alpha = \frac{a}{r_0}$, $\beta = \frac{r_1}{r_0}$.

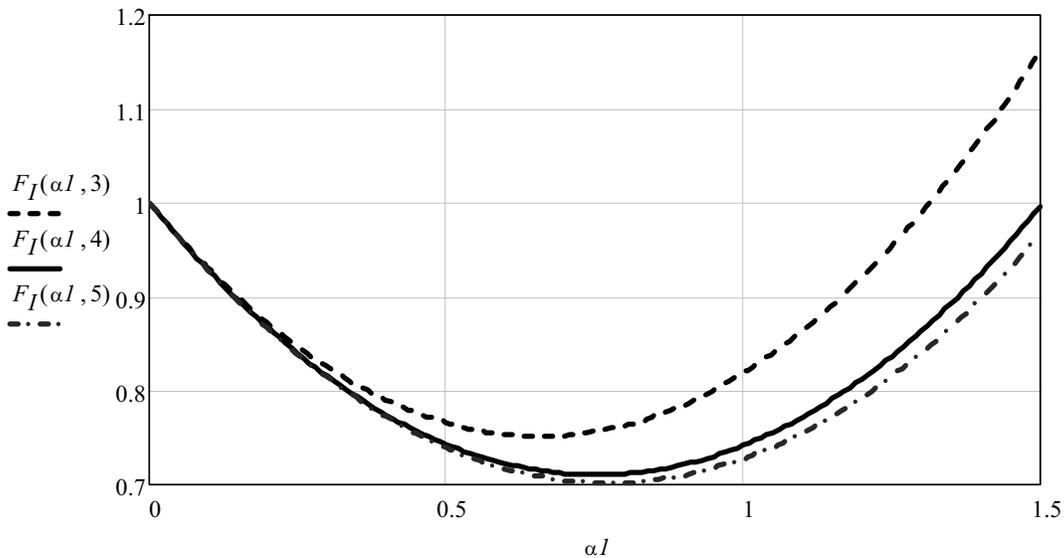


Рис. 3. Изменение поправочной функции F_I при значениях $\beta = 3, 4$ и 5 в зависимости от параметра α .

Заметно, что с увеличением β функция F_I стабилизируется (рис. 3), поэтому для снижения влияния геометрического фактора на точность результатов необходимо, чтобы соотношение диаметров диска и отверстия в нем было не менее 3,5; соответственно, с учетом технологических ограничений на диаметр отверстия (не менее 18...20 мм), диаметр кернов для изготовления дисков должен быть не менее 63...70 мм, что вполне соответствует существующей практике кернового бурения в подземных условиях.

Целью метода, в частности, является определение эффективной поверхностной энергии γ , которая может быть выражена через вязкость разрушения K_{Ic} следующим образом:

$$\gamma = K_{Ic}^2 \frac{1-\nu^2}{2E},$$

где E – модуль упругости, Па; ν – коэффициент Пуассона.

Для определения вязкости разрушения, необходимо зафиксировать нагрузку N_c на пуансоне в момент старта трещины (фактически – в момент разрушения образца). Давление p , передаваемое матрицей на внутреннюю поверхность отверстия можно определить в предположении, что оно будет распределено по периметру равномерно (схема приведена на рис. 4).

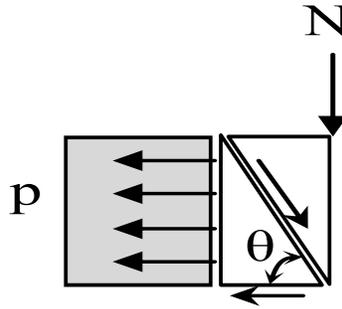


Рис. 4. Схема для определения внутреннего давления (половина)

$$p = \frac{N \operatorname{tg} \theta}{2\pi r_0 b},$$

где N – усилие на пуансоне, Н; θ – угол у основания конуса (штифта), град.; r_0 – внутренний радиус, м; b – толщина диска, м.

В целях упрощения принято, что трение между штифтом и матрицей, а также между матрицей и основанием близко к нулю. Для практического же применения потребуется калибровка.

Результирующее выражение для критического коэффициента интенсивности напряжений (вязкости разрушения):

$$K_{Ic} = F_I \frac{N_c \operatorname{tg} \theta}{2r_0 b} \sqrt{\frac{a}{\pi}},$$

где N_c – разрушающее усилие, Н.

Соответственно, ЭПЭ определяется из выражения:

$$\gamma = \frac{a}{8\pi E} (1-\nu^2) \left(F_I \frac{N_c \operatorname{tg} \theta}{r_0 b} \right)^2.$$

Выводы: Для предлагаемого способа определения трещиностойкости горных пород получены основные расчетные соотношения. Выполненные расчеты показали также, что параметры образцов, предполагаемые к использованию в рамках данного способа, соответствуют условиям кернового бурения. Исходя из известных значений ЭПЭ для горных пород можно также оценить силовые характеристики прибора, с помощью которого можно будет реализовать предлагаемую схему нагружения образцов.

Перспективы: выполненные расчеты потребовали ряда упрощений, поэтому окончательные параметры и соотношения могут быть получены лишь на основе экспериментальных данных, для чего необходимо провести лабораторные исследования для

калибровки параметров применительно к конкретным горным породам. Кроме того, следует также изучить влияние толщины образцов, параллельности плоскостей диска и количества сегментов матрицы на оцениваемые характеристики.

Библиографический список

1. **Черепанов Г. П.** Механика хрупкого разрушения. – М.: Наука, 1974. – 640 с.
2. **Черепанов Г. П.** Механика разрушения горных пород в процессе бурения. – М.: Недра, 1987. – 308 с.
3. **Бачурин Л. Л., Ревва В. Н.** Применимость существующих способов определения трещиностойкости горных пород в качестве экспресс-методов // Вісті донецького гірничого інституту. – 2006. – № 1. – С. 24—30.
4. **Правила** ведення гірничих робіт на пластах, схильних до газодинамічних явищ: СОУ 10.1.00174088.011-2005: Стандарт Мінвуглепрому України. – К.: 2005.
5. **Методические** указания по применению способа прогноза выбросоопасности горных пород по их эффективной поверхностной энергии / А.Д.Алексеев, Н.В. Недодаев, Н.А.Рязанцев // Препринт ДонФТИ-83-20-75 – Донецк, 1983. – 20 с.
6. **Rechtorisz Á., Bojtár I., Gálos M.** Determination of stress intensity factors on rock specimens // 2nd Int. PhD Symposium in Civil Engineering, 1998. Budapest.
7. **Справочник** по коэффициентам интенсивности напряжений: В 2-х томах. Т. 1: Пер. с англ. / Под ред. Ю. Мураками. – М.: Мир, 1990. – 448 с.

© Бачурин Л. Л., Ревва В. Н., Василенко Н. И., Молодецкий А. В., 2007

УДК 622.831:338.48

БОНДАРЕНКО А.Д., РУБИНСКИЙ А.А., ЛЕВЧЕНКО Л.М. (МакНИИ)

ОБ ЭФФЕКТИВНОСТИ СПОСОБОВ БОРЬБЫ С ГАЗОДИНАМИЧЕСКИМИ ЯВЛЕНИЯМИ

К 100-летию Государственного Макиевского научно-исследовательского института по безопасности работ в горной промышленности (МакНИИ)

Рассмотрены этапы разработки способов безопасного ведения горных работ на пластах, склонных к газодинамическим явлениям, в частности, опасных по внезапным выбросам угля и газа. Показана их эффективность.

Строительство подземных сооружений и шахт, добыча угля, солей, золота и других полезных ископаемых подземным способом осложняется внезапными выбросами угля, соли, песчаники и газа [1,2,3], впервые произошли внезапные выбросы изверженных пород – порфиринов и углекислого газа, кварцев (далее ГДЯ).

Все они обладают поражающими факторами механического и газового характера, которые в отдельных случаях являются причиной травматизма людей.

Поэтому повышение безопасности разработки угольных месторождений, содержащих угольные пласты, опасные по внезапным выбросам угля и газа и повышение безопасности при проведении выработок по выбросоопасным породам одна из главных задач горного производства [5]. Уровень безопасности, технико-экономических показателей эффективности, может быть определен как в натуральных показателях (например, снижение травматизма от внезапных выбросов или уменьшения количества интенсивности выбросов) так и в стоимостных показателях (уменьшении затрат на выполне-

ние противовыбросных мероприятий (ПВМ), окупаемости затрат на выполнение ПВМ, уменьшение затрат на ликвидацию последствий выбросов), что актуально на всех этапах строительства и эксплуатации месторождения.

Целью данной работы является установление эффективности существующих способов предотвращения внезапных выбросов угля, породы и газа на примере применения способа проведения выработок и гидрорыхления угольного пласта [12,15].

Основными задачами работы является обобщение опыта эффективной отработки выбросоопасных пластов в натуральных показателях, а именно: снижение травматизма от выбросов, а также экономическая эффективность новых способов снижения интенсивности выбросов и совершенствования параметров ПВМ.

Для решения первой задачи рассмотрим этапы решения проблемы в целом. Этапы решения проблемы борьбы с внезапными выбросами угля и газа достаточно подробно рассмотрена многими исследователями в различные периоды [1,2,3]. На современном этапе решения названной проблемы к первому этапу следует отнести период с 1946 г. по 1961 г., на котором осуществлялся поиск эффективных и безопасных способов прогноза выбросоопасности и борьбы с ней, выделены основные направления исследований [3]. Второй этап с 1961 по 1979 завершился формулировкой теории внезапных выбросов угля и газа [3]. Несмотря на существенные различия во взглядах на природу выбросоопасности и механизм протекания выбросов, усилиями различных научных учреждений разработаны для практического применения как способы прогноза выбросоопасности, так и ряд новых методов борьбы с выбросами угля, породы и газа [4].

Для эффективной и безопасной разработки выбросоопасных угольных пластов стало обязательным применение комплекса мер по борьбе с внезапными выбросами угля и газа [4]. Применение надежных способов прогноза выбросоопасности, исключение менее надежных способов борьбы и обоснованное применение новых способов предотвращения, разработанных в МакНИИ, позволили выделить этапы: с 1974 г. по 1984 г., 1985-1989 гг., последующий, связанный с разобщенностью усилий различных научных организаций, предлагающих различные способы борьбы с ГДЯ, начиная с 1989 года по настоящее время [3].

Обобщение динамики внезапных выбросов, происшедших в Донбассе (см. рис. 1) на этих этапах позволяет сделать следующие выводы:

- резкое снижение частоты ГДЯ на 1 млн. т угля в период с 1974 г. по 1984 г. по сравнению с аналогичными периодами до 1974 года;
- стабилизация частоты ГДЯ, начиная с 1989 года.

Следовательно доказана эффективность комплекса мер в натуральных показателях: снижение числа внезапных выбросов, сопровождавшихся травматизмом на 1 млн.т. добытого угля.

В стоимостных показателях экономическая эффективность также доказана многочисленными исследованиями [6,7,8,9,10].

На последних этапах совершенствования нормативных способов выполнено обобщение опыта использования способа снижения интенсивности выбросов породы и газа, основанного на использовании передовых выработок и образовании породных перемычек при расширении передовой до размеров основной [11, 12, 13]. Передовая выработка была использована при проведении тоннеля Арпа-Севан [11, 13], а передовая, с образованием породной перемычки, при проведении наклонного конвейерного квершлага пласта k_8 на шахте "Щегловская-Глубокая" ГОАО "Шахтоуправление "Донбасс"[12].

При проведении 224 м тоннеля Арпа-Севан забоем №8 с использованием передовой выработки произошло одно газодинамическое явление (ГДЯ) в форме выдавли-

вания породы, интенсивность которого составила 31.2 т, при этом выделилось около 300 м³ CO₂ (углекислого газа).

При проведении наклонного конвейерного квершлага пласта k_8 с использованием передовой выработки произошло 6 ГДЯ в форме выбросов породы и газа интенсивностью от 38 до 60 т, со средней – 49,8 т пород и 123,3 м³ CH₄ (метана).

До использования передовых выработок в тоннеле Арпа-Севан, на участках, где не применялись способы снижения интенсивности выбросов (канатные перемычки), средняя интенсивность выбросов порфирита и углекислого газа составила соответственно 2943,3 т и 66575 м³ CO₂ (таблица 1). На шахте "Щегловская-Глубокая" 910 т песчаника и 725 м³ CH₄ (таблица 2).

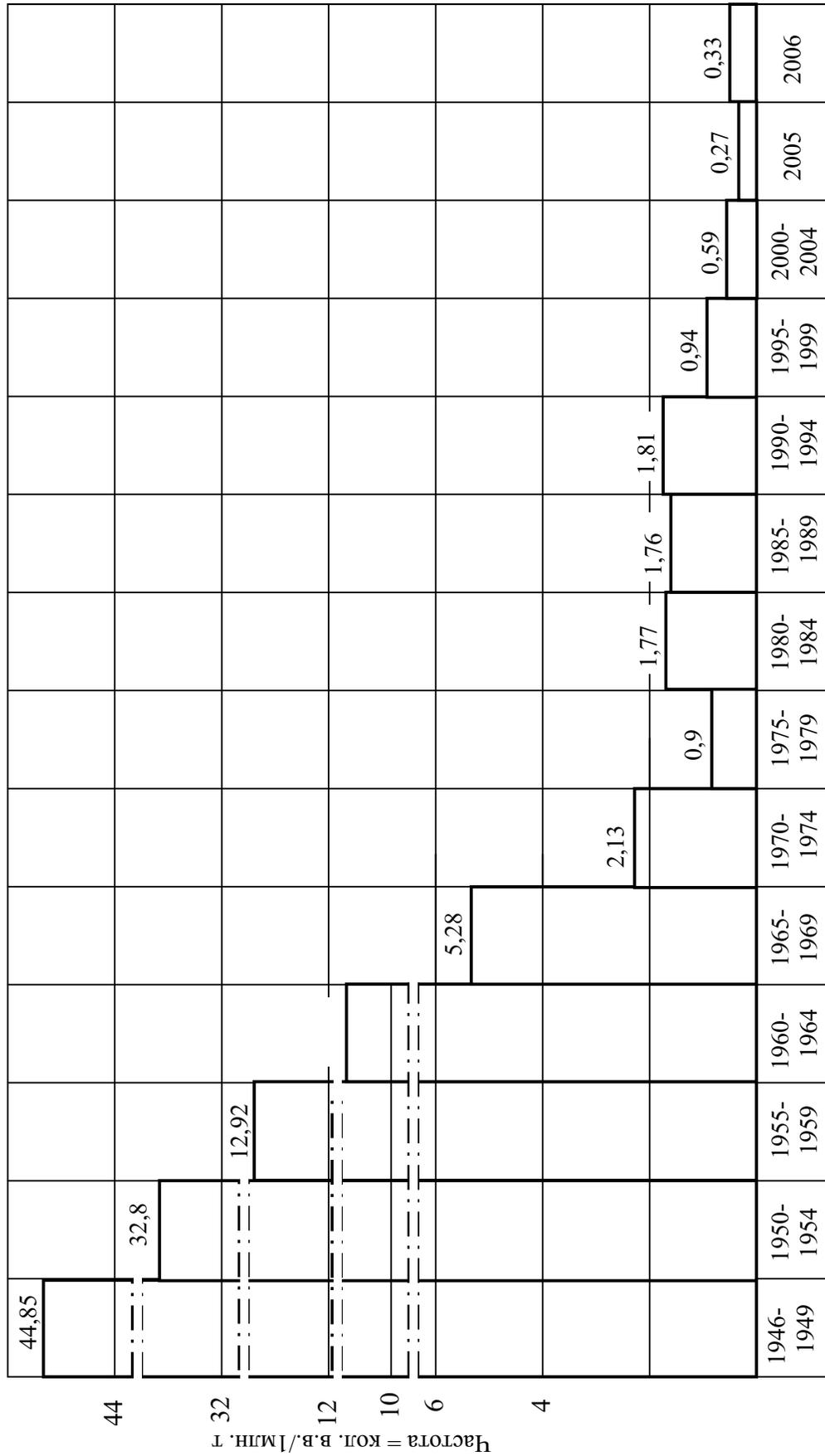
При расширении выработок повторных выбросов породы и газа не было. Следовательно, эффективность применения передовых выработок очевидна и помимо обеспечения безопасной работы обеспечивает снижение силы выбросов породы и газа (в натуральных показателях) больше чем в 18 раз ("Щегловская-Глубокая") и 96 раз (тоннель Арпа-Севан).

Табл. 1. Газодинамические явления при проведении тоннеля Арпа-Севан

№	Дата	Индекс песчаника	Интенсивность выброса,		Примечание
			т	CO ₂ , м ³	
1	18.02.77	порфирит	242	3000	Без мероприятий, полное сечение
2	13.03.77	порфирит	6474	105000	Без мероприятий, полное сечение
3	26.09.77	порфирит	39	800	Канатные перемычки, полное сечение
4	28.09.77	порфирит	689	8300	Без мероприятий, полное сечение, роль перемычек выполнили упавшие арки крепления
5	10.10.77	порфирит	468	3300	Канатные перемычки, полное сечение
6	22.10.77	порфирит	4368	150000	Без мероприятий, полное сечение
7	19.07.78	порфирит	31,2	–	Передовая выработка, уменьш. сечение

Табл. 2. Газодинамические явления при проведении наклонного конвейерного квершлага пласта k_8 ш. "Щегловская-Глубокая" ГОАО "Шахтоуправление "Донбасс"

№	Дата	Индекс песчаника	Интенсивность выброса,		Примечание
			т	CH ₄ , м ³	
1	21.02.03	k_7Sk_9	80	240	Полное сечение
2	25.12.03	l_1Sl_2	820	450	Полное сечение
3	18.01.04	l_1Sl_2	1000	1000	Полное сечение
4	14.03.04	l_1Sl_2	40	50	Опережающая выработка
5	15.03.04	l_1Sl_2	60	90	Опережающая выработка
6	20.03.04	l_1Sl_2	60	350	Опережающая выработка
7	22.03.04	l_1Sl_2	41	92	Опережающая выработка
8	24.03.04	l_1Sl_2	60	75	Опережающая выработка
9	28.03.04	l_1Sl_2	38	82	Опережающая выработка



Годы

Рис. 1. Динамика частоты внезапных выбросов, сопровождавшихся травмированием работников шахт, за период 1946-2006 г.г

Согласно [14] расчет экономической эффективности (без учета опыта использования) этого способа проведения выработок уменьшенного сечения приводит к неожиданному отрицательному значению (ущербу) его применения в стоимостных показателях.

Анализ "Методики..." [14] показывает, что в его основу положено следующее. Как известно метод расчета эффективности мероприятий по новой технике (технологии) использует не только расчет натуральных показателей, но и стоимостных [14], а также окупаемость затрат и др. [6,7,8,9,10]. Действующим СНИП [6] рекомендовано использовать методику расчета годовой экономии по каждому мероприятию в разрезе тех статей затрат по себестоимости, которые изменяются:

$$\mathcal{E}_{год} = (C_1 - C_2) \cdot B, \quad (1)$$

где C_1 и C_2 – себестоимость единицы продукции по изменяющимся статьям затрат до и после внедрения мероприятий, грн.; B – годовой объем проведения выработок по выбросоопасным породам, в том числе и в проектируемых условиях [10,14].

В капитальном строительстве, особенно при проведении выработок внедрение новых способов борьбы с ГДЯ направлено на увеличение добычи угля (т.е. увеличение объема производства), тогда экономическую эффективность рассчитывают как экономию от снижения себестоимости на условно-постоянных расходах по формуле:

$$C = [1 - 100 \cdot (100 + A)^{-1}] \cdot B, \quad (2)$$

где C – снижение себестоимости единицы продукции за счет либо увеличения объема продукции, либо снижения сроков строительства объекта, грн.; B – удельный вес условно-постоянных расходов в структуре себестоимости продукции.

Вместо формулы (2) можно пользоваться формулой (3):

$$C_{y.n} = P_{y.n} / B_1^{-1} - (P_{y.n} / B_2^{-1}) \cdot B_2, \quad (3)$$

где $C_{y.n}$ – экономия на условно-постоянных расходах; $P_{y.n}$ – условно-постоянные накладные расходы базового способа проведения выработки с использованием старых методов борьбы с ГДЯ; B_1 и B_2 – объем проведения выработок соответственно до и после использования нового способа борьбы с ГДЯ, м³ и др.

Анализ методики [14] показал, что используемые основные положения верны, а расчет затрат на разработку и внедрение мероприятий (единовременные или текущие) включены затраты на ликвидацию последствий выброса. Частота и интенсивность которых определена расчетным путем. В реальных условиях проведения выработки уменьшаемого сечения выбросов большой интенсивности не происходило. Поэтому получены завышенные значения затрат на ликвидацию последствий выбросов, заниженные значения показателей экономической эффективности, особенно для способа, основанного на использовании передовой или опережающей выработки уменьшенного сечения.

Выполненный расчет экономической эффективности для условий проведения тоннелей показал, что применение опережающей выработки позволит получить годовой экономический эффект от 40 до 273 тыс. руб. в зависимости от фактического проявления выбросоопасности. Это подтвердилось опытом проведения тоннеля Арпа-Севан, где получен годовой экономический эффект 72,5 тыс. руб.

Для условий проведения наклонного конвейерного квершлага пласта k_8 расчет годового экономического эффекта шахта не проводила. Наши расчеты показывают, что он одного порядка с вышеприведенными значениями. Согласно СОУ [15] он может быть использован в качестве одного из способов снижения интенсивности выбросов пород.

МакНИИ за последние 3-4 года скорректированы параметры способа предотвращения внезапных выбросов, основанного на гидрорыхлении угольного массива [15].

В связи с тем, что основные параметры (длина скважины, количество скважин, расстояние между скважинами, радиус эффективного влияния скважин, глубина фильтрующей части и герметизации), для нового скорректированного способа гидрорыхления по [15], остались такие же как и для старого [16], а уточнялся (уменьшался) объем закачиваемой воды, сравнение и расчет годового эффекта производим только по тем параметрам, которые отличаются друг от друга:

- расход воды;
- расход электроэнергии;
- расход гидрозатворов.

В качестве примера приведены данные по 5-й западной лаве пласта h_6' западной панели ОП ш. им. А.А. Скочинского ДУЭК.

По лаве велось гидрорыхление угольного пласта. Для этого бурились скважины диаметром 43-45 мм, длиной 8 м. Число скважин 24 по длине лавы на полный цикл. В течении месяца было пробурено 150 скважин.

Для герметизации скважин использовались затворы длиной 5 м, насосная установка УНГ-1 мощностью 55 квт. Длина лавы 236 м.

Расчет затрат приведен в табл. 3.

Табл. 3. Сводный расчет затрат на выполнение гидрорыхления

№	Параметры сравнения	По [16]	По [15]
1.	Стоимость воды используемой для гидрорыхления, грн./мес.	1215	607,5
2.	Стоимость электроэнергии, грн./мес.	1167,78	583,89
3.	Стоимость применяемых затворов, грн./мес.	9000	4500
	Итого:	11382,72	5691,39

Разница в затратах на выполнение гидрорыхления составляет 5691,33 грн.

Учитывая, что в июле фактически добыто 24431 т. угля, применение гидрорыхления с параметрами [15] позволило снизить себестоимость по сравнению с вариантом [16] на сумму 0,2330 грн./т, или экономия от применения новых параметров составила 5691 грн. в месяц для одной лавы. Без учета высвобождаемых затрат времени на выполнение других операций согласно формуле (1) годовой экономический эффект только по одной лаве составил 68,3 тыс. грн.

Выводы:

Совершенствование способов борьбы с ГДЯ, происходящими в угольных пластах и песчаниках, порфиритах способствует снижению интенсивности выбросов породы и газа (уменьшению "натуральных" показателей) и повышает технико-экономические показатели при сохранении достигнутого уровня безопасности работ.

Библиографический список

1. **Ходот В.В.** Внезапные выбросы угля и газа. - М., Госгортехиздат. – 1961. – 364 с.
2. **Бобров И.В.** Способы безопасного проведения подготовительных выработок на пластах, опасных по выбросам. – М.: Госгортехиздат. – 1961. – 264 с.
3. **Николин В.И.,** Васильчук М.П. Прогнозирование и устранение выбросоопасности при разработке угольных месторождений. – Липецк: Липицкое издательство Роскомпечати, 1997. – 496 с.
4. **Инструкция** по безопасному ведению горных работ на пластах, склонных к внезапным выбросам угля, породы и газа. – М.: Недра. – 1977. – 159 с.
5. **Лысиков Б.А., Бондаренко А.Д., Рубинский А.А.** Борьба с газодинамическими явлениями при проведении выработок одна из главных задач горного производства. – Донецк, Норд-Пресс, 2005. – С. 120-125.
6. **Госстрой СССР.** "Инструкция по определению экономической эффективности использования в строительстве новой техники, изобретений и рационализаторских предложений. СН 509. – 78. – М.: Стройиздат, 1979. – 64 с.
7. **Методические** указания по оценке экономической эффективности мер борьбы с горными ударами. – Донецк. – ДПИ, 1987. – 88 с.
8. **Методические** рекомендации по определению экономического ущерба от несчастных случаев на производстве. – Макеевка – Донбасс. – 1999. – 20 с.
9. **Методика** определения экономической эффективности применения прогноза и способов борьбы с выбросами породы и газа при строительстве гидротехнических сооружений в выбросоопасных породах /И.Ф. Пономарев. – Донецк, 1988. – 60 с.
10. **Методика** экономической оценки способов борьбы с внезапными выбросами угля, породы и газа на предприятиях Минуглепрома УССР /А.И. Амоша, И.Ф. Пономарев, М.И. Зверев и др. – Донецк ИЭП АН УССР, 1981. – 164 с.
11. **Николин В.И., Александров С.Н., Бондаренко А.Д.** Временная инструкция по борьбе с выбросами породы и газа. – М.: Информэнерго, 1981. – 13 с.
12. **Бондаренко А.Д.** Усовершенствованные способы снижения интенсивности и частоты выбросов породы и газа. – Способы и средства создания безопасных и здоровых условий труда в угольных шахтах. /Сб. научн. трудов МакНИИ. – Макеевка-Донбасс: МакНИИ. – 2004 часть I – С. 99-104.
13. **Лысиков Б.А., Бондаренко А.Д., Постовалов В.Н.** Опыт проведения тоннеля Арпа-Севан в сложных горно-геологических условиях. – Гидротехническое строительство, 1983, № 7. – С. 13-15.
14. **Методика** определения экономической эффективности применения прогноза и способов борьбы с выбросами породы и газа при строительстве гидротехнических сооружений в выбросоопасных породах /И.Ф. Пономарев. – Донецк, 1988. – 60 с.
15. **СОУ 10.1.00174088.011-2005** "Правила ведения горных работ на пластах, склонных к газодинамическим явлениям".
16. **Инструкция** по безопасному ведению горных работ на пластах, опасных по внезапным выбросам угля, породы и газа. – М., 1989. – 191 с.

© Бондаренко А.Д., Рубинский А.А., Левченко Л.М., 2007

УДК 622.831

ГАВРИШ Н.Н., КРЫШНЁВ А.С. (ДонНТУ), ОПРЫШКО Ю.С.
(АП «Шахта им. А.Ф.Засядько)

ОЦЕНКА ЭФФЕКТИВНОСТИ АНКЕРОВАНИЯ В 17 ЗАПАДНОМ КОНВЕЙЕРНОМ ШТРЕКЕ ПЛАСТА М₃ АП «ШАХТА ИМ. А.Ф. ЗАСЯДЬКО»

Дана общая характеристика горно-геологических условий пласта т₃. Приведены прогнозные и фактические смещения кровли в рассматриваемой выработк. Проведен анализ эффективности анкерования.

С 2004 года на шахте им. А.Ф.Засядько широко применяется анкерование кровли и боков подготовительных выработок сталеполимерными анкерами длиной 2,7; 2,4; 2,1;

1,8 метра в сочетании с арочной крепью КМП - А4К. За 2,5 года на шахте пройдено несколько десятков выработок, закреплённых анкерами и рамной крепью, общей протяжённостью более 19км.

Эффективность анкерования до настоящего времени дискутируется в среде горняков. Есть предположения, что чрезмерная плотность установки анкеров может вызвать обратный эффект, т.е. ухудшить состояния выработки за счёт «переармировки» массива. Кроме того, бытует мнение, что создаётся не разрушающая оболочка вокруг выработки, а расслоение пород происходит за пределами этой зоны. Анализ эффективности анкерования и поведения пород проводился на примере 17-го западного конвейерного штрека пласта m_3 .

Горно-геологические условия проведения и поддержания 17-го западного конвейерного штрека следующие. Угольный пласт m_3 двухпачечного строения; разделяющий прослой представлен песчаником пиритизированным. Геологическая мощность пласта изменяется от 1,76 до 2,33м, полезная – 1,68÷2,24м. Контакты с вмещающими породами четкие, слегка волнистые, связь с породами кровли слабая. В зонах размывов уголь замещен породами кровли – аргиллитом. Непосредственная кровля представлена аргиллитом слоистым, трещиноватым, от весьма неустойчивого до неустойчивого (Б₁-Б₂). Мощностью 2,5–3,0м. Основная кровля представлена аргиллитом мощностью 10,0÷18м. Непосредственная почва мощностью до 0,8м представлена алевролитом комковатой текстуры – «кучерявчик» (П₁), склонным к интенсивному пучению (до 0,6-0,8м/мес.). Основная почва представлена алевролитом мощностью 14,0-20,0м. В почве пласта на удалении 1,5-3,0м встречается песчаник в виде линз мощностью 1,5-2,0м.

Все западное крыло находится в пределах пологой антиклинальной складки, крылья которой осложнены как разрывными, так и пликативными нарушениями более высокого порядка. Вследствие этого угольный пласт и вмещающие породы ослаблены, склонны к обрушению. Угольный пласт и вмещающие породы характеризуются повышенной трещиноватостью и, как следствие, снижением устойчивости.

Сечение штрека в проходке – 20,7м². Он крепился арочной податливой крепью КМП – А4К с сечением в свету 18,0м² (рис.1). Расстояние между рамами крепи – 0,65м, что составляет плотность установки крепи $n=1,54$ рам/м. В проходческом забое между каждыми рамами в кровлю выработки устанавливались 8 анкеров длиной 2,4м с плотностью их установки $n_{анк}=1,92$ анк/м².

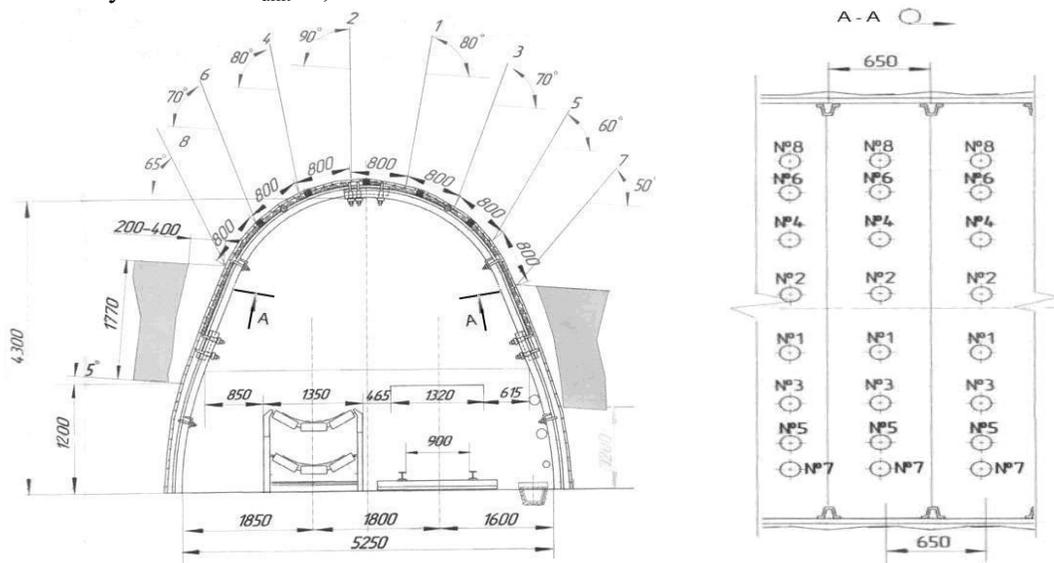


Рис. 1. Расположение крепи и анкеров в 17-м западном конвейерном штреке

Для мониторинга смещений определения эффективности анкерования и изучения механизма деформирования кровли штрека в нем в кровле по центру выработки были установлены глубинные реперы и на протяжении некоторого времени велись наблюдения (см. таблицу).

Табл. 1. Результаты наблюдений и анализа смещений кровли в 17-м западном конвейерном штреке.

Дата последнего замера	Номер замерной станции	Расстояние от начала выработки, м	Глубина установки реперов, мм	Время существования выработки, мес.	Суммарные смещения кровли, мм	Расчётные смещения кровли, $U_{кз}$, мм	$K_{анк}$, ед	$K_{анк}^{ср}$, ед
17.05.2006	Ю022	279,2	5900	15,37	175	540,12	0,32	0,43±0,2
17.05.2006	Ю040	462,7	5500	5500	256	505,68	0,51	
17.05.2006	Ю049	536,4	6900	6900	165	491,4	0,31	
17.05.2006	Ю061	840,0	8100	8100	265	456,12	0,56	

Согласно нормативным документам [4] эффективность анкерования оценивается коэффициентом уменьшения смещений $K_{анк}$, представляющим собой отношение смещений проанкерованной кровли к таковой без анкерров. Для плотности анкерования $n_{анк}=1,92анк/м^2$ нормативы [4] рекомендуют принимать $K_{анк}=0,52$, т.е. следует ожидать уменьшение смещений кровли на 48%

В данной работе реальное смещение кровли, определённые с помощью глубинных реперов, (см. таблицу) сравнивались с вычисленными теоретически по известным методикам [1, 4]. При этом брались во внимание следующие факторы: геомеханическая зона расположения данного сечения выработки (в массиве без влияния очистных работ); прочность вмещающих пород, глубина, время существования данного сечения, площадь поперечного сечения выработки, плотность установки арочной крепи.

Результаты этих расчетов представлены в таблице, где также указаны величины коэффициента $K_{анк}$. Используя известные методы математической статистики, установлено, что средняя величина коэффициента $K_{анк}^{ср}=0,43$, а доверительный интервал при вероятности $P=0,9$ составляет. $\Delta=\pm 0,2$. Т.е. с вероятностью 90% коэффициент уменьшения смещения заанкерованной кровли находится в пределах $0,23\div 0,63$, что в общем соответствует и не противоречит нормативной величине 0,52.

Высокая эффективность применения анкерного крепления в сочетании с арочной крепью подтверждается и опытом работы шахты. В таких выработках не проводится перекрепление, а их ремонт заключается в механизированной подрывке почвы, что полностью исключает ручную работу.

Механизм деформирования кровли выработок, закреплённых арочной крепью и анкерами в целом не изменяется и заключается в том, что величина смещений уменьшается от контура выработки в глубь массива. На рис.2 представлены смещения кровли в зависимости от расстояния от контура выработки, а также кривая относительных смещений по длине глубинных реперов. Из последней следует, что 90% смещений кровли выработки происходит на глубине 1,3 м от контура выработки.

Из вышеизложенного можно сделать следующие выводы:

- анкерование кровли подготовительных выработок, закреплённых арочной крепью имеет положительный эффект, величина которого в целом соответствует нормативным рекомендациям;

- расслоение пород кровли, приводящее к смещениям контура выработки, происходит в основном в зоне глубиной около 1,3м от контура выработки;

- эффект анкерования носит не равномерный характер по длине выработки, что возможно вызвано неоднородностью горно-геологических условий и наличием пликативной нарушенности в данном крыле шахтного поля.

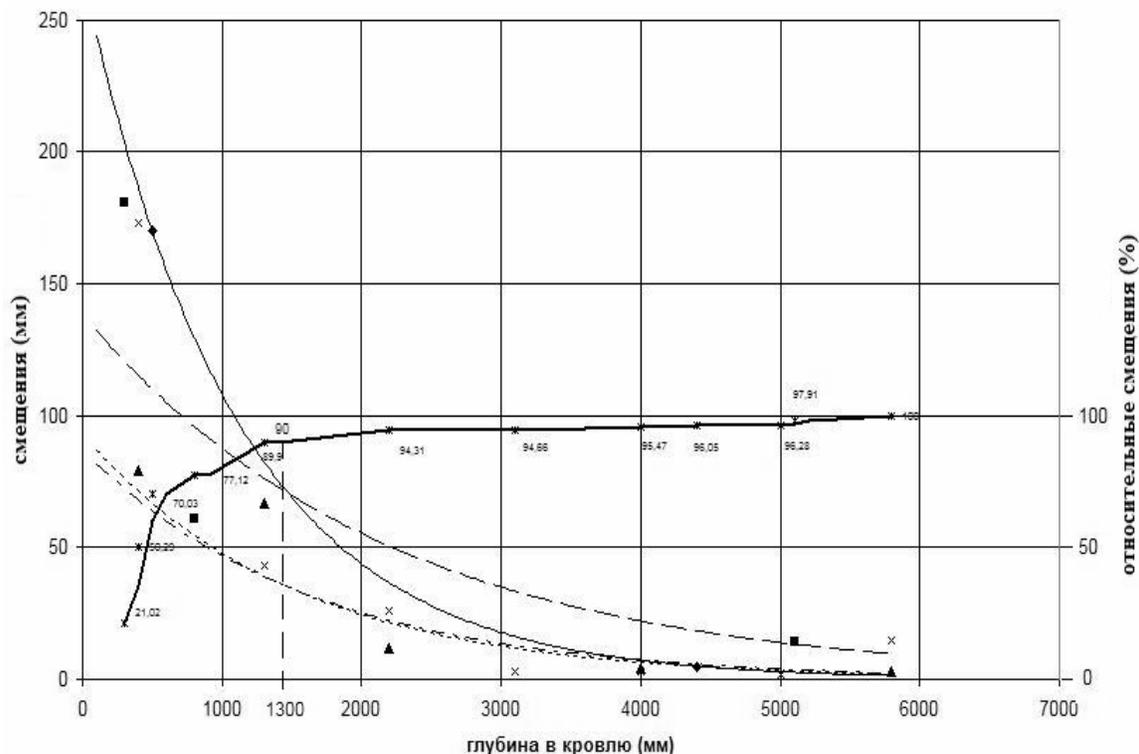


Рис. 2. Смещения кровли, установленные по замерам в глубинных реперах:
♦ - ю22, ■ - ю40, ▲ - ю49, × - юб1, * - доля общих смещений

Библиографический список

1. **Указания** по рациональному расположению, охране поддержанию горных выработок на угольных шахтах СССР. – Л.: ВНИМИ. 1986. – 222с.
2. **Прогрессивные** паспорта крепления, охраны и поддержания подготовительных выработок при безцеликовой технологии отработки угольных пластов. – Л.: ВНИМИ. 1985. – 112с.
3. **Кошелев К.В., Петренко Ю.А., Новиков А.О.** Охрана и ремонт горных выработок. – М.: Недра, 1990. - 218 с.
4. **Инструкция** по выбору рамной металлической крепи горных выработок. – Л.: Минуглепром СССР, ВНИМИ, 1986. – 50 с.

© Гавриш Н.Н., Крыгинёв А.С., Опрышко Ю.С., 2007

УДК 622.807.4

БУЛГАКОВ Ю.Ф. (ДонНТУ), КАЮН О.П.(Шахта Красноармейская-Западная №1),
ЗИНЧЕНКО И.Н. (НИИГД «Респиратор»), СЛИЗКО А.Г.(Днепрогипрошахт),
КОНДАКОВА Ю.В. (ДонНТУ)

ВЗАИМОДЕЙСТВИЕ КАПЕЛЬНОЙ ЖИДКОСТИ С АЭРОДИСПЕРСНОЙ СРЕДОЙ В ГОРНЫХ ВЫРАБОТКАХ

В данной статье изложены принципы построения физико-математической модели процесса осаждения пыли капельной жидкостью. Впервые учтены суммарные площади поверхностей частиц пыли и капель жидкости, распространяющихся в воздушном потоке по выработке. Показано, что эффект гидрообеспыливания взвешенной пыли в большой степени зависит от величин продольной и вертикальной составляющих скорости распылённой жидкости, а также коэффициента захвата частиц пыли, который увеличивается с ростом электростатического заряда частиц пыли.

Улучшение условий труда и повышение безопасности труда шахтеров неразрывно связано с созданием новых средств и способов пылеподавления. Этой проблеме уделяется большое внимание, как в нашей стране, так и за рубежом. Практика последних лет показала, что с помощью серийно выпускаемых в Украине средств пылеподавления не удается снизить запыленность в рабочей зоне до санитарных норм, исключая опасность заболевания шахтеров пневмокониозами. Решение проблемы на наш взгляд следует искать в комплексном применении технологии предварительного увлажнения угольных пластов с последующим орошением пыли, образующейся при работе выемочных и погрузочных машин, конвейеров и вспомогательного оборудования. Значительное количество пыли образуется при разгрузке вагонеток в подземные бункеры. Многолетний опыт борьбы с пылью показывает, что возможности применения распыленной воды еще далеко не исчерпаны и с каждым годом в Украине разрабатываются новые все более эффективные гидрообеспыливатели самых разнообразных конструкций. Как правило, промышленному внедрению водоразбрызгивающих установок предшествуют теоретические исследования по обоснованию параметров их работы. Поэтому исследования, изложенные в данной статье, являются весьма актуальными.

При рассмотрении вопроса взаимодействия капельной жидкости с аэродисперсной средой, будем считать, что взвешенная угольная пыль вдали от источника её образования уже приобрела определенную скорость, совпадающую со скоростью воздуха, и находится во взвешенном состоянии. Концентрация пыли при входе в зону действия водяной завесы будет изменяться согласно [1] пропорционально самой концентрации пыли, относительной скорости движения частиц пыли и капель жидкости, а также суммарной эффективной площади сечения частиц пыли и капель жидкости, в результате чего можно записать

$$V \frac{dC}{dt} = -E \frac{\pi}{4} (md_q^2 + nd_k^2) \sqrt{(u \pm u_0)^2 + v^2} C, \quad (1)$$

где V – некоторый объём выработки, в котором осуществляется взаимодействие пылевого и капельного потоков, m^3 ; C – концентрация пыли в рассматриваемом объёме, $кг/м^3$; E – коэффициент пропорциональности или коэффициент захвата частиц пыли; m – количество частиц пыли в рассматриваемом объёме; n – количество капель жидкости в рассматриваемом объёме; d_q – средний диаметр частиц пыли, $м$; d_k – средний диаметр капель жидкости, $м$.

В уравнении (1) в отличие от известных работ [1, 2] учтена суммарная площадь частиц пыли и капель жидкости, загромождающих сечение выработки, а не сумма их радиусов в квадрате, что на наш взгляд лишено всякого физического смысла. Кроме того, рассматривается не только продольная составляющая скорости капель жидкости, но и вертикальная составляющая, вносящая свой весомый вклад, особенно при больших диаметрах капель, что ранее не принималось во внимание.

Представим выделенный объём выработки в следующем виде:

$$V = V_k \frac{V}{V_k} = \rho \frac{\pi}{6} n d_k^3 / Z, \quad (2)$$

где Z – концентрация капель жидкости в рассматриваемом объёме, кг/м^3 .

Поскольку отношение площадей частиц и капель можно выразить через отношение их начальных концентраций, то получим:

$$\frac{m d_q^2}{n d_k^2} = \frac{\rho}{\rho_q} \frac{C_0}{Z_0} \frac{d_k}{d_q}, \quad (3)$$

где ρ_q – плотность частиц угля, кг/м^3 .

Так как $\rho/\rho_q = 1000/1300 = 0,77$, то уравнение (1) с учётом (2) и (3) примет вид:

$$\frac{dC}{dt} = -E \frac{3}{2\rho} \frac{d_q + 0,77 d_k C_0 / Z_0}{d_q d_k} \sqrt{(u - u_0)^2 + v^2} CZ, \quad (4)$$

где C_0 – начальная концентрация пыли на входе в водяную завесу, кг/м^3 ; Z_0 – начальная концентрация диспергированной воды, кг/м^3 .

Начальное условие для уравнения (4) будет:

$$C(0) = C_0 \quad (5)$$

Решение уравнения (4) с начальным условием (5) можно представить в общем виде [14]:

$$C(t) = C_0 \exp \left[-E \frac{3}{2\rho} \frac{d_q + 0,77 d_k C_0 / Z_0}{d_q d_k} \int_0^t \sqrt{(u - u_0)^2 + v^2} Z(\tau) d\tau \right] \quad (6)$$

Неизвестной остаётся функция Z концентрации распылённой жидкости в вентиляционном потоке. Для её отыскания используем уравнение нестационарного переноса примеси с учётом их потерь на стенках выработки и на почве под действием сил гравитации [2]:

$$\frac{dZ}{dt} = -\frac{k v_2}{h} Z - \frac{\gamma \Omega}{S} Z, \quad (7)$$

где k – коэффициент неравномерного распределения капель жидкости по высоте; γ – коэффициент потерь капель жидкости на стенках выработки, м/с.

Начальное условие для уравнения (7) будет:

$$Z(0) = 0 \quad (8)$$

Решение уравнения (2.39) с начальным условием (2.40) представим в виде:

$$Z(t) = Z_0 \exp \left[-\left(\frac{k v_2}{h} + \frac{\gamma \Omega}{S} \right) t \right] \quad (9)$$

Таким образом, подынтегральное выражение будет известной функцией, и сам интеграл может быть вычислен численными методами.

Анализ полученных результатов исследования показывает, что эффект гидрообеспыливания распыленной водой взвешенной пыли в большой степени зависит от учёта продольной и вертикальной составляющих скорости распылённой жидкости и будет тем больше, чем больше в потоке воздуха находится частиц пыли и капель жидкости и чем меньше их диаметр. Большую роль при этом играет также коэффициент захвата частиц пыли, который увеличивается при увеличении электростатического заряда капель и уменьшении их поверхностного натяжения с помощью добавок ПАВ [1, 2], что требует дополнительных финансовых затрат.

Полученные результаты будут учтены при разработке современных типов распылителей и пылеподавляющих установок нового технического уровня.

Библиографический список

1. **Смачивание** пыли и контроль запылённости воздуха в шахтах. / Р.Р. Кудряшов, Л.Д. Воронина, М.К. Шуринова, Ю.В. Воронина, В.А. Большаков. – М.: Наука, - 196 с.
2. **Физико-химические** основы гидрообеспыливания и предупреждения взрывов угольной пыли / В.И. Саранчук, В.Н. Качан, В.В. Рекун и др. – Киев: Наук. Думка, 1984. – 216 с.
3. **Медников Е.П.** Турбулентный перенос и осаждение аэрозолей. – М.: Наука, 1980. – 176 с.
4. **Ищук И.Г., Поздняков Г. А.** Средства комплексного обеспыливания горных предприятий. Справочник. – М.: Недра, 1991. – 223 с.
5. **Петрухин П.М.** и др. Борьба с угольной и породной пылью в шахтах. – М.: Недра, 1981. – 271 с.
6. **Борьба** с угольной пылью в высокопроизводительных забоях. / Под ред. Ф.С. Клебанова. ИГД им. А.А. Скочинского. – М.: Недра, 1981. – 116 с.
7. **Кирич Б.Ф., Журавлёв В.П., Рыжих Л.И.** Борьба с пылевыделением в шахтах. – М.: Недра, 1983. – 213 с.
8. **Журавлёв В.П., Цыцура А.А., Кудрявцев А.А.** Применение гидрообеспыливания на предприятиях чёрной металлургии и в угольной промышленности. – Караганда, 1982. – 22 с.
9. **Разработка** метода и программы расчёта фракционной эффективности пылеулавливания при попутном капальном орошении. / Под рук. Пирумова А.И. // Сборник НИР и ОКР, 1983. – Серия 14, №31. – 47 с.
10. **Поздняков Г. А., Мартынюк Г.К.** Теория и практика борьбы с пылью в механизированных подготовительных забоях. – М.: Недра, 1983. – 126 с.

© Булгаков Ю.Ф., Каюн О.П., Зинченко И.Н., Слизко А.Г., Кондакова Ю.В., 2007

УДК 622.831:622.273

КОЛЬЧИК Е.И. (ИФГП НАН Украины)

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ ЗОНЫ ВЛИЯНИЯ ОЧИСТНОЙ ВЫЕМКИ ПРИ БОЛЬШИХ СКОРОСТЯХ ПОДВИГАНИЯ ЛАВ

Приведены результаты шахтных исследований изменения длины зоны временно-го опорного давления и зоны интенсивного смещения пород.

Выемочные выработки за время своего существования могут находиться во всех зонах поддержания (в массиве, в зоне временного опорного давления, в зоне интенсивного смещения пород и в зоне установившегося горного давления). Зона временного опорного давления и зона интенсивного смещения пород являются зонами влияния

очистных работ на устойчивость выемочных выработок. В этих зонах смещения пород гораздо большие, чем в других зонах поддержания. Это объясняется тем, что в зоне опорного давления величина напряжений в несколько раз может превышать напряжения нетронутого массива [1 – 3], что приводит к значительным смещениям пород. Позади лавы конвергенция пород в выемочных выработках ещё больше увеличивается за счет прогиба и обрушения пород кровли пласта.

В зоне влияния очистных работ скорость смещений пород в выемочных выработках с приближением к лаве увеличивается, а в зоне установившегося горного давления и в массиве скорость смещений пород постоянна [4]. Увеличение величины смещений пород приводит к росту затрат на поддержание выработок [3, 4].

При больших скоростях подвигания лав и наличии в кровле разрабатываемого пласта мощных и прочных породных слоев зона влияния очистных работ ещё больше увеличивается. Поэтому для обеспечения устойчивости выработок в зоне влияния очистных работ необходимо знать параметры зоны временного опорного давления и зоны интенсивного смещения пород.

Вопросами охраны и поддержания выработок в зоне влияния очистных работ занималось большое количество ученых [1 – 7]. Однако исследований по установлению факторов, влияющих на протяженность зоны влияния очистных работ, при больших скоростях подвигания лавы и наличии в кровле пласта мощных породных слоев до настоящего времени выполнено не достаточно [5 – 7].

С целью установления закономерностей влияния различных факторов на параметры зависящей консоли мощного песчаника, залегающего в кровле разрабатываемого пласта, ИФГП НАН Украины были выполнены шахтные наблюдения. Наблюдения выполнялись на шахте «Красноармейская-Западная №1» в следующих горно-геологических условиях: глубина разработки 524 – 730 м; мощность разрабатываемого пласта 1,2 – 1,97 м; непосредственная кровля песчаный сланец мощностью 0,5 – 1,7 м и пределом прочности на одноосное сжатие 50 МПа; основная кровля песчаник мощностью 8 – 32 м и пределом прочности на одноосное сжатие 90 – 101 МПа; непосредственная почва песчаный сланец мощностью 1,5 – 2,9 м; основная почва – песчаник мощностью 8-10 м и пределом прочности на одноосное сжатие 90 МПа; площадь поперечного сечения выемочных выработок 15,25 – 15,5 м²; в качестве основной крепи принималась арочная податливая крепь и арочная податливая крепь с анкерными системами (длина анкеров 2,2-2,4 м, количество анкеров в кровле выработки 3-5); системы разработки столбовая и комбинированная; скорость подвигания очистных забоев 1,07 – 8,1 м/сут.; охрана выработок позади лавы производилась литой полосой шириной 1,2 – 1,6 м из материала с пределом прочности на одноосное сжатие 50 – 60 МПа; способ управления кровлей полное обрушение.

Протяженность зоны опорного давления и зоны интенсивного смещения пород определялась по скорости смещений пород в выемочных выработках.

В результате выполненных исследований установлено, что на длину зависящей консоли песчаника оказывает влияние скорость подвигания очистного забоя (рис. 1). С увеличением скорости подвигания лавы происходит увеличение длины зависящей консоли. Однако на длину зависящей консоли оказывают влияние также и ряд горно-геологических факторов (мощность и прочность песчаника, мощность угольного пласта, глубина разработки и др.). Зависимость изменения длины зависящей консоли от комплекса горно-геологических факторов и скорости подвигания лавы (рис. 2) описывается следующим уравнением

$$L_k = 18 + 0,007 K = 18 + 0,007 \frac{V_l M_{k_{уст.}} \sigma_H}{m \sigma_y}, \text{ м}, \quad (1)$$

где L_k – длина консоли песчаника, м; K – комплекс влияющих факторов; V_l – скорость подвигания очистного забоя, м/сут.; M – мощность песчаника, м; $k_{уст.}$ – коэффициент, учитывающий продолжительность устойчивого состояния подработанного горного массива (он определяется из выражения $k_{уст.} = \frac{t}{h_{св}}$); t – продолжительность развития

свода сдвижения горного массива по направлению движения лавы после ее отхода от разрезной печи на расстояние более $1,5l_l$, сут.; $h_{св}$ – высота свода сдвижения горного массива, м. При раскрытии свода его высота принимается равной $h_{св} = H$; H – глубина ведения работ, м; σ – предел прочности песчаника на одноосное сжатие, МПа; m – мощность разрабатываемого пласта, м; σ_y – предел прочности угля на одноосное сжатие, МПа.

Отклонение расчетных значений от фактических не превышает 17 %, что свидетельствует о достаточной сходимости результатов. Коэффициент корреляции равен $r = 0,86$, что свидетельствует о тесной связи между исследуемыми факторами.

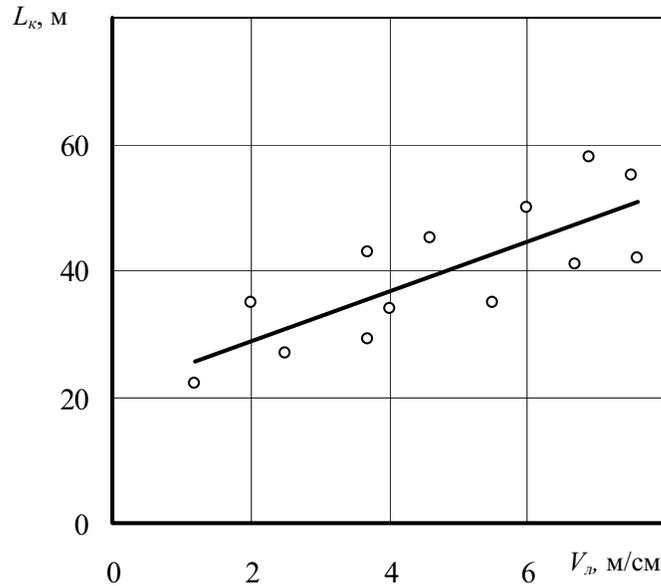


Рис. 1. Изменение длины консоли песчаника от скорости подвигания лавы.

Используя приведенную зависимость можно заранее прогнозировать протяженность зависающей консоли песчаника, что весьма важно знать при выборе механизированного комплекса.

Длина зависающей консоли мощного песчаника оказывает существенное влияние на протяженность зон временного опорного давления и интенсивного смещения пород позади очистного забоя (рис. 3), которые можно определить из выражения

$$L = A + BL_k, \text{ м}, \quad (2)$$

где L – протяженность зоны временного опорного давления или зоны интенсивного смещения пород, м; A – коэффициент, равный 22 и 4 для зоны временного опорного давления и зоны интенсивного смещения пород, соответственно; B – коэффициент, равный 1,8 и 1,46 для зоны временного опорного давления и для зоны интенсивного смещения пород, соответственно; L_k – длина зависающей консоли песчаника, м.

Коэффициент корреляции равен $r = 0,84$, что свидетельствует о тесной связи между протяженностью зоны влияния очистных работ и длиной зависающей консоли. Отклонение расчетных значений от фактических не превышает 18%, что свидетельствует о достаточной сходимости результатов.

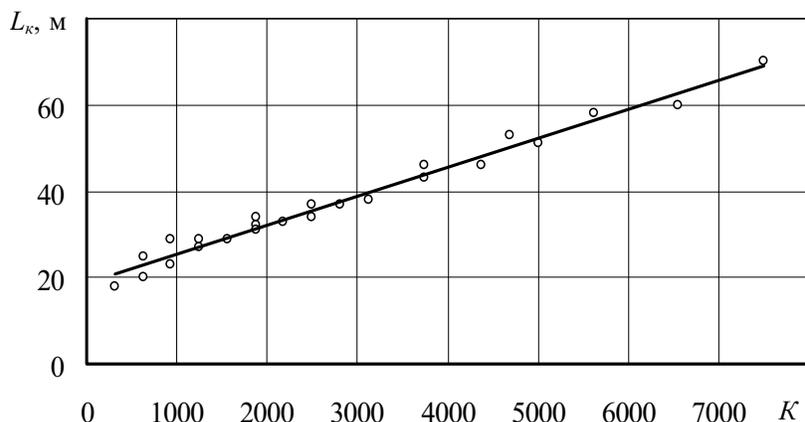


Рис. 2. Изменение длины зависающей консоли песчаника от комплекса влияющих факторов.

Используя приведенную зависимость можно заранее прогнозировать протяженность зоны временного опорного давления и зоны интенсивного смещения пород, что весьма важно для определения протяженности участков выработок, на которых необходима установка крепи усиления.

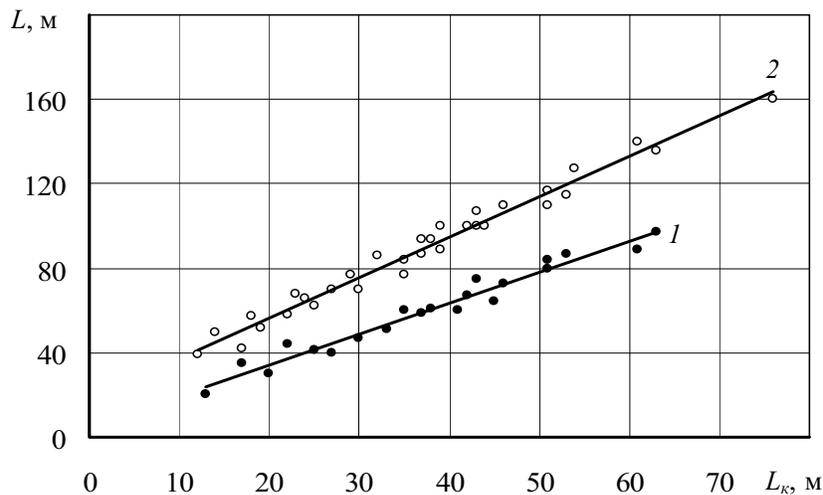


Рис. 3. Изменение протяженности зоны временного опорного давления и зоны интенсивного смещения пород от длины консоли песчаника:

1 – зона интенсивного смещения пород позади лавы; 2 – зона временного опорного давления.

Проведенные исследования позволяют сделать следующие выводы:

- длина зависающей консоли мощного песчаника зависит от комплекса горно-геологических факторов и скорости подвигания очистного забоя;
- протяженность зоны временного опорного давления и зоны интенсивного смещения пород находятся в зависимости от длины зависающей консоли песчаника;
- используя приведенные зависимости можно заранее прогнозировать длину зависания консоли песчаника, протяженность зоны временного опорного давления и протяженность зоны интенсивного смещения пород.

Библиографический список

1. **Якоби О.** Практика управления горным давлением. – М.: Недра. – 1987. – 556 с.
2. **Зборщик М.П., Братишко А.С., Прокофьев В.П.** Выбор способов охраны и места расположения подготовительных выработок. – К.: Техника. – 1970. – 227 с.
3. **Морозов А.Ф.** Повышение устойчивости интенсивно деформирующихся подготовительных выработок глубоких шахт. – Автореф. дис....докт. техн. наук: 05.15.02 / МГИ. – М.: 1992. – 30 с.
4. **Касьян М.М.** Геомеханічні основи управління зоною зруйнованих порід навколо виробок для забезпечення їх стійкості на великих глибинах. – Автореф. дис....докт. техн. наук: 05.15.02 / ДонНТУ. – Донецьк: 2002. – 35 с.
5. **Кольчик Е.И.** Влияние скорости подвигания лавы на конвергенцию пород в штреке // Геотехнологии и управление производством XXI века. – Том I. – ДонНТУ. – Донецк: 2006. – С. 11 – 15.
6. **Демченко А.И.** Влияние скорости подвигания лавы на смещения пород в выемочных выработках // ФТПГП. – Донецк: ИФГП НАН Украины, 2004. - № 7. – С. 119 – 121.
7. **Куклин В.Ю.** Задачи геомеханики охраны выработок в условиях интенсивной отработки угольных пластов // Геомеханическая механика. – Днепропетровск: ИГТМ НАН Украины, 2000. - № 23. – С. 54 – 57.

© Кольчик Е.И., 2007

УДК: 622.411.32

КОСТЕНКО В.К., БОКИЙ А.Б., ШЕВЧЕНКО Е.В. (ДонНТУ)

ВЛИЯНИЕ ОЧИСТНЫХ РАБОТ НА ПРОЦЕСС ВЫДЕЛЕНИЯ МЕТАНА ИЗ ПОРОДНОГО МАССИВА

Изменение напряженно-деформированного состояния массива горных пород в области влияния горной выработки приводит к увеличению энергетического потенциала газоносных пород, рассматриваемых в виде твердофлюидной системы, что позволяет обосновать параметры интенсификации процесса сопутствующей дегазации разрабатываемой толщи.

В процессе добычи угля из недр выделяется содержащийся в пластах и вмещающих породах метан и, в небольших количествах, другие газо- и парообразные углеводороды. Будучи взрывопожароопасным ингредиентом атмосферы, рудничный газ является причиной сравнительно частых аварий, сопровождающимся жертвами, травмами и материальными ущербами. На шахтах Украины, основную часть метана разбавляют воздухом до безопасного уровня (не более 0,75%) и удаляют из горных выработок вентиляционными потоками. Дегазацию производят преимущественно в целях обеспечения безопасных условий труда в призабойных частях шахтного поля.

Экологические последствия разработки газоносных каменноугольных месторождений состоят в том, что поступающий в атмосферу метан, способствует парниковому

эффекту примерно в 20 раз интенсивнее, чем такое же количество диоксида углерода. Согласно прогнозам к 2020 году глобальная эмиссия угольного метана в эквиваленте CO_2 достигнет 560 млн.т (в 2000 году 440 млн.т). Доля в ней украинских шахт составит около 7%, что сопоставимо с уровнем потребления природного газа в стране. К настоящему времени в Украине утилизируется лишь несколько процентов выделяющегося метана, третьего-четвертого по ресурсу после угля, природного газа, нефти и урана невозполнимого энергетического носителя. Такое положение дел следует рассматривать как растранивание национальных природных богатств, сопряженное с нанесением экологического ущерба биосфере. В связи с этим представляется актуальной разработка новых или модернизация существующих способов и средств снижения негативных экологических, аварийных последствий выделения метана при угледобыче, его каптажа и использования в качестве топлива или химического сырья.

В мировой практике различают следующие виды дегазации угольных месторождений [1]:

- заблаговременная, производимая на перспективных участках до проектирования и строительства шахт, она позволяет извлечь до 15...25% газа, выделяющегося при обработке шахтного поля;
- предварительная, - в период строительства шахты, - 10...20%;
- сопутствующая, - при эксплуатации шахты, - 5...25% (кроме того, в этот период вентиляцией удаляют 20...50% содержащегося в ;
- последующая, - из закрытых шахт, - 15...45%.

Как следует из приведенных данных, основную долю газа извлекают из месторождений при их разработке и после закрытия шахт.

Согласно современным представлениям [2,3], метан содержится в угольных пластах в четырех основных состояниях, их процентное соотношение следующее: свободный – 2...15; сорбированный – 8...60; газокристаллический – 1...30; газоугольный твердый раствор – 10...40 (по некоторым литературным источникам до 85).

Исследованиями установлено [3], что в угольном веществе можно условно выделить фильтрационно-сорбирующие частицы (ФСЧ) первого и второго порядка. Более крупные ФСЧ-1 оконтурены трещинами или фильтрующими макропорами, характерный размер которых превышает длину свободного пробега молекул газа ($d > \lambda > 10^{-4} \text{ м}$). Внутри ФСЧ-1, окруженные порами и каналами переходного размера ($d = 10^{-5} \dots 10^{-6} \text{ м}$), расположены ФСЧ-2. Они, в свою очередь, разделены на сорбционные частицы порами и каналами еще меньшего размера.

В многочисленных публикациях приведены результаты наблюдений эмиссии метана из зон влияния выработок, однако в недостаточной мере, по нашему мнению, раскрыт механизм нарушения равновесного состояния системы «твердое вещество-флюиды» и истечения газа из конгломератов фильтрационно-сорбирующих частиц (ФСЧ), которыми являются угольные пласты и газоносные породы. Подавляющее число исследователей связывают интенсификацию метаноотдачи массивов с их разгрузкой от горного давления и увеличением размеров транспортирующих газ каналов и пор. Такое мнение является бесспорным, но результаты натурных наблюдений свидетельствуют об увеличении дебита дегазационной скважины впереди фронта очистных работ задолго до попадания ее в зону разгрузки. В связи с этим представляет интерес изучение процесса деформирования горного массива под влиянием выемки угля.

В нетронутом горными работами массиве система «твердое вещество - флюиды» (понятие «флюиды» включает газовые и жидкостные компоненты рассматриваемой как система горной породы) находится в квазиравновесном состоянии. Ее энергетический потенциал минимален и для извлечения метана из системы необходимо привнесение извне дополнительной энергии. На примере простейшей системы из двух молекул сво-

бодного газа (рис.1) наглядно можно продемонстрировать, что в равновесном состоянии молекулы находятся в «потенциальной яме». Для нарушения равновесия следует либо изменить расстояние между молекулами R , например механическим путем, либо изменить кинетический диаметр молекул R_m , например, за счет теплового воздействия.

Из-за труднодоступности газоносных массивов, их обводненности, высокой теплоемкости и низкой теплопроводности осадочных горных пород, процесс воздействия на угольные пласты и породные слои для извлечения метана представляется весьма технологически сложным и энергоемким. Этим объясняется относительно малая продуктивность заблаговременной и предварительной дегазации. Для интенсификации этих видов дегазации необходимо энергоемкое и дорогостоящее физико-химическое воздействие на горный массив.

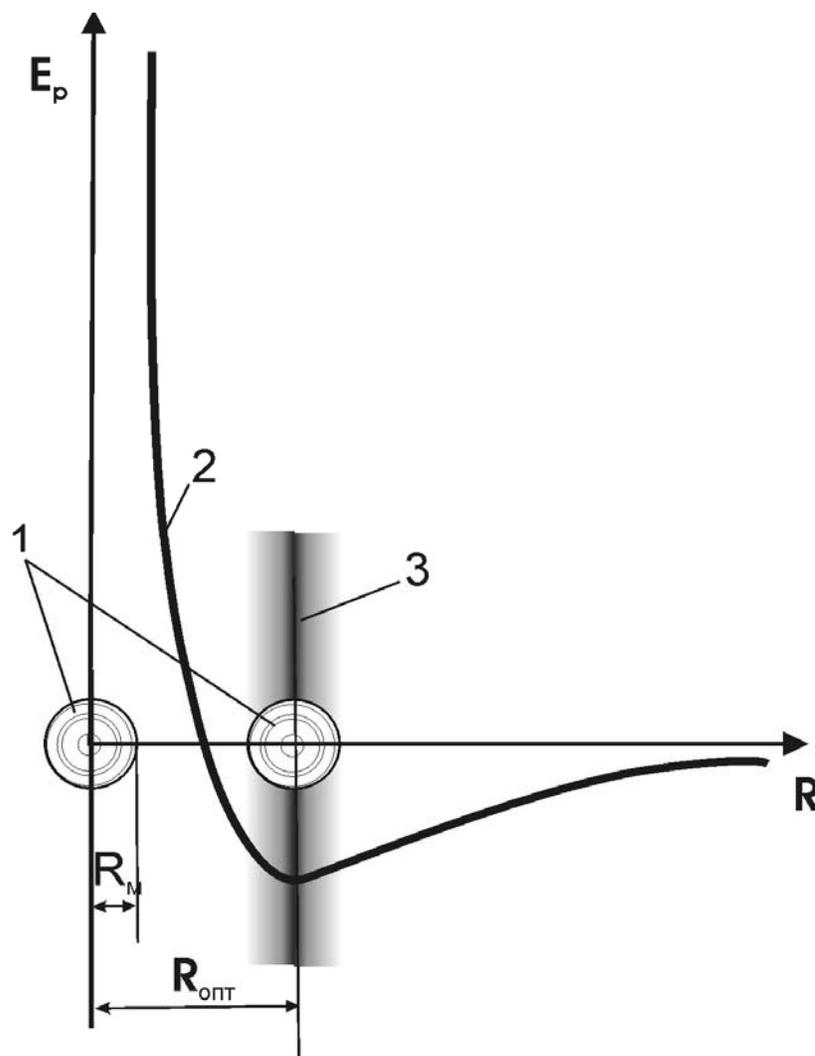


Рис.1. Изменение потенциальной энергии E_p в системе из двух молекул свободного газа (1) в зависимости от расстояния R между ними: 2 – график изменения энергии; 3 – «потенциальная яма»; R_m - радиус молекулы; $R_{опт}$ – межмолекулярное расстояние, соответствующее минимальному уровню энергии.

Как показывает практика, наибольшее воздействие на все элементы системы «твердое вещество-флюиды» оказывает привносимая механическая энергия, обусловленная перераспределением напряженно-деформированного состояния (НДС) горного массива под влиянием проводимых подготовительных и особенно очистных выработок. Под влиянием внешних энергетических воздействий метан стремится перейти из более сложных состояний, таких как твердый раствор, сгущения сорбатов и т.п. в свободный газ, при этом его энергетический потенциал возрастает независимо от характера внешнего воздействия.

Таким образом, перспективным направлением каптажа шахтного метана представляется использование происходящих при отработке месторождения изменений НДС горного массива для увеличения уровня энергии породно-флюидной системы (ПФС) и перехода метана в подвижную, легко фильтрующуюся по каналам свободную форму. Позитивный опыт такого подхода к извлечению шахтного метана накоплен в США при разработке в сравнительно благоприятных горно-геологических и горнотехнических условиях месторождения Сан Хосе [4]. Современные низкие показатели сопутствующей дегазации в Украине можно объяснить преимущественно недостаточной изученностью процессов, происходящих в окружающей горную выработку массиве, а также экономико-организационными и технологическими причинами и конкурирующей ролью вентиляции в извлечении метана из шахт.

Рассмотрим элементарный фрагмент массива в виде параллелепипеда с произвольным соотношением сторон, который находится под действием внешних нагрузок (рис. 2). При этом доминирующую роль играют деформации твердой составляющей УФС, а ее жидкие и газообразные компоненты находятся в зависимом от нее состоянии.

Из рисунка видно, что при действии простых видов деформаций, таких как: одноосное растяжение или сжатие, сдвиг, кручение, изгиб – происходит увеличение линейных размеров отдельных граней или ребер параллелепипеда. Это приводит к увеличению расстояния между молекулами содержащихся в них флюидов ($R > R_{omm}$, см. рис.1) и, соответственно, к труднообратимому «выталкиванию» молекул из «потенциальной ямы». Значительная часть метана в этот период стремится перейти в свободное состояние из более сложных форм существования. Увеличение линейных размеров фрагмента приводит к раскрытию транспортных каналов и повышению фильтрационных характеристик среды.

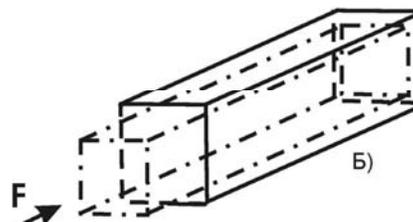
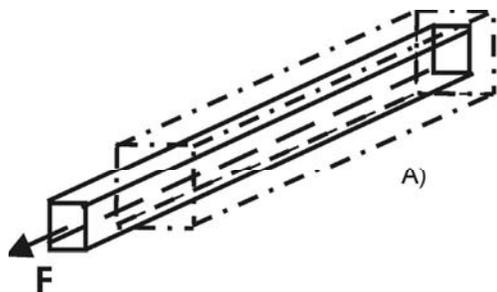
В противоположной части выделенного нами фрагмента наблюдается уменьшение линейных размеров ($R < R_{omm}$), что также определяет увеличение потенциальной энергии в УФС за счет уменьшения расстояния между молекулами. Это же относится к условию объемного сжатия. Вместе с твердой фазой молекулы флюидов приобретают дополнительную энергию, перемещаясь на противоположный склон «потенциальной ямы», и газы имеют возможность перейти в свободное состояние. Однако при уменьшении линейных размеров фрагмента происходит сокращение размеров порового пространства, и значительная часть молекул остается в прежнем положении, имея повышенный уровень потенциальной энергии.

Следует отметить, что деформации углепородного массива под влиянием горных работ имеют весьма сложный характер (рис.3). Например, в зоне опорного давления одновременно могут происходить такие виды нагрузки как сжатие, кручение, сдвиг и изгиб. При этом, как правило, происходит нарушение целостности твердой составляющей ПФС, образование новых трещин, развитие существовавших, что создает предпосылки для фильтрации свободного газа, эффузивного перемещения молекул в микропорах или тепловых подвижек их в слоях сорбированных газов.

Одноосные деформации

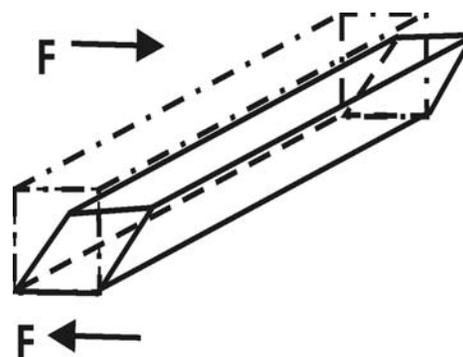
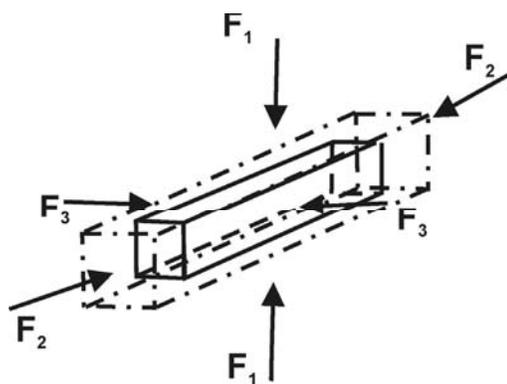
а) растяжение

б) сжатие



Объемное сжатие

Сдвиг



Кручение

Изгиб

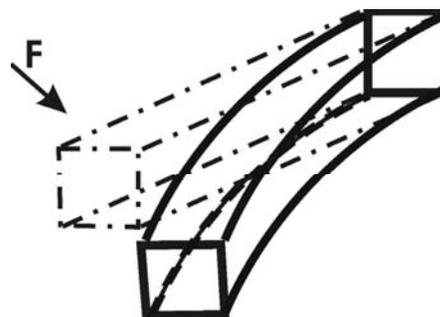
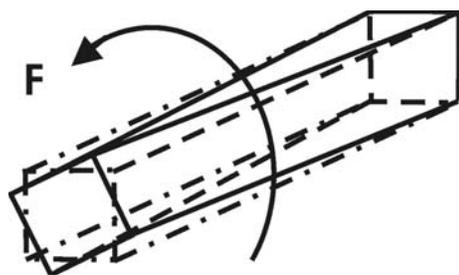


Рис. 2. Изменение размеров фрагмента горного массива при различных видах нагрузки: F , F_1 , F_2 , F_3 – векторы деформирующих усилий

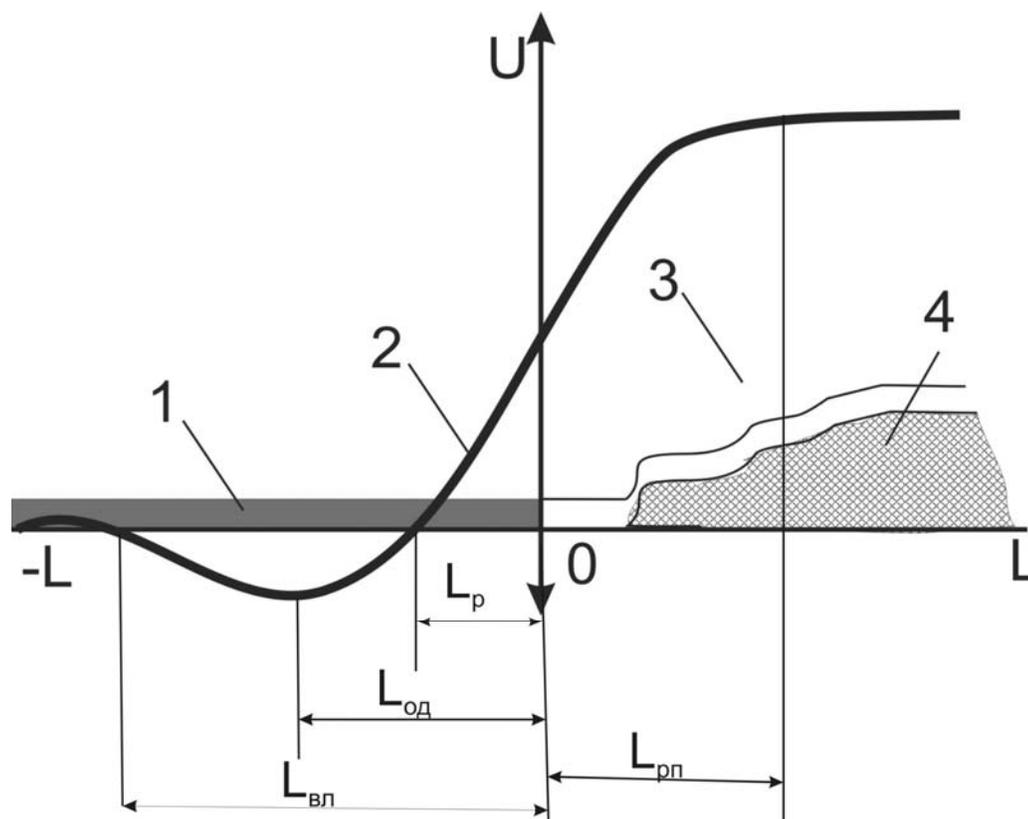


Рис.3. Деформации горного массива в окрестностях очистной выработки: 1- угольный пласт; 2 – линия, описывающая вертикальные сдвигения U породного массива на уровне почвы пласта; 3,4– разгруженные подработанные породы кровли, соответственно, зависшие и обрушенные; $L_{вл}$, $L_{од}$, L_p , $L_{рп}$ – параметры кривой сдвижений массива

Обусловленное изменением НДС массива увеличение энергетики флюидов начинается уже при начальном изменении напряженно-деформированного состояния массива горных пород под влиянием очистных работ на расстоянии $L_{вл}$ впереди забоя (см. рис. 3). Экспериментально, в шахтных условиях, установленные параметры L_i кривой вертикальных сдвижений, превалирующего вида деформаций массива, определяются, преимущественно, глубиной ведения горных работ H , м, и с достаточной для практического использования точностью могут быть определены из уравнения вида

$$L_i = aH - b, \text{ м}$$

где a и b эмпирические коэффициенты.

В средней части лавы параметры процесса вертикальных сдвижений U имеют следующие значения (табл.1). Следует учитывать, что для краевых частей лавы значения коэффициентов a и b следует скорректировать. Если рассматривается примыкающая к нетронутому массиву часть лавы, то их значения следует уменьшить в полтора - два с половиной раза, а если лава примыкает к выработанному пространству, то - увеличить в два - три раза. Значения коэффициентов a и b необходимы для прогнозирования режимов газовыделения при сопутствующей дегазации углепородной толщи с применением ее гидроразрыва или других способов увеличения проницаемости неразгруженного от горного давления массива.

Табл. 1. Коэффициенты уравнения линии сдвижения массива [5].

Параметр	Обозначение	Значение коэффициентов уравнения	
		<i>a</i>	<i>b</i>
Начало влияния очистных работ	$L_{вл}$	0,1	20
Максимальное опускание в зоне временного опорного давления	$L_{од}$	0,05	10
Начало разгрузки массива	L_p	0,01	30
Максимальная разгрузка	L_{pn}	0,14	30

В условиях Донбасса, где фильтрационные характеристики углепородного массива невелики сравнительно с другими месторождениями, выделение метана в скважины заблаговременной и предварительной дегазации невелико, и эффективный радиус влияния скважины, даже при использовании технологий повышающих проницаемость среды, не превышает одного - двух десятков метров. Под влиянием очистной выработки, на расстоянии менее $L_{вл}$, изменяется энергетическое состояние ПФС и начинается интенсивное газовыделение в скважины. После приближения лавы на расстояние L_p , расход газа в скважине еще больше возрастает из-за разгрузки массива и увеличения размеров транспортных каналов ФСЧ.

Снижение расхода метана из скважин, как правило, происходит после удаления лавы на расстояние, превышающее L_{pn} по двум основным причинам. Во-первых, из-за исчерпания ресурсов флюидов в газоносной толще, а во-вторых, вследствие уплотнения и снижения фильтрационных свойств подработанной толщи.

Таким образом, базирующийся на теоретических и экспериментальных исследованиях анализ, позволяет сделать вывод, что при любом характере изменения НДС углепородного массива происходит увеличение энергетического потенциала ПФС, что способствует переходу метана в свободное состояние из твердых растворов, сорбатов, кристаллитов и т.п. Кроме того, определены представляющие практический интерес параметры процесса интенсификации газоотдачи при попутной дегазации углегазового массива.

Библиографический список

1. Пучков Л.А., Каледина Н.О. Обоснование стадийности извлечения шахтного метана на различных стадиях освоения месторождения угля/ Горный информационно-аналитический бюллетень. Тематическое приложение «Метан». -М.: Изд-во МГТУ.2006. - С. 7-21.
2. Васючков Ю.Ф. К методике определения параметров процесса гидрорасчленения пласта для его дегазации/ Метан. Сб. науч. тр. симпоз. «Неделя горняка – 2006». -М.: Изд-во МГТУ. 2007. - С. 257-267.
3. Малышев Ю.Н., Трубецкой К.Н., Айруни А.Т. Фундаментально прикладные методы решения проблемы метана угольных пластов. -М.: Изд-во Академии горных наук, 2000.-519 с.
4. Добыча горючих газов из угольных месторождений/Л.Л. Кауфман, Н.И. Кулдыркаев, Б.А. Лысиков - Донецк: «Вебер», 2007.- 232 с.
5. Костенко В.К. Исследование и обоснование параметров расположения полевых подготовительных выработок в зонах разгрузки при разработке пологих платов на глубоких горизонтах/Автореферат дисс... канд. техн. наук, ДПИ, Донецк, 1982, -20 с.

© Костенко В.К., Бокый А.Б., Шевченко Е.В., 2007

УДК 622.243.954

НИКОЛИН В.И., ПОДКОПАЕВ С.В., ТЮРИН Е.А. (ДонНТУ), МАЛЕЕВ Н.В. (Госгорпромнадзор Украины), БИЧАРОВ М.З. (ДонНТУ)

К НОВОЙ ТЕОРИИ ПРОЧНОСТИ (РАЗРУШЕНИЯ) ПРИ РАЗГРУЗКЕ ПОРОД НА БОЛЬШИХ ГЛУБИНАХ

Новое понимание природы разрушения пород, залегающих на больших глубинах, при разгрузке открывает новые возможности его полезного использования на практике. Они относятся не только к разработке способов, обеспечивающих снижение опасности обрушений пород, но и к изменению природных водопритоков и т.д.

В механике горных пород справедливо констатируется, что под термином прочность понимается способность пород не разрушаясь сопротивляться силовым воздействиям. Но еще в начале сороковых годов XX столетия П.Бриджмен [1] совершенно неожиданно, впервые обнаружил при испытании в установках для объёмного сжатия разрушение при разгрузке образцов, длительное время находившихся в состоянии трехосного сжатия. Оно выразилось в образовании дисков, перпендикулярных оси Z, при Кармановском соотношении напряжений $\sigma_z > \sigma_x = \sigma_y$.

При обсуждении результатов экспериментов П.Бриджмен подчеркнул, что разрушение [1] при разгрузке, а не при росте (приложении) напряжений представляет собой парадоксальное явление, которое никак пока не может быть объяснено.

В дальнейшем американские ученые Г.Д.Бузер и др. [2], проводившие испытания тоже в установках для объёмного сжатия и получившие разрушение при разгрузке, вспомнили о факте разрушения образцов пород при разгрузке, впервые обнаруженном П.Бриджменом. Они испытывали пять разновидностей нефтеносных пород Индианы. Соотношение компонентов напряжений соответствовал [1]. Запись пластических деформаций позволяла не только измерять их величину, но и контролировать разрушение. Тогда было установлено, что при трехосном сжатии разрушение было хрупким, если $\sigma_x = \sigma_y = 70 \text{ кг/см}^2$, переходным при $\sigma_x = \sigma_y = 210 \text{ кг/см}^2$ и пластическим при $\sigma_x = \sigma_y > 210 \text{ кг/см}^2$. Однако только при последнем соотношении регистрировались случаи образования при разгрузке тонких дисков, если испытания не были мгновенными. Трехосное сжатие образцов горных пород, если компоненты его значительны и приводят к неупругому деформированию, обуславливает приобретение нового свойства – разрушаться при разгрузке.

Установленные факты разрушения образцов горных пород при разгрузке были, по нашему мнению, новой вехой развития науки о прочности (разрушении) твердых тел при разгрузке. Но практическая значимость, в частности, для горного дела оставалась пока непонятной, интерес широкого круга специалистов не вызвала.

В СССР на Кольском полуострове бурили сверхглубокую скважину [3]. Первые отдельные диски гранита при бурении скважины были обнаружены на глубине примерно 6000 м, что и привлекло внимание многих специалистов [4,5]. Тогда и была предпринята попытка методами теории упругости решить плоскую задачу разрушения кернов. Однако опыт бурения сверхглубокой скважины, при котором число дисков после достижения глубин 6000-7000 м возросло, не соответствовал предлагаемому решению.

На глубинах более 10000 м дисков не стало, а выход кернов на глубине 11500 м составил всего 0,36. Прочный гранит разрушался до размеров крупнозернистого песка и выносился промывочной жидкостью. Та часть кернавого материала, которая до тако-

го состояния разрушена не была, представлена в основной массе пластинами толщиной в несколько миллиметров, плоскости которых перпендикулярны к оси скважины. В них совершенно отчетливо просматриваются трещины толщиной в доли миллиметра, как бы разделяющие пластину гранита на более тонкие пластины. Они очень похожи на “расслоение” песчаника при выбросе, но выражены менее четко (рис.1,а).

Очевидно, при рассмотрении механизма разрушения, в частности, разделения кернов на диски при бурении скважин, наибольший интерес представляют не силы, обуславливающие напряженное состояние, как это считалось в [4,5], а деформации, имеющие при этом место и приводящие к разрушению при разгрузке.

Приоритет экспериментального изучения механизма разделения кернов горных пород на диски принадлежит Л.Оберту и Д.Е.Стефенсону [6]. Именно ими была доказана реальность разрушения кернов на диски при бурении скважин в различных породах, за исключением мела. Причем при бурении в последнем использовались всевозможные сочетания величин напряжений.

Исследовав поверхности разрушения, Л.Оберт и Д.Е.Стефенсон пришли к выводу, что разделение кернов на диски происходит лишь в том случае, если величина компоненты поля напряжений в направлении бурения значительно больше величины компонент в двух других направлениях. Полагалось поэтому, что образование дисков при бурении вертикальных скважин доказывает наличие более значительных по величине вертикальных напряжений.

Названные факты доказали, что, во-первых, случайно обнаруженное ранее разрушение при разгрузке горных пород на диски выпукло-вогнутой формы является природной закономерностью. Во-вторых, подтверждает научную обоснованность нормативного в СССР с 1977г. способа прогноза степени выбросоопасности песчаников [7], основанном на подсчете числе дисков, образовавшихся при колонковом бурении 1м скважин (рис.1,б).

Л.Оберт и Д.Е.Стефенсон пришли к правильному выводу о том, что при разделении кернов на диски происходит отрыв. И добавим: как и при выбросах песчаников (рис.1,б). Однако при окончательной оценке характера разрушения в [6] предпочтение было отдано формальному (традиционному) подходу к возможности разрушения только при росте нагрузок. Ошибочно посчитали, что имеет место разрушение от среза. Для всех пород после выбуривания кернов авторами экспериментов были определены временные сопротивления сжатию, растяжению, срезу и изгибу. По временному сопротивлению срезу мел примерно в пять-шесть раз менее прочен, чем гранит или мрамор. Напряженное состояние его при колонковом бурении скважин было таким же, как гранита или мрамора, но разделения кернов мела на диски, которое обязано было произойти, если разрушение определяется напряжениями среза, не произошло. Результаты ставят под сомнение вывод о том, что при образовании дисков имеет место разрушение от среза.

Ранее, еще при выполнении первых исследований природы выбросоопасности песчаников было доказано, что они газоносны, а их показатель хрупкости $X_n \geq 10$. Рассчитывается он по выражению

$$X_n = \frac{\sigma_{сж}}{\sigma_p},$$

где $\sigma_{сж}$, σ_p – соответственно, предел прочности породы сжатию и растяжению. Природная газоносность приводит к “охрупчиванию песчаника”, т.е. росту склонности песчаников к разрушению при разгрузке, от деформаций растяжения.

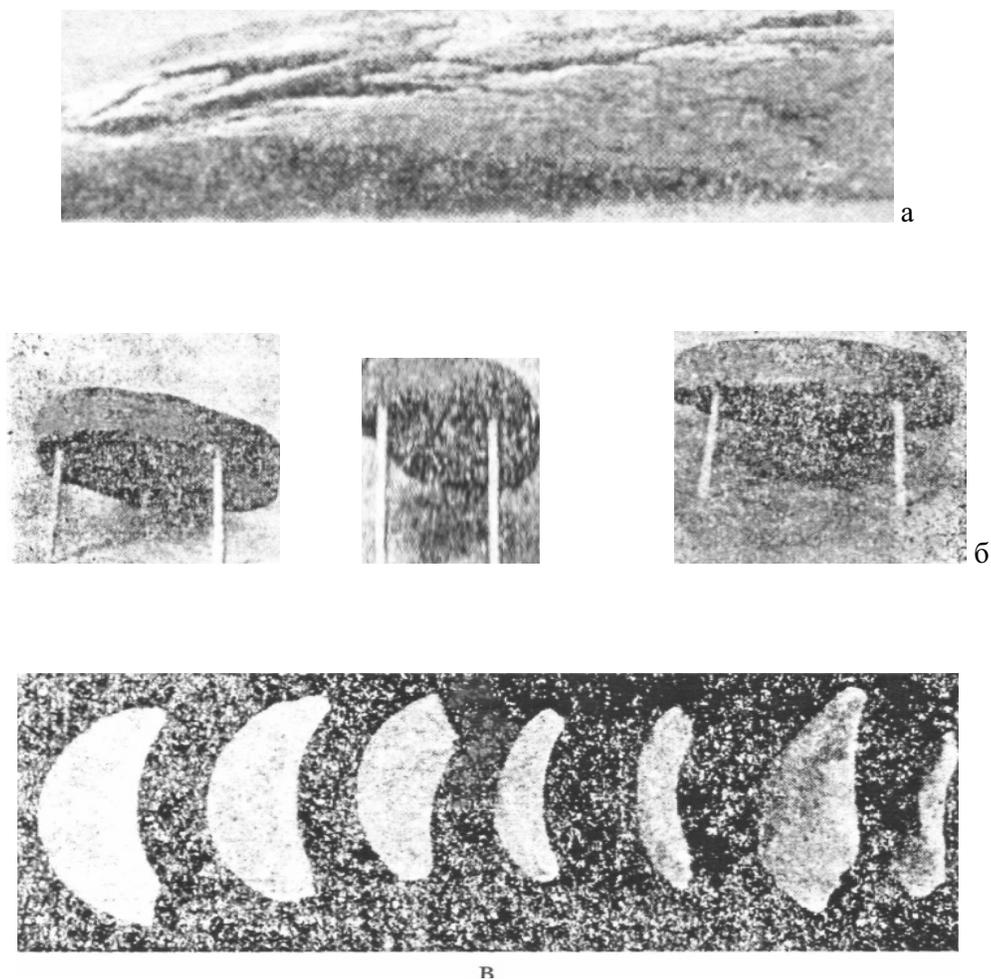


Рис.1. Характер разрушения песчаника при выбросе породы и газа (а), кернов при колонковом бурении скважины в выбросоопасной зоне (б) и при выбуривании разгрузочного паза (в)

Весьма своеобразным доказательством правильности представления о разрушении горных пород при разгрузке, является разделение кернов на диски при колонковом бурении скважин в выбросоопасных песчаниках. Установлено [8], что при бурении скважин на участках высокой степени выбросоопасности образовывается значительное число дисков (более 30 на 1м). Было высказано предложение, что в таких зонах возможно и разрушение стенок шпуров (скважин). Для доказательства этого положения с помощью перископической оптической трубы РВП-451 в шпурах, пробуренных для сотрясательного взрывания, исследовано состояние их стенок. Эксперименты были выполнены в 248 циклах измерений, из которых 169 на участках, где по данным колонкового бурения была зарегистрировано высокая степень выбросоопасности. Установлено, что на стенках шпуров, пробуренных в выбросоопасных песчаниках были обнаружены каверны, образовавшиеся в результате отрыва порообразующих минералов от массива. На стенках тех шпуров, которые были пробурены в невыбросоопасных зонах, каверны отсутствовали (рис.2).

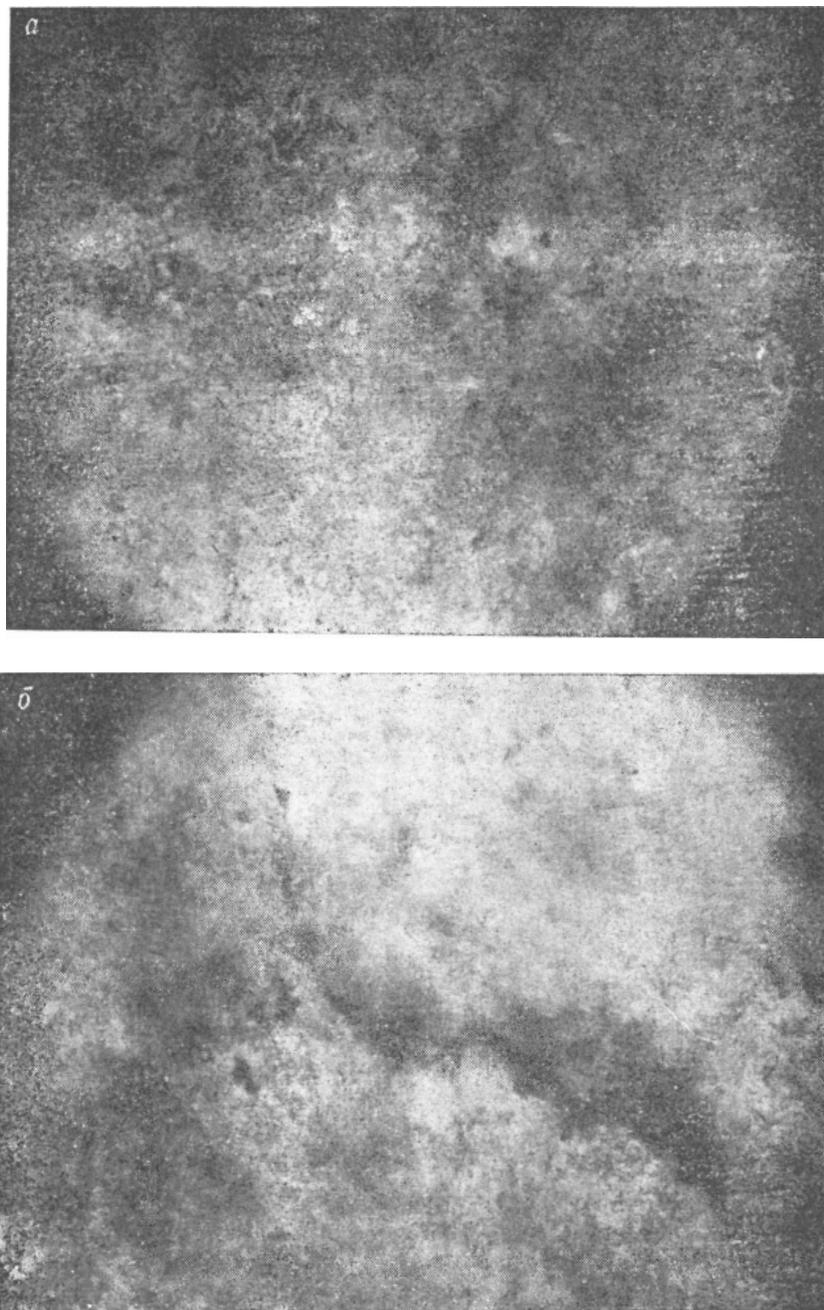


Рис.2. Фото стенок шпуров пробуренных в песчанике на невыбросоопасном (а) и выбросоопасном (б) участках

На шахте им.Скочинского (восточная панель) при выбурировании в выбросоопасной зоне горизонтального пазы глубиной 8 м станком НКР-100 был получен вообще уникальный результат [3]. Паз образовывался за счет последовательного бурения параллельных колонковых скважин без оставления между ними целиков. Из-за отклонение одной скважины от заданного направления получилось так, что часть скважины (по диаметру-сечению) оказалась в выбросоопасном песчанике, а часть в пустоте – уже выбурированном пазе.

Произошло необычное, редчайшее разрушение песчаника на “диски”. Они не были круглыми, равными внутреннему диаметру коронки, а, как бы сегментообразными из-за того, что глубина (ширина) внедрения в массив, примыкающий к ранее пробуренной скважине, увеличивалась постепенно (рис.1,в).

По сути приведенные факты доказали, что случайно обнаруженное ранее разрушение при разгрузке образцов горных пород, находившихся продолжительное время в состоянии трехосного сжатия, - это отражение природных особенностей разрушения осадочного углепородного массива, в том числе вмещающего горные выработки [10].

Высокая выбросоопасность создает условия, в которых при колонковом бурении скважин во время которого кольцевым пазом оконтуривается (разгружается) участок напряженного массива, образуются (отрываются) диски. Оно не определяется соотношением компонентов напряжений, т.е. может происходить как при отсутствии тектонических напряжений, так и при их наличии. Но объективно доказывает реальность разрушения при разгрузке длительно напряженного породного массива, залегающего на больших глубинах.

Новое понимание природы разрушения пород залегающих на больших глубинах, при разгрузке открывает и новые возможности его полезного использования на практике. Они относятся не только к разработке способов, обеспечивающих снижение опасности обрушений пород, но и к изменению природных водопритоков, прогнозированию склонности углей к самовозгоранию, предотвращению эндогенных пожаров. Направленность названных решений планируем конкретизировать в дальнейших публикациях.

Библиографический список

1. **Бриджмен П.В.** Исследование больших пластических деформаций и разрыва. М.: Изд-во ИЛ.-1955.-440 с.
2. **Бузер Г.Д., Хиллер К.Х., Серденгекти С.** Влияние поровой жидкости на деформационное поведение горных пород при трехосном сжатии // Механика горных пород.-М.: Недра.-1966.-С.372-406.
3. **Забигайло В.Е. Николин В.И.** Влияние катагенеза горных пород и метаморфизма углей на их выбросоопасность.-Киев: Наукова думка.-1990.-168 с.
4. **Грабчак Л.Г., Марков А.Е.** О напряженном состоянии керна глубоких скважин // Изв.ВУЗов. Геология и разведка.-1978.-№4.-С.125-129.
5. **Кусов Н.Ф., Кудряшов В.А.** Исследования разделения кернов на диски под действием горного давления в выбросоопасных породах // Проблемы горного дела.-М.: Недра, 1974.-С.78-82.
6. **Разрушение.** Микроскопические и макроскопические основы механики разрушения/ Под ред.Г.Либовица.-М.: Мир.-1973.-Т.1-616 с.
7. **Инструкция** по безопасному ведению горных работ на пластах, опасных по внезапным выбросам угля, породы и газа.М.:ИГД им.А.А.Скочинского.-1989.-181 с.
8. **Николин В.И., Лысиков Б.А., Ткач В.Я.** Прогноз выбросоопасности угольных и породных пластов. -Донецк: Донбасс,-1972.-128 с.
9. **Николин В.И., Васильчук М.П.** Прогнозирование и устранение выбросоопасности при разработке угольных месторождений.-Липецк: Липецкое изд-во Роскомпечати, 1997.-496 с.
10. **Снижение** травматизма от проявлений горного давления/ Николин В.И., Подкопаев С.В., Агафонов А.В., Малеев Н.В.-Донецк: Норд-Пресс.-2005.-331 с.

© Николин В.И., Подкопаев С.В., Тюрин Е.А., Малеев Н.В., Бичаров М.З., 2007

УДК 622.33:332.14

МОЛЕВ М.Д. (Южно-Российский государственный университет экономики и сервиса),
МЕРКУЛОВА М.А., МОЛЕВ А.М., МЕРКУЛОВ А.В. (Шахтинский институт Южно-
Российского государственного технического университета (НПИ) г. Шахты, Россия)

ОЦЕНКА ВОЗДЕЙСТВИЯ ХОЗЯЙСТВЕННОЙ ДЕЯТЕЛЬНОСТИ ГОРНЫХ ПРЕДПРИЯТИЙ НА ОКРУЖАЮЩУЮ СРЕДУ НА СТАДИИ ПРОЕКТИРОВАНИЯ

Изложены результаты исследований авторов по оценке влияния горных предприятий на природную среду.

Обеспечение нормальных условий жизнедеятельности населения является одной из важнейших задач социально-экономической политики государства. В этой связи существенное значение приобретает оценка воздействия промышленных предприятий на окружающую природную среду.

Оценка воздействия на окружающую среду (ОВОС) представляет собой процедуру учета экологических требований отечественного законодательства при подготовке и принятии решений о социально-экономическом развитии региона. ОВОС организуется и осуществляется в целях выявления и принятия необходимых и достаточных мер по предупреждению возможных неприемлемых для нашего общества экологических и связанных с ними социальных, экономических и других последствий реализации хозяйственной или иной деятельности.

Специально образованная экспертная комиссия либо подтверждает полноту учета в проекте природоохранных требований законодательства РФ и достаточность планируемых предупредительных мер, либо не соглашается с мерами и оценками экологической безопасности проекта.

Основными задачами ОВОС выступают:

- выявление комплекса взаимосвязанных факторов воздействия на окружающую природную среду инвестиционных проектов и проектов и схем территориальной организации общества, размещения отдельных объектов, техники и технологии, новых материалов, продукции, услуг, проектов стандартов, правовых, технических норм и нормативов;

- оценка прямых и косвенных эффектов реализации проектов, а также факторов, определяющих их воздействие на экологические системы, их компоненты, балансы природных ресурсов (например, водохозяйственный баланс территории), на человека, его здоровье и условия жизнедеятельности;

- сопоставление и оценка альтернативных вариантов намечаемой хозяйственной и иной деятельности, а также управленческих решений, характеризующихся значимыми экологическими эффектами.

В конечном счете, реализация проекта должна обеспечивать организацию и функционирование бизнеса на принципах экологической безопасности, защиты здоровья людей и природной среды с учетом интересов не только работников компаний и потребителей их продукции, но и населения в целом, причем как нынешнего, так и будущего поколений.

С оценкой воздействия на окружающую среду тесно связана экологическая экспертиза проектов, поскольку обе процедуры базируются на сходной системе эколого-социально-экономических показателей. Разница состоит лишь в том, что ОВОС проводится проектировщиком инвестиционного решения, а экологическая экспертиза осуще-

ствляется государственными органами экологического контроля совместно с ведущими специалистами в этой области. В связи с этим основным назначением экологической экспертизы является обоснование вывода о допустимости реализации проекта как отвечающего требованиям устойчивого развития и экологической безопасности и не способного привести к неприемлемым последствиям для окружающей природной среды и социально-экономического развития региона. При этом необходимо подчеркнуть важнейшие принципы, лежащие в основе экологической экспертизы:

- обязательность, означающая срочное проведение экспертизы проектных решений по объектам, включенным в специальные списки потенциально экологически опасных видов деятельности;

- комплексность оценки воздействия на природную среду хозяйственной деятельности, а также последствий этого воздействия для социально-экономического развития общества;

- независимость экспертов экологической экспертизы, научная обоснованность и объективность экспертного заключения.

Экспертное заключение должно содержать: оценку экологического ущерба; анализ экологического риска; оценку компенсирующих природоохранных мероприятий; одобрение или неодобрение проекта.

Естественно, что качество и объективность экспертного заключения зависят от достоверности и полноты информации, представленной на экспертизу.

С оценкой воздействия на окружающую среду тесно связана и другая составляющая природоохранного управления – оценка экологического риска. При этом теория и практика управления экологической безопасностью имеет дело с двумя видами экологических рисков:

- а) риск от влияния загрязнения окружающей среды на здоровье населения;

- б) риск как категория предпринимательской деятельности.

Для населения страны (региона) приоритетной является оценка риска первого типа. Для этого используется фактическая база данных о концентрациях вредных веществ на конкретной территории, и изучаются по клиническим показаниям их воздействия на здоровье отдельных людей и всего населения в целом. На основании проведенной оценки риска соответствующие органы управления переходят к самому процессу управления, то есть предпринимают ряд мер для уменьшения или полного исключения риска для здоровья населения, а также сохранности природных и материальных ценностей. Управление риском начинается с установления стандартов качества окружающей природной среды, то есть нормирования концентрации вредных веществ в воздухе, воде и почве на территории проживания людей.

Экологические стандарты регламентируют предельно допустимые нормы антропогенного воздействия на окружающую среду, превышение которых угрожает здоровью людей, пагубно для животного и растительного мира. Такие нормы устанавливаются в виде предельно допустимых концентраций загрязняющих веществ и предельно допустимых уровней вредного физического воздействия. При нормировании концентраций вещества в воздухе или воде используется принцип лимитирующего показателя, согласно которому нормируется наиболее чувствительный для людей или окружающей среды показатель.

В последние десятилетия методология оценки риска интенсивно развивалась, и в настоящее время она все чаще используется в качестве инструмента принятия решений о деятельности, сопряженной с экологическими рисками.

Одной из ключевых проблем при оценке риска является отношение к научной неопределенности. При этом неопределенность может существовать как в том, что касается вероятности конкретного события или процесса, так и масштабов и характера

негативных последствий, если такое событие или процесс имеет место. Подобные неопределенности объясняются существованием таких факторов, как:

- сложность воздействия людей и среды обитания, большое количество возможных причин, вызывающих то или иное последствие, а также чрезмерное количество параметров, которые необходимо проверить для выявления причинно-следственной связи;

- ошибочные источники данных (часто информация о факторах риска, связанных с технологией производства, поступает от людей, заинтересованных в ее применении и распространении);

- появление новых технологий, для применения которых не накоплен достаточный опыт или массив сведений;

- неспрогнозированные и невыявленные источники опасности;

- изменяющаяся чувствительность и восприимчивость людей.

Неопределенность в той или иной степени присуща любой оценке риска. В связи с этим необходимо, на наш взгляд, применять принцип предосторожности, который требует, чтобы лица, принимающие решения учитывали не только возможность или вероятность ошибочности той или иной гипотезы, но также характер и масштаб возможных последствий, если данная гипотеза является ошибочной. Принцип предосторожности должен стать определяющим на всех стадиях, предшествующих появлению загрязнителей окружающей среды.

Другой важный фактор, который необходимо учитывать при оценке риска, - роль оценочных суждений, которые они могут играть в ходе принятия решений, касающихся экологической безопасности. Необходимо, чтобы количественная оценка риска основывалась в максимально возможной степени на научном мнении, не зависящем от коммерческого или политического давления. Допустимость риска зависит от многих факторов, в частности, его можно избежать, если преимущества планируемой деятельности перевешивают сопряженные с ним опасности и т.д. Кроме того, допустимость того или иного риска зависит от соразмерности распределения данных опасностей среди населения с распределением выгод. Для обсуждения проблем, связанных с экологическими рисками, необходимо привлекать экспертов, используя самые различные модели: конференции, заседания жюри и другие совещания – с целью выработки обоснованных решений и достижения консенсуса.

Второй вид экологических рисков обусловлен предпринимательской деятельностью как источником различных опасностей экологического плана. Экологический риск в качестве категории предпринимательской деятельности можно определить с помощью данных с вероятностью p_i наступления некоторых событий (например, аварии газопровода) и последствиях x_i реализации указанных вероятностей, т.е. соответствующих величинах образующегося экологического ущерба. В результате несложных расчетов получим формулу, которую можно использовать для характеристики экологического риска предпринимательской деятельности, в виде:

$$R = \sum_{i=1}^n p_i x_i.$$

Здесь мы подходим к обширному и выходящему за рамки нашего исследования вопросу так называемого риск-менеджмента. В рамках темы статьи конспективно можно изложить основные аспекты.

Под *риск-менеджментом* понимается процесс анализа риска для бизнеса и управления риском. В качестве основных задач риск-менеджмента выступают: идентификация причин экологических рисков; устранение выявленных причин; эффективное

расположение экологических рисков (при невозможности их устранения) между фирмой, страховой компанией и другим субъектом.

При этом для бизнесменов первоочередное значение имеет не столько экологический риск, сколько экономические потери. Экономический риск можно определить как угрозу достижению целей бизнеса. Экономические цели могут быть представлены целевыми функциями максимизации прибыли, типа трансформированной вышеприведенной формулы. Если некоей функции поставлена в соответствие некоторая величина R , то возможность ее недостижения $R(x) < R'$ может рассматриваться как риск, а возможность превышения $R(x) > R'$ - как шанс. Подобным образом экологические риски можно определить с помощью целевых параметров, которые в обобщенном виде могут быть представлены в виде эмиссий вредных веществ предприятий и других производственных объектов, приводящих к ущербу от загрязнения природной среды. Экологический риск не затрагивает интересы бизнесменов до тех пор, пока соответствующий ущерб не превышает принятый в обществе уровень. Этот риск превращается в экономический, когда наступает превышение эмиссии конкретным предприятием установленного уровня. Реальный экологический риск и вытекающий из него экономический риск представляют собой экологический риск фирмы.

У предприятия возникают экологические риски в двух случаях: во-первых, когда появление экологического ущерба и его последствия не определены; во-вторых, когда экологический ущерб уже наступил, но его экономические последствия не определены. В первой ситуации существует как экологический, так и экономический риск, во второй – лишь экономический. При этом в первом случае правомерно говорить о потенциальном экологическом ущербе, во втором – о фактическом.

Необходимо указать на сложившуюся в настоящее время ситуацию, когда существует риск, оцененный научными методами, что дает возможность определить объективно измеряемый экологический ущерб и субъективно представляемый и оцененный риск (например, озвученный в прессе). При этом становится очевидным, что растущее влияние информационных факторов на современное общество усиливает опасность превращения экологического риска в экономический риск.

Оценивая проблему рисков на уровне предприятия, приходим к выводу, что реально связанный с рисками ущерб всегда наносится так называемым третьим лицам («стейк-холдерам»), то есть организациям и населению, которые, в свою очередь, реагируют на возникновение неблагоприятной для них экологической обстановки. На наш взгляд, практика управления экологической безопасностью подтверждает необходимость создания специальных институтов, которые способствуют уменьшению неопределенности в отношениях между фирмами и «стейк-холдерами», а тем самым и снижению экономического и в целом экологического риска фирмы. Подобные институты могут выступать в форме договоров, норм, правил поведения и т.д.

В ОВОС, по нашему мнению, составной частью должна входить оценка экологического жизненного цикла продукции (ОЭЖЦ), которая тесно связана и с экологическими рисками фирмы. Главная особенность данной процедуры состоит в том, что она позволяет сконцентрировать внимание специалистов на экологических воздействиях, связанных с производством и потреблением товаров или услуг фирмы. При этом указанные воздействия исследуются на протяжении всего жизненного цикла продукции: от изъятия сырья или приобретения его предприятием до производства продукции, ее использования и утилизации. Основными параметрами, которые оцениваются в процессе анализа, являются воздействие на здоровье людей, использование природных ресурсов и экологические последствия.

Общие принципы оценки экологического жизненного цикла продукции основаны на положениях, системного подхода к корпоративному экологическому менеджменту, лежащего в основе всех международных экологических стандартов. ОЭЖЦ существенно дополняет информацию, получаемую в результате экологического аудита. Оценка экологического жизненного

цикла, будучи сосредоточена на экологических воздействиях продукции (услуг), является весьма значимой с точки зрения развития инновационных стратегий экологического менеджмента, давая напрямую возможность проанализировать экологические воздействия в рамках цепей поставок или индустриальных экологических систем.

Область применения и назначение метода ОЭЖЦ в соответствии со стандартом ISO 14040 включает следующие направления:

- улучшение экологических характеристик продукции в различные моменты ее жизненного цикла;

принятие решений в организациях и компаниях; например, при стратегическом планировании, проектировании продукции или процесса;

выбор соответствующих показателей экологической эффективности и методов измерений; маркетинг.

Оценка экологического жизненного цикла должна быть использована для оценки экологических воздействий различной продукции, что позволит сформулировать стратегию совершенствования производства.

Библиографический список

1. Уголь, № 2, 2004. С. 3-7.
2. **Е.В. Петренко, М.А. Меркулова.** Производственный потенциал действующих предприятий по добыче и переработке угля в новых экономических условиях.- М.: Недра-ЛТД, 2003. – 180 с.

© Молев М.Д., Меркулова М.А., Молев А.М., Меркулов А.В., 2007

TADEUSZ REMBIELAK (Drinż., Wydział Górnictwa i Geoinżynierii, Akademia Górniczo-Hutnicza, Kraków)

INJECTORY ROCK MASS FIRMING DURING REBUILDING OF HEADINGS JUNCTIONS

The occurring mineral water in KWK “Piast” cause corrosion of the excavations’ lining. Because of that it is necessary to rebuild these dog headings. In order to increase safety during rebuilding dog headings’ junctions there were applied forthcoming injectory firming of the rock mass in its surrounding, which prevents from occurring the fall of rocks and from the results of these fallings. In the paper there was presented an exemplary technology of junction rebuilding in KWK “Piast”.

1. Introduction

In underground mines a necessity to rebuild dog-headings occurs often; this is caused by a decrease of excavation section or corrosion of its elements, as one of the main reasons (fig.1). In case of KWK ‘Piast’ the lining corrosion is connected with a very big mineralization of mine water. In case of a considerable destruction of the rock mass structure, often before start of rebuilding, several prophylactic works are performed, in order to seal and firm the rocks in the place of this rebuilding [2,3].

Relinquishment or a considerable limitation of a range of this type of work, before rebuilding a particular heading, often leads to occurrence of dangerous events with people's participation in a form of embankments and falls of roof [2].

In KWK 'Piaś' there was a necessity to rebuild the junction of the East cross-cut no. 912 distance point 920m on the level of 500m (fig. 1, 2). The exchange of lining on request made by KWK 'Piaś' was performed by Gliwicki Zakład Usług Górniczych Spółka z o.o. (fig.2). Before starting the rebuilding examination of rock mass gaps was performed in 9 holes drilled in the surrounding of this junction, and then on the basis of the achieved results a spatial distribution of injection holes was worked out, their length was established, and a recipe of a sealing-firming agent was worked out.

The lining state, presented in fig.1., fully justifies the decision on rebuilding the subjected junction, made by KWK 'Piaś'.

In a range of the worked out technology 51 injection holes of 2 m lengths and 42mm diameter were drilled in 8 sections. Through the injection holes and through the 9 holes for gaps' measuring a sealing-firming agent was pumped in, for the preparation of which 800 kilograms of Portland cement CEM I 32.5 were used, as well as a small amount of mining plaster, hydrated lime, and admixtures modifying inject properties.

After having performed injection in the part of cross-cut being firmed, 6 control holes were drilled in the roof, and examination of gaps in them was performed.

It was claimed that the injection work had been done correctly and it was possible to start a safe subject rebuilding of the junction.

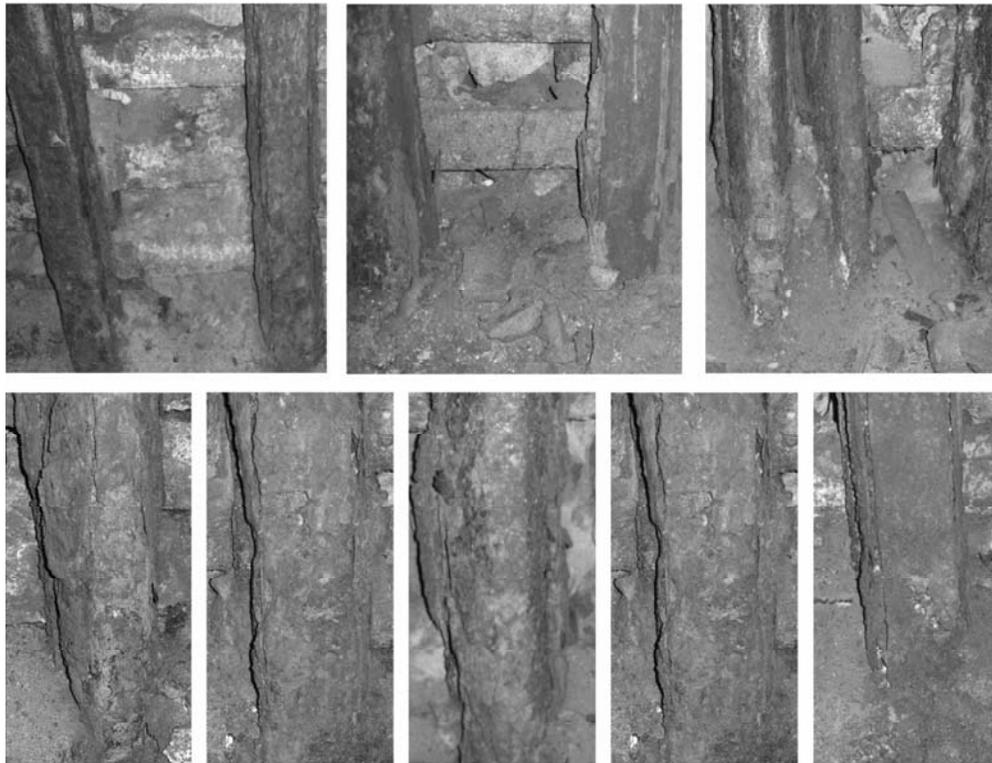


Fig. 1. Examples of corroded lining of cross-cut in the area of performed rebuilding

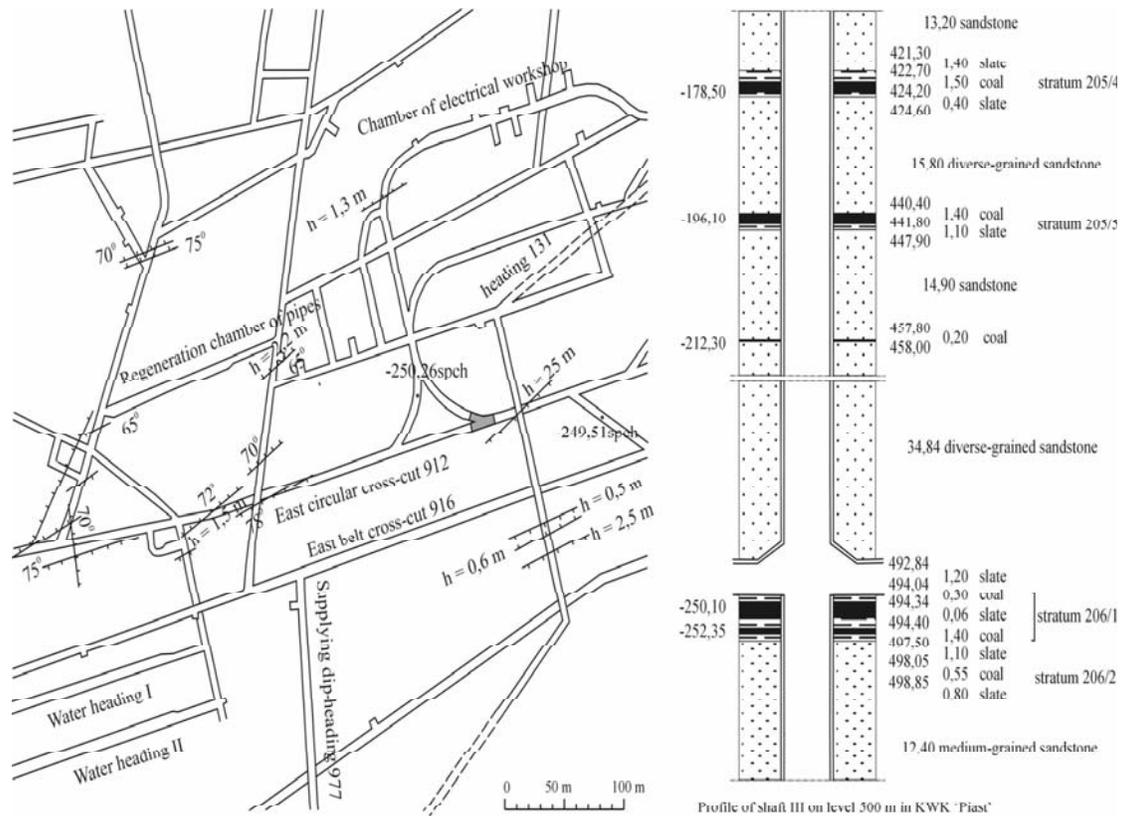


Fig. 2. Map of mining excavations and a shaft III profile on the level of 500 m in KWK 'Piaśt' Ruch I [1]

2. Geological-mining characteristics in the East circular cross-cut area 912 distance point 920m on level of 500m

The discussed region of the East circular cross-cut junction no 912 distance point 920 m is placed in the central part of the mining area in KWK 'Piaśt' on the level of 500 m (fig. 2) [1]. In fig. 2. there were presented: a map of mining excavations and a shaft III profile on the level of 500 m in KWK 'Piaśt'.

3. Rock mass' gaps examination in a surrounding of the East circular cross-cut junction 912 distance point 920 on the level of 500 m, before injection

Before starting to work out the technology for firming roof rocks in the area of the East circular cross-cut junction 912 distance point 920 on the level of 500 m in KWK 'Piaśt', it was decided to undertake a rock mass gaps' analysis, by optical eye-hole.

In order to perform the examinations of rock mass gaps' in a surrounding of the East circular cross-cut junction 912 distance point 920 on the level of 500 m, 9 examination holes of a 2.0m length and 42 mm diameter were drilled. These holes were drilled in four sections, perpendicular to the cross-cut axis (fig. 3.).

The distribution scheme of the holes for examining gaps and the holes for firming the rock mass in a surrounding of the mentioned junction was presented in fig. 3.

In fig. 4. examples of the examined holes' profiles, prepared based on the research results obtained by the optical eye-hole before the injection were presented.

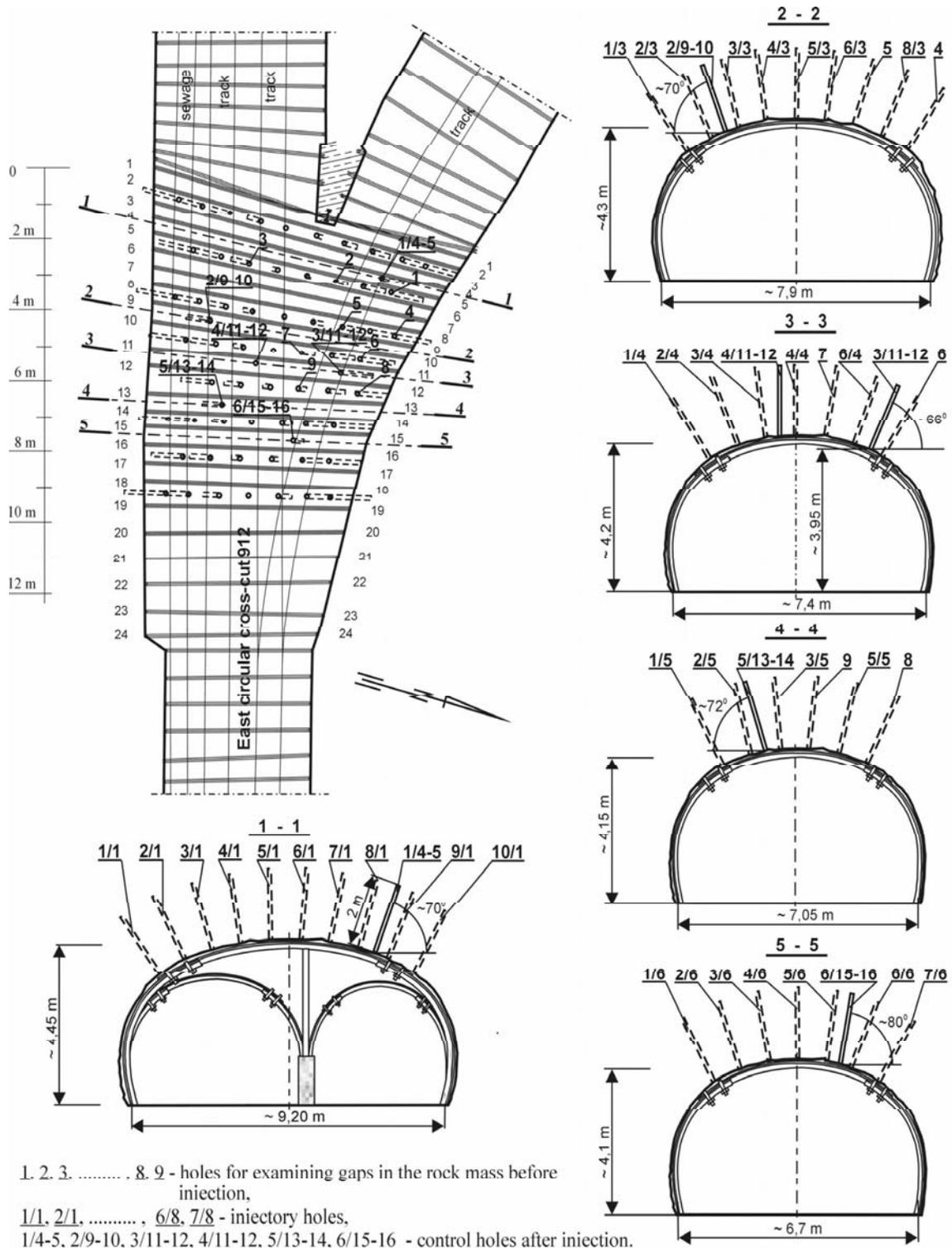


Fig. 3. Scheme of distribution of holes for gaps examination and injection holes in a surrounding of the East circular cross-cut junction 912 distance point 920 on the level of 500 m

4. Technology of firming the roof of the East circular cross-cut junction 912 distance point 920 on the level of 500 m

In order to firm the rock mass in a surrounding of the East circular cross-cut junction 912 distance point 920 on the level of 500 m, it was designed to drill 51 injection holes in the roof section of the junction, in 8 cross-cuts placed between the lining's door frame. (fig.3). In order to achieve the best possible mutual penetration of the sealed rock mass's solids after having injected each hole, the 2 m long holes were designed in a shape of chess-board. Injection holes' intakes in the outline of the excavation were designed at the distance of 0.9m. Moreover, for the purpose of injection 9 holes, which had been drilled to examine the rock mass's gaps, were used (fig.3). It was designed to press through 60 holes a sealing-firming agent, prepared on the basis of the Portland cement CEM I 32.5, mining plaster, and hydrated lime, under a pressure of no more than 0.3 MPa.

5. Realisation of the technology of firming the roof of the East circular cross-cut junction 912 distance point 920 on the level of 500 m

During the realisation of injection works, in accordance with the technology of firming the roof of the East circular cross-cut junction 912 distance point 920 on the level of 500 m, in 8 cross-sections 51 holes of 2 m length and 42 mm diameter (fig.3) were drilled. Through these injection holes, and through 9 holes, which had been drilled for gaps examination, a sealing-firming agent of a 'cream' consistence was pressed to the rock mass, for the preparation of which 800 kilograms of the Portland cement CEM I 32.5, as well as a small amount of mining plaster, hydrated lime, and admixtures modifying inject properties, had been used. In the realized technology there was used an injection installation, composed of a one-screw pomp – type Pdk, produced by Minova Ekochem S.A., and sealing heads expanded mechanically.

In table 1 there was presented an amount of the sealing-firming agent, pressed to the rock mass in a surrounding of the firmed junction in each cross-cut, through the injection holes.

During pressing the firming agent through some of the injection holes it was observed that the pressed medium was penetrating at the distance from 2.5m to 3.5m from the presently injected hole.

A composition of the amount of the sealing-firming agent pressed into the rock mass in each cross-section in a surrounding of the firmed junction

Table 1

No.	Section no.	No. of following holes	Amount of the inject pumped through each hole, in dm ³
1	<u>1 - 1</u>	1/1, 2/1, 3/1, 4/1, 5/1, 6/1, 7/1, 8/1, 9/1, 10/1	10, 10, 15, 20, 15, 10, 5, 15, 10, 10
2	<u>2 - 2</u>	1/2, 2/2, 3, 4/2, 5/2, 2, 7/2, 1	5, 10, 10, 10, 5, 15, 15, 10
3	<u>3 - 3</u>	1/3, 2/3, 3/3, 4/3, 5/3, 6/3, 5, 8/3, 4	15, 10, 10, 20, 15, 20, 10, 10, 15
4	<u>4 - 4</u>	1/4, 4, 3/4, 4/4, 7, 6/4, 6	10, 10, 15, 15, 15, 10, 10
5	<u>5 - 5</u>	1/5, 2/5, 3/5, 9, 5/5, 8	15, 15, 25, 25, 20, 10
6	<u>6 - 6</u>	1/6, 2/6, 3/6, 4/6, 5/6, 6/6, 7/6	10, 10, 15, 25, 25, 10, 10
7	<u>7 - 7</u>	1/7, 2/7, 3/7, 4/7, 5/7, 6/7	10, 10, 25, 15, 10, 10
8	<u>8 - 8</u>	1/8, 2/8, 3/8, 4/8, 5/8, 6/8, 7/8	10, 10, 15, 15, 25, 10, 10
TOTAL			800

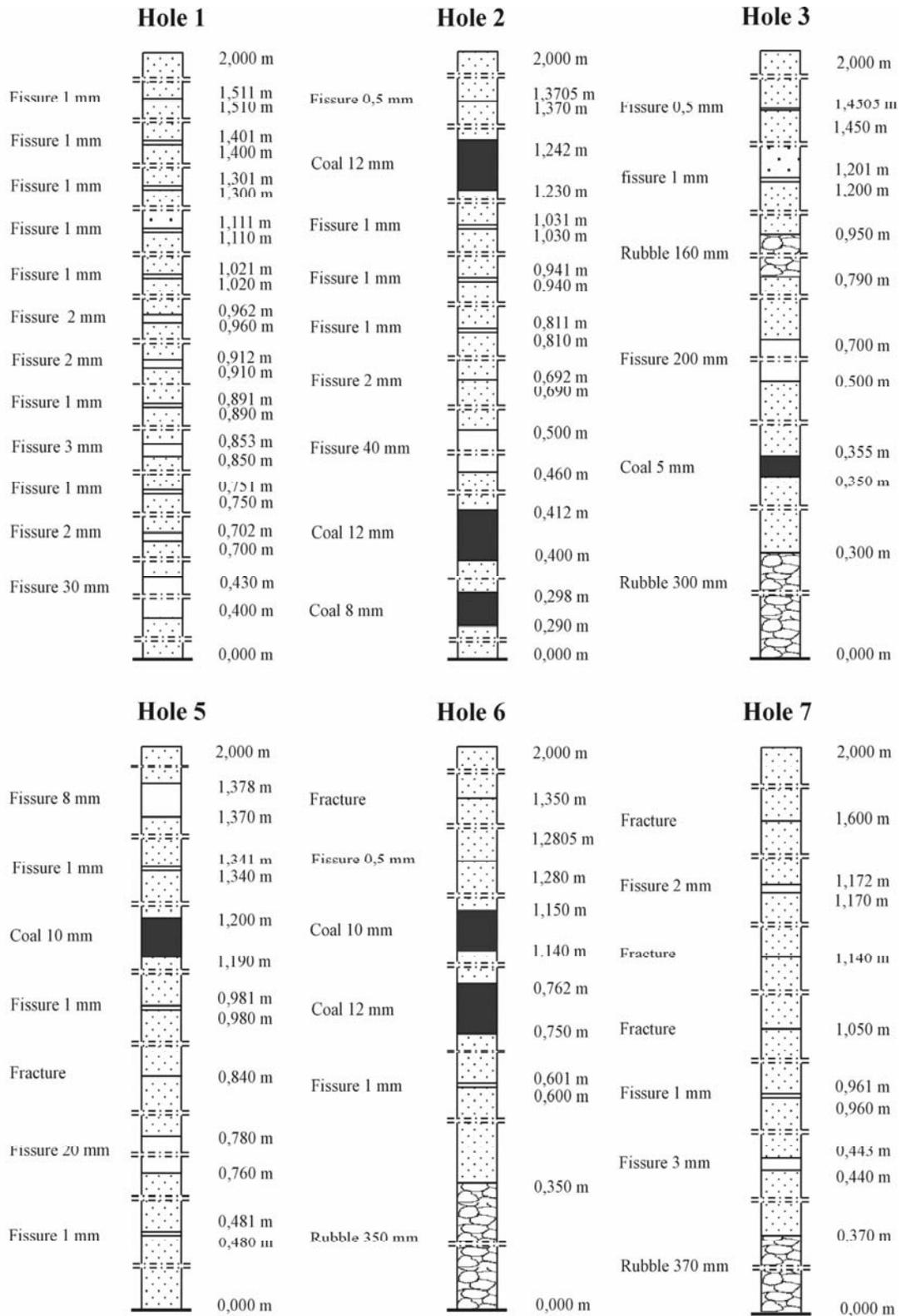


Fig. 4. Profiles of holes prepared based on the examinations results obtained by optical eye-hole before injection

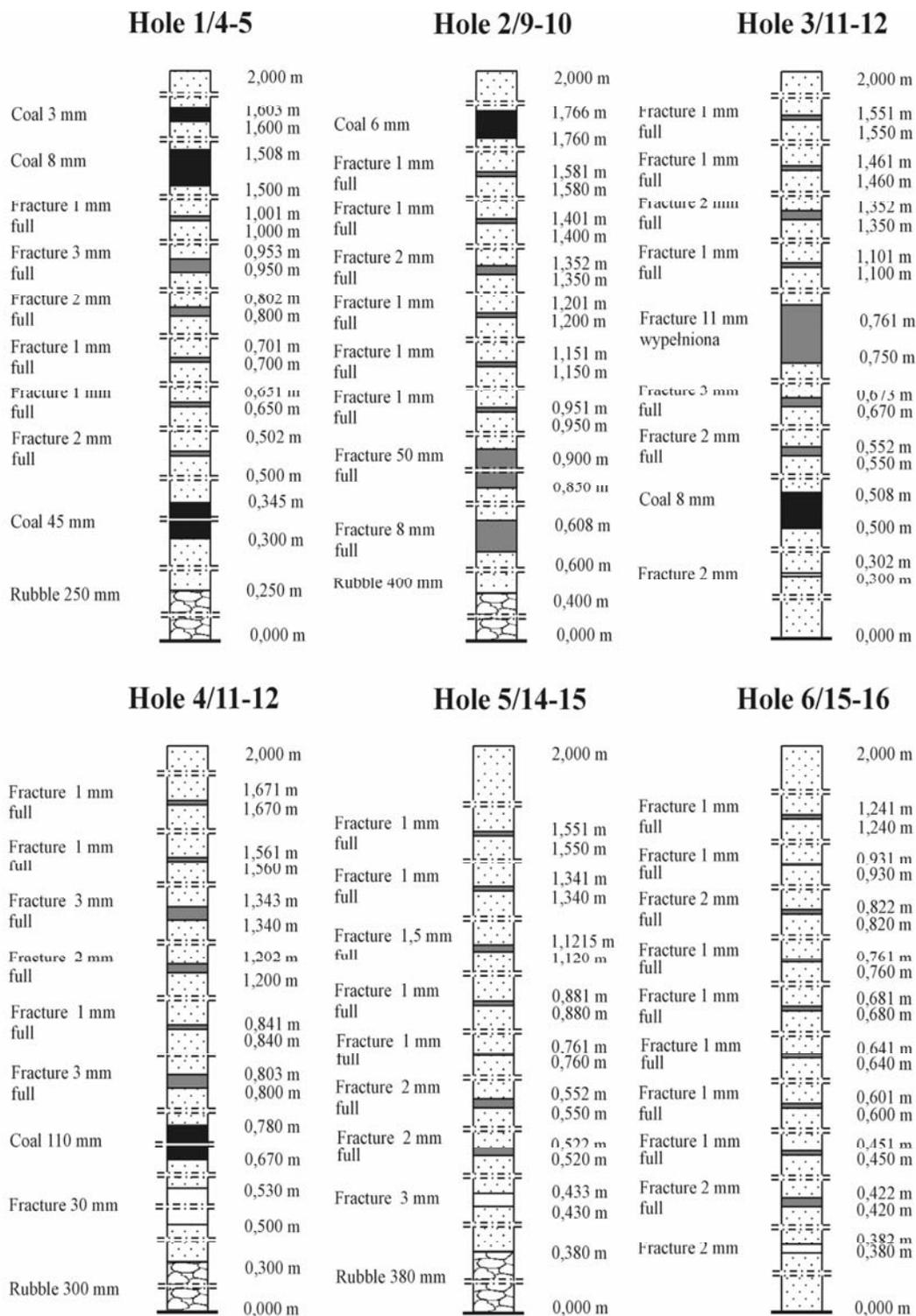


Fig. 5. Holes' profiles performed based on the results obtained by optical eye-hole, after injection

6. Rock mass' gaps examination in a surrounding of the East circular cross-cut junction 912 distance point 920 on the level of 500 m, after injection

After realisation of the injection firming of the roof of the East circular cross-cut junction 912 distance point 920 on the level of 500 m in KWK 'Piast', between the injection holes in the sections: 1 - 1 , 2 - 2 , 3 - 3 , 4 - 4 and 5 - 5, six control holes of 2.0m length, and 42mm diameter were drilled for the purpose of gaps re-examination (fig.3). Based on the discussed research results evaluation of the correctness of the performed injection works was made. In fig.5 control holes' profiles, prepared based on the results obtained by optical eye-hole, were presented.

Having analysed the presented profiles of control holes, it was stated that the injection works, realised in confines of the worked out technology of firming the roof of the East circular cross-cut junction 912 distance point 920 on the level of 500 m in KWK 'Piast', had been performed correctly. As a result of that it was possible to start a secure subject rebuilding of the junction. The mentioned rebuilding was realised 'without any problems'.

7. Conclusions and final remarks

During performance of the corroded lining of mining excavations' junctions it is necessary to perform appropriate geo-technical operations, which will precede the excavation's rebuilding, and prevent from occurring dangerous events with people's participation.

Applying injection sealing and rock mass firming, preceding the junctions' rebuilding or excavations' cross-roads, in particular with corroded lining, is an effective way to prevent from falls and their effects.

Realising the technology of injection sealing and firming of the rock mass in a surrounding of the East circular cross-cut junction 912 distance point 920 on the level of 500 m in KWK 'Piast', enabled a safe rebuilding, and by this the aim of the realised injection works has been fully achieved.

The obtained positive result of rock mass firming in the area of junctions before their rebuilding, with a small involvement of forces, as well as agents for the realisation of this enterprise, and in particular, decreasing the risk in the work realisation to the small-admissible, justifies fully the usefulness of applying the injection sealing and firming rocks as an effective way of solving technical-motion problems and increasing safety in mines.

References

1. Plan Ruchu KWK „Piast” na lata 2004-2006
2. **Rembielak T.**: Zvyšovanie bezpečnosti práce v baničtvie pri používaní injektovania hornín. Międzynarodowa Konferencja „Nerastné suroviny Slovenskej Republiky”. Slovenská Banícka Spoločnosť. Zborník Prednášok. Demänovská Dolina - Slovak Republic, 17-18 October 2002 (s. 71-78)
3. **Rembielak T., Krella J., Rosikowski J., Wala F.**: Zwiększenie bezpieczeństwa podczas przebudów skrzyżowań wyrobisk korytarzowych. (Safety increase during dog headings rebuilding while injectory rock mass strengthening). Polski Kongres Górniczy, Międzynarodowa Konferencja Budownictwo Podziemne 2007. Kwartalnik AGH Górnictwo i Geoinżynieria. Uczelniane Wydawnictwa Naukowo-Dydaktyczne, rok 31, z. 3. Kraków 2007 (s. 363-370)

© Tadeusz Rembielak, 2007

УДК 622.413.3:536.244

СТУКАЛО В.А. (ДонНТУ)

К ОПРЕДЕЛЕНИЮ СРЕДНИХ ЗНАЧЕНИЙ КОЭФФИЦИЕНТОВ НЕСТАЦИОНАРНОГО ТЕПЛООБМЕНА НАСЫПКИ ИСКОПАЕМОГО НА КОНВЕЙЕРЕ И В ЦЕПИ КОНВЕЙЕРОВ С ВОЗДУШНЫМ ПОТОКОМ В ГОРНОЙ ВЫРАБОТКЕ

В статье дан анализ зависимостей для расчета тепловыделений от ископаемого при конвейерной доставке в выработках глубоких шахт. Предложены зависимости для расчета средних значений коэффициентов нестационарного теплообмена насыпки ископаемого на конвейере и в цепи конвейеров в горной выработке с воздушным потоком, а также тепловыделений от ископаемого при конвейерной доставке.

В начальный момент при погрузке ископаемого на конвейер в очистной выработке его температура по сечению насыпки может быть принята одинаковой и близкой к температуре угля в пласте. Между насыпкой транспортируемого конвейером ископаемого и воздухом в горной выработке в глубоких угольных шахтах происходит теплообмен. В результате теплообмена температура ископаемого в насыпке уменьшается, а воздух в горной выработке нагревается от тепла, выделяемого транспортируемым ископаемым. При перегрузке ископаемого с одного конвейера на другой происходит перемешивание угля по сечению насыпки, т.е. снова можно говорить о равномерном распределении температур ископаемого по сечению насыпки в начале следующего в транспортной цепи конвейера. По мере перемещения ленты конвейера с насыпкой ископаемого по выработке тепловыделение от транспортируемого ископаемого уменьшается вследствие создания увеличивающегося во времени термического сопротивления в охлажденной, близкой к поверхности насыпки, зоне и ее постепенного расширения.

Таким образом, можно считать теплообмен между насыпкой ископаемого на конвейере и воздухом в выработке нестационарным процессом.

Учитывая существенное влияние тепловыделения от насыпки ископаемого при конвейерной доставке на температуру воздуха в конвейерных выработках, необходимо проанализировать методики расчета тепловыделений от этого источника тепла и учета нестационарности процесса теплообмена между транспортируемым ископаемым и воздухом в горной выработке.

В действующем нормативном документе [1] при конвейерной доставке угля в очистных выработках глубоких шахт тепловыделение от транспортируемого ископаемого $Q_{ил}$ (Вт) предлагается рассчитывать по формуле:

$$Q_{ил} = 1,2 K_{тл} бл L_k (t_n - \Delta t^1 - t_1), \quad (1)$$

где $K_{тл}$ – коэффициент нестационарного теплообмена между транспортируемым ископаемым и воздухом в лаве, Вт/ (м² °С); бл – ширина конвейера в лаве, м; L_k – длина конвейера, м; t_n – естественная температура горных пород в лаве, °С; Δt^1 – снижение температуры угля в зоне выемки вследствие десорбции метана и предварительного охлаждения пласта, °С; t_1 – температура воздуха в начале лавы, °С.

Коэффициент $K_{тл}$ рекомендуется определять по выражению [1]:

$$K_{тл} = \lambda_y / (1,77 \sqrt{a_y \tau_l + \lambda_y / \alpha}), \quad (2)$$

где λ_y, a_y – коэффициенты соответственно теплопроводности ($\text{Вт} / \text{м}^\circ\text{C}$) и температуропроводности ($\text{м}^2/\text{с}$) угля в массиве; $\tau_{л-}$ – длительность теплообмена отбитого угля, транспортируемого по лаве, с воздушным потоком, α – коэффициент теплоотдачи от поверхности пород в выработке к воздуху, $\text{Вт} / (\text{м}^2\text{ }^\circ\text{C})$:

Значение коэффициента α рекомендовано [1] определять по формуле А.Н. Щербаня:

$$\alpha = 2 \xi(\rho V)^{0,8}(U/S)^{0,2}, \quad (3)$$

где ξ – коэффициент шероховатости поверхности пород в выработке; ρ – плотность воздуха, $\text{кг}/\text{м}^3$; V – средняя скорость движения воздуха в выработке, $\text{м}/\text{с}$; U – периметр выработки, м ; S – площадь поперечного сечения выработки в свету, м^2 .

Длительность теплообмена отбитого угля, транспортируемого в лаве, рекомендовано [1] определять по выражению:

$$l = L_k n_{л}/3600V_{л}, \quad (4)$$

где $V_{л-}$ – скорость движения цепи конвейера в лаве, $\text{м}/\text{с}$; $n_{л-}$ – технологический коэффициент, принимаемый равным $n_{л-}=3$

Тепловыделение от ископаемого на конвейере в горных выработках $Q_{КВ}$ (Вт) предлагается [1] определять по формуле:

$$Q_{КВ} = K_{tm} u_m L_k (t_n^i - t_l), \quad (5)$$

где K_{tm} – коэффициент нестационарного теплообмена между транспортируемым конвейером ископаемым и воздухом, $\text{Вт}/(\text{м}^2\text{ }^\circ\text{C})$; u_m – периметр поперечного сечения насыпки ископаемого на конвейере, м ; t_n^i – температура ископаемого на расчетном участке выработки, $^\circ\text{C}$.

Для расчета коэффициента K_{tm} рекомендовано использовать нижеследующее выражение [1], напоминающее теоретическую формулу О.А. Кремнева, полученную для пород, окружающих горную выработку, проветриваемую продолжительностью до года.

$$K_{tm} = \alpha [1 - f(Z_m)], \quad (6)$$

где Z – параметр, определяемый по формуле:

$$Z_m = \alpha \sqrt{a_y \tau_{л-}} / \lambda_y, \quad (7)$$

где $\tau_{л-}$ – длительность теплообмена угля на конвейере с воздушным потоком в выработке, с.

Формула (2) получена А.Ф. Воропаевым [2] для полуограниченного тела (например, кровли в выработке). При теоретическом решении вопроса о коэффициенте нестационарного теплообмена было принято, что тепловой поток из глубины массива пород перемещается в одном направлении (в сторону обнаженной поверхности).

Насыпка ископаемого на лавном конвейере не является полуограниченным телом, так как она ограничена в двух направлениях (по ширине и высоте). При этом тепловой поток из центра насыпки передается воздуху в выработке через всю поверхность насыпки ископаемого на конвейере (через верхнюю открытую поверхность насыпки и тело решетки конвейера). В связи с этим формула (2) не может быть использована для расчета коэффициента $K_{тл}$ применительно к насыпке ископаемого на конвейере в очистной выработке.

Формула (3) для коэффициента теплоотдачи от поверхности горных выработок, полученная А.Н. Щербанем для горных выработок [3], не может быть использована для

насыпки ископаемого на конвейере, так как не учитывает параметров насыпки, скорости движения ленты (цепи) конвейера и направления перемещения насыпки на конвейере по выработке.

В выражениях (2) и (3) с учетом формулы (4) расчет коэффициентов $K_{\text{кл}}$ и $K_{\text{тм}}$ рекомендуется выполнять для фиксированной продолжительности охлаждения ископаемого при этом не учитывается их изменение по длине конвейера и выработки.

Кроме того, в формуле (4) совершенно неоправданно применен технологический коэффициент ($n_{\text{л}}=3$), что завышает время транспортировки ископаемого конвейерами во всех выработках в три раза и вносит дополнительную погрешность при расчете коэффициентов $K_{\text{кл}}$ и $K_{\text{тм}}$.

Формула (6) для коэффициента $K_{\text{тм}}$ видоизменена по сравнению с теоретической зависимостью О.А. Кремнева [3]. В выражении (6) отсутствует сомножитель B_i/B_i перед функцией $f(Z_m)$. При этом в открытой печати нет пояснений такого изменения теоретически полученной и обоснованной зависимости для коэффициента $K_{\text{т}}$. Формула О.А.Кремнева [3] была получена для бесконечной цилиндрической полости, окруженной однородными горными породами. Насыпка ископаемого на конвейере в горной выработке ни по форме, ни по размерам не является подобной цилиндрической выработке, и поэтому формула (6) не может использоваться для расчета коэффициента $K_{\text{тм}}$ применительно к насыпке ископаемого на конвейере. Кроме того, формулы (2) и (6) не учитывают передачу тепла от ископаемого на конвейере по всей поверхности насыпки к воздуху в выработке.

С учетом вышеизложенного считаем невозможным без значительных погрешностей использование зависимостей (1)-(6) для расчета коэффициентов нестационарного теплообмена $K_{\text{кл}}$ и $K_{\text{тм}}$ применительно к насыпкам ископаемого на конвейерах в горных выработках и тепловыделений от ископаемого при конвейерной доставке в глубоких шахтах.

Нами, на основе экспериментальных исследований на модели горной выработки с насыпкой ископаемого на конвейере [4], получена зависимость для расчета коэффициента теплоотдачи от поверхности насыпки ископаемого к воздуху в выработке:

$$\alpha_{\text{к}} = 2,85 [\rho(V \pm V_{\text{п}})]^{0,8} \frac{(U+U_{\text{к}})^{0,2}}{(S-S_{\text{к}})^{0,2}}, \quad (8)$$

где $V_{\text{п}}$ - скорость движения ленты (цепи) конвейера, м/с, $U_{\text{к}}$, $S_{\text{к}}$ - соответственно периметр (м) и площадь поперечного сечения (м²) конвейера; знаки: «+» при встречном движении воздуха и ископаемого на конвейере; «-» при попутном движении воздуха и транспортируемого ископаемого. Как видно из выражения (8), оно учитывает условия теплообмена насыпки ископаемого на конвейере с воздухом в горной выработке и не содержит недостатков зависимости (3) применительно к насыпке ископаемого на конвейере.

Путем теоретических исследований [4] была получена зависимость для определения относительной средней по объему насыпки температуры ископаемого на конвейере при его транспортировке по горным выработкам $\Theta_{\text{в}}$ в расчетный момент времени с учетом конвективной передачи тепла со всей поверхности насыпки ископаемого и путем испарения влаги с открытой поверхности насыпки. Это позволило разработать зависимость для расчета тепловыделения от насыпки ископаемого, транспортируемого в горной выработке конвейерами $Q_{\text{и}}$ (Вт).

$$Q_{\text{и}} = G_{\text{и}} C_{\text{и}} (I - \Theta_{\text{вк}}) (t_{\text{вн}} - t) \quad (9)$$

где $C_{\text{и}}$ - теплоемкость транспортируемого ископаемого, Дж/(кг·°C); $\Theta_{\text{вк}}$ - относительная средняя по объему насыпки температура ископаемого в конце конвейера; $t_{\text{вн}}$ -

средняя по объему насыпки температура ископаемого в начале конвейера, $^{\circ}\text{C}$; t - средняя температура воздуха в конвейерной выработке, $^{\circ}\text{C}$.

Зависимость (9) удовлетворительно согласуется с результатами экспериментальных исследований автора и немецкого исследователя И.Фосса [5].

Расчет тепловыделения от ископаемого при транспортировке его конвейером можно производить также по выражению:

$$Q_u = K_{тн} u_n L_k (t_{вн} - t), \quad (10)$$

где $K_{тн}$ – среднее по длине конвейера значение коэффициента нестационарного теплообмена насыпки ископаемого с воздушным потоком в выработке, $\text{Вт}/(\text{м}^2 \text{ } ^{\circ}\text{C})$; u_n – периметр насыпки ископаемого на конвейере, м; L_k – длина конвейера, м.

Величину периметра насыпки ископаемого на конвейере можно определить по выражению [6]:

$$u_n = K\phi \sqrt{G_n / V_n \rho_n} \quad (11)$$

где $K\phi$ – коэффициент, учитывающий форму насыпки ископаемого на конвейере: 0,214- при плоской ленте конвейера; 0,193- при лотковой форме ленты; 0,224- при применении скребкового (пластинчатого) конвейера; V_n – скорость перемещения насыпки ископаемого конвейером по выработке, м/с; ρ_n – плотность насыпки ископаемого на конвейере, $\text{кг}/\text{м}^3$.

Приравнивая правые части зависимостей (9) и (10), получим среднее по длине конвейера значение коэффициента нестационарного теплообмена между насыпкой ископаемого на конвейере и воздушным потоком в горной выработке:

$$K_{тн} = G_u C_u (1 - \theta_{vk}) / (u_n L_k) \quad (12)$$

Зависимость (12) для коэффициента $K_{тн}$ не имеет вышеприведенных недостатков выражений (2) и (6) и получена с учетом условий теплообмена между насыпкой ископаемого на конвейере и воздушным потоком в выработке.

С учетом выражения (12) для среднего значения коэффициента нестационарного теплообмена по длине конвейера $K_{тн}$ тепловыделение от насыпки ископаемого на конвейере можно также рассчитывать по формуле (10).

При наличии в выработке нескольких последовательно расположенных конвейеров средневзвешенное значение коэффициента нестационарного теплообмена между насыпкой ископаемого и воздушным потоком к выработке $K_{тн.в}$ ($\text{Вт}/(\text{м}^2 \text{ } ^{\circ}\text{C})$) можно определить по выражению:

$$K_{тн.в} = (K_{тн.1} L_{k.1} + K_{тн.2} L_{k.2} + \dots + K_{тн.n} L_{k.n}) / L_v, \quad (13)$$

где $K_{тн.1}$, $K_{тн.2}$, ..., $K_{тн.n}$ – средние значения коэффициентов нестационарного теплообмена между насыпкой ископаемого на первом, втором, ..., n -м конвейере и воздухом в выработке; $L_{k.1}$, $L_{k.2}$, ..., $L_{k.n}$ – длина соответственно первого, второго, ..., n -го конвейеров, м; L_v – длина конвейерной выработки, м.

При использовании выражения (13) тепловыделения от насыпки ископаемого при конвейерной доставке по всей горной выработке можно рассчитывать по формуле:

$$Q_n = K_{тн.в} u_n L_v (t_{вн} - t) \quad (14)$$

Зависимости (9) и (14) рекомендуются для расчета тепловыделений от транспортируемого ископаемого при конвейерной доставке в горных выработках глубоких шахт.

Библиографический список

1. **Единая методика** прогнозирования температурных условий в угольных шахтах. - Макеевка, изд-во МакНИИ, 1979.-196с.
2. **Воропаев А.Ф.** Теория теплообмена рудничного воздуха и горных пород в глубоких шахтах. М., «Недра», 1966. – 249 с.
3. **Щербань А.Н., Кремнев О.А.** Научные основы расчета и регулирования теплового режима глубоких шахт. Киев; изд-во А.Н. УССР, 1959г.
4. **Стукало В.А.** Методика учета тепловыделений на конвейерном транспорте при прогнозе теплового режима в выработках глубоких шахт. «Разработка месторождений полезных ископаемых», 1980, вып. 56, с. 72-78.
5. **Фосс Н.** Влияние теплоотдачи транспортируемого угля и закладочного материала на тепловой режим очистных забоев. - Глюкаиф, 1964, №6.
6. **Стукало В.А.** Метод учета тепловыделений на конвейерном транспорте при прогнозе теплового режима глубоких шахт. «Разработка месторождений полезных ископаемых», 1978, вып. 49,с. 50-56.

© Стукало В.А., 2007

УДК 539.377

СЕМЕРАК М. М., БЕЙЗИМ І. А. (ЛДУ БЖД)

ТЕРМОСТІЙКІСТЬ ЗАЛІЗОБЕТОННИХ КОНСТРУКЦІЙ ПРИ ЗМІНІ ТЕМПЕРАТУРИ

У роботі розроблена методика визначення та дослідження температурних деформацій і температурних напружень у бетонних та залізобетонних конструкціях при зміні температури.

Сучасні залізобетонні конструкції вважають вогнестійкими, оскільки залізобетонні елементи будівель і споруд не горять, не втрачають міцності та несучої здатності під час вогневого впливу. Але як показує практика, в умовах пожежі порівняно з металевими, дерев'яними та пластиковими, залізобетонні конструкції зберігають свою несучу здатність лише на протязі обмеженого часу. При короткочасному вогневому впливі відбувається нерівномірне прогрівання січень залізобетонних елементів (перепад температур в такому випадку складає 800-1000⁰С), що в свою чергу призводить до зміни міцнісних властивостей бетону і арматурних сталей, порушення спільної роботи матеріалів, появою температурних напружень в січеннях конструкції, а також утворенням мікротріщин в окремих розтягнутих зонах залізобетонних елементах під дією температури, наявність яких суттєво обмежує подальше застосування залізобетонних конструкцій в агресивних середовищах [1].

Розглянемо конструкцію круглої форми радіусу R з коаксіальним отвором радіусу R₀. Початок циліндричної системи координат розмістимо в центрі отвору (рис.1)

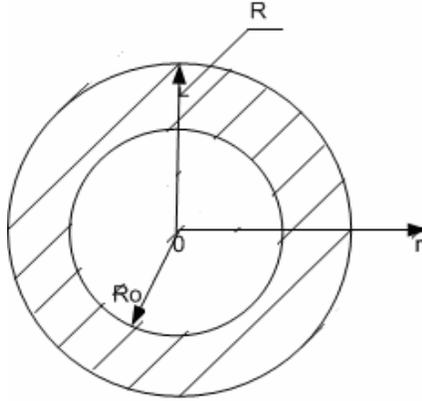


Рис.1 Розрахункова схема конструкції з отвором

При зміні температури конструкції T , вона буде деформуватись. Переміщення точок конструкції u в напрямку радіуса r можна знайти, розв'язавши рівняння [2]

$$\frac{d^2 u}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{du}{dr} - \frac{u}{r^2} = 0. \quad (1)$$

Запишемо це рівняння у вигляді:

$$\frac{d}{dr} \left[\frac{1}{r} \frac{d(ur)}{dr} \right] = 0$$

та інтегруючи його двічі по r послідовно знайдемо загальний розв'язок рівняння.

$$u = A r + B \frac{1}{r}, \quad (2)$$

де A і B сталі інтегрування, які знаходяться з умов закріплення конструкції. Якщо температура в конструкції зміниться на величину ΔT , то в конструкції виникнуть температурні напруження, які знайдемо за формулами [2]

$$\sigma_r = \frac{E}{1-\nu^2} \left(\frac{du}{dr} + \frac{u}{r} - \alpha_t(1+\nu) \cdot \Delta T \right), \quad (3)$$

$$\sigma_\varphi = \frac{E}{1-\nu^2} \left(\nu \frac{du}{dr} + \frac{u}{r} - \alpha_t(1+\nu) \cdot \Delta T \right),$$

де σ_r , σ_φ —радіальні і кільцеві температурні напруження; E —модуль пружності ; ν —коефіцієнт Пуассона; α_t —коефіцієнт температурного лінійного розширення.

Враховуючи (2) зведемо рівняння (3) до вигляду:

$$\begin{aligned} \sigma_r &= \beta \left(A(1+\nu) - \frac{1-\nu}{r^2} B - \varphi \right), \\ \sigma_\varphi &= \beta \left(A(1+\nu) + \frac{1-\nu}{r^2} B - \varphi \right), \end{aligned} \quad (4)$$

де $\beta = \frac{E}{1-\nu^2}$, $\varphi = \alpha_t(1+\nu) \cdot \Delta T$.

При експлуатації значна кількість конструкцій жорстко закріплена по зовнішньому радіусу $r=R$, тому для знаходження сталих інтегрування A і B використаємо умови закріплення $u = 0$ при $r = R$,

$$(5)$$

і умови вільної поверхні

$$\sigma = 0 \text{ при } r = R_0 .$$

$$(6)$$

Задовольняючи умови (5) і (6), знаходимо:

$$A = \varphi \cdot \left[\left(1 + \nu + \frac{R^2}{R_0^2} (1 - \nu) \right) \right]^{-1}, \quad B = -\varphi R^2 \left[\left(1 + \nu + \frac{R^2}{R_0^2} (1 - \nu) \right) \right]^{-1} \quad (7)$$

Аналіз виразів (2), (4) і (7) показує, що величина переміщення u , радіальних σ_r і кільцевих σ_ϕ температурних напружень залежить від величини радіусів конструкції і отвору, фізико-механічних характеристик матеріалу конструкції та величини нагріву ΔT .

За формулами (4) з врахуванням виразів (7) проведені розрахунки температурних напружень в бетонній конструкції, для якої

$$\alpha_t = 10^{-5} \text{ K}^{-1}, \nu = 0,2, \Delta T = 70^\circ \text{ C}, R_0 = 0,8 \text{ м}, R = 1,2 \text{ м}, E = 2,6 \cdot 10^{10} \text{ Па} .$$

Результати розрахунків зображені графічно на рис.2.

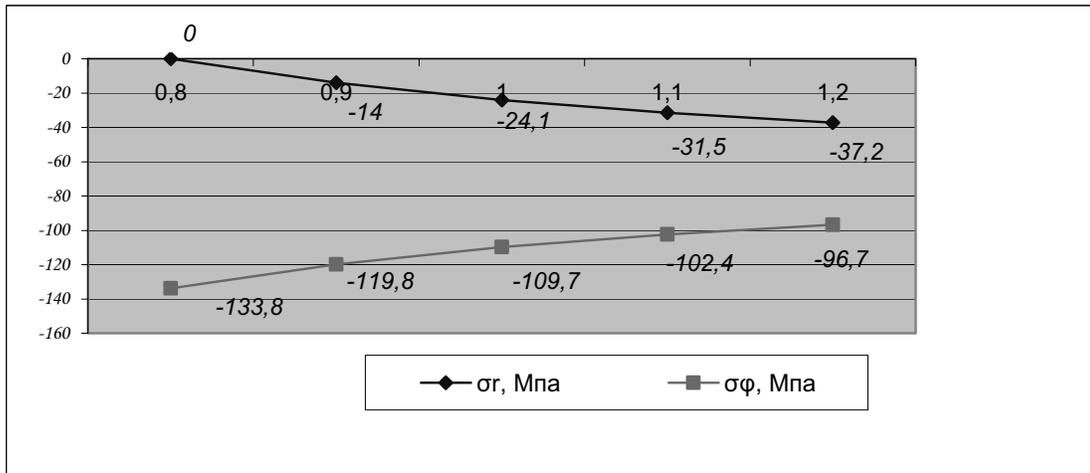


Рис.2. Зміна напружень вздовж конструкції

Аналіз графічних залежностей показує, що найбільших значень кільцеві температурні напруження досягають на поверхні отвору ($r=R_0$) і є напруженнями стиску. Радіальні температурні напруження є напруженнями стиску і максимального значення досягають на поверхні ($r=R$), яке по абсолютній величині значно менше кільцевих напружень. Одержані вирази дають можливість проаналізувати напружено – деформований стан конструкції та дати оцінку її експлуатаційним якостям.

Приведену методику розрахунку можна застосувати для дослідження напружено – деформованого стану защемленої по зовнішньому контуру бетонної плити радіуса R_2 з центральним металевим армуванням радіуса R_1 (рис.3).

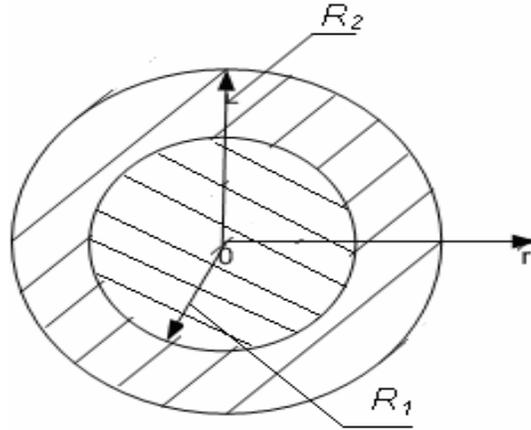


Рис. 3. Розрахункова схема плити.

Оскільки розглядувана конструкція складається з двох матеріалів, то при подальших дослідженнях всі характеристики, що належать до металевго включення будемо позначати індексом «1», а для бетону – індексом «2». Отже, рівняння (1) використаємо для обох матеріалів, а розв’язок (2) запишемо в наступному виді:

$$u_i = A_i \cdot r + B_i \frac{1}{r}, \text{ де } i=1,2. \quad (8)$$

Тоді рівняння (4) прийме вигляд

$$\sigma_r^{(i)} = \beta_i \left(A_i (1 + \nu_i) - \frac{1 - \nu_i}{r^2} B_i - \varphi_i \right), \quad (9)$$

$$\sigma_\varphi^{(i)} = \beta_i \left(A_i (1 + \nu_i) + \frac{1 - \nu_i}{r^2} B_i - \varphi_i \right).$$

В розглядуваній задачі необхідно визначити чотири сталих інтегрування A_1, A_2, B_1, B_2 . Ці постійні знайдемо з рівності переміщень u_1, u_2 і радіальних напружень $\sigma_r^{(1)}, \sigma_r^{(2)}$ на поверхні контакту матеріалів ($r = R_1$), також рівності нулю переміщення u_1 при ($r = 0$) і u_2 при $r = R_2$, тобто отримано чотири граничні умови:

$$u_1 = 0 \text{ при } r = 0, \quad u_2 = 0 \text{ при } r = R_2, \quad (10)$$

$$u_1 = u_2 \text{ при } r = R_1, \quad \sigma_r^{(1)} = \sigma_r^{(2)} \text{ при } r = R_1.$$

Підставляючи в умови (10) вирази (8) і (9) знайдемо, що

$$B_1 = 0, \quad A_1 = A_2 \left(1 - \frac{R_2^2}{R_1^2} \right), \quad B_2 = -A_2 \cdot R_2^2.$$

$$A_2 = \frac{\varphi_1 \cdot \beta_1 - \varphi_2 \cdot \beta_2}{\beta_1 \left(1 - \frac{R_2^2}{R_1^2}\right) (1 + \nu_1) - \beta_2 \left(1 + \nu_2 - \frac{R_2^2}{R_1^2} (1 - \nu_2)\right)}$$

Підставивши значення A_1 , A_2 , B_2 в (8) і (9) одержимо вирази для розрахунку u_i , $\sigma_r^{(i)}$ та $\sigma_\varphi^{(i)}$.

По цих виразах здійснено дослідження напружено-деформованого стану бетонної плити з металевим включенням. При розрахунках прийнято:

- для металевого включення:

$$\alpha^{(1)}_t = 12 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}, \nu_1 = 0,3, \Delta T = 70^0 \text{ C}, R_1 = 0,8 \text{ м}, E_1 = 1,9 \cdot 10^{11} \text{ Па}.$$

- для бетонної плити:

$$\alpha^{(2)}_t = 10^{-5} \text{ K}^{-1}, \nu_2 = 0,2, \Delta T = 70^0 \text{ C}, R_2 = 1,2 \text{ м}, E_2 = 2,6 \cdot 10^{10} \text{ Па}.$$

Результати розрахунків представлені графічно на рис.4.

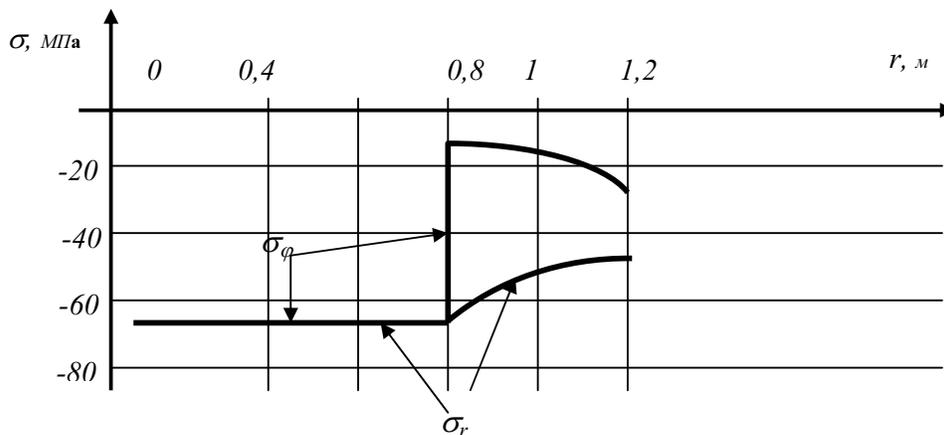


Рис.4. Зміна напружень вздовж радіуса плити

Аналіз результатів показує, що радіальні σ_r і кільцеві σ_φ температурні напруження є стискаючими. Максимальні значення вони приймають на поверхні спряження бетону і металу ($r = R_1$).

Бібліографічний список

1. **Александровский С. В.** Расчет бетонных и железобетонных конструкций на температурные и влажностные воздействия. М. Стройиздат. 1966. 443 с.
2. **Тимошенко С.П., Гудьєр Д.Ж.** Теорія упругости. М.: «Наука». 1975. -576 с.

© Семерак М. М., Бейзим І. А., 2007

УДК 622.235.535.2

ЛИТВИНСКИЙ Г. Г. (ДонГТУ, г. Алчевск)

К РАЗРАБОТКЕ ОСНОВ ГЕОМЕХАНИКИ ПОДЗЕМНОГО ВЗРЫВА

Дано обоснование расчетных схем геомеханики взрыва. Показана превалирующая роль газообразных продуктов взрыва на развитие взрывного разрушения. Впервые получены формулы для оценки давления газов и расширения зарядной полости с учетом их взаимовлияния.

1. Введение

Как показывает анализ показателей горной промышленности, более 70% горных выработок (а это свыше 500 км ежегодно) сооружается буровзрывным способом, на что затрачиваются значительные материальные ресурсы. От эффективности буровзрывных работ зависит стоимость и скорость строительства и реконструкции новых горизонтов, объемы добычи горного сырья на открытых работах, многие технико-экономические показатели горной промышленности. Поэтому до настоящего времени проблема оптимизации буровзрывных работ остается весьма актуальной.

Расчетные методы показателей взрыва начали развиваться на эмпирической основе с начала XVII века.[1-3]. Однако объёмная гипотеза, основанная на эмпиризме, в 1940-50 гг. себя исчерпала и возникла объективная необходимость в постановке более глубоких теоретических исследований, использующих физические гипотезы с привлечением фундаментальных разделов науки (упругость, пластичность, гидродинамика, акустика и т.д.). Вопросы теории действия взрыва в разных средах были существенно развиты в работах Г.И. Покровского, В.Н. Родионова, Г.П. Демидюка, В.Н. Мельникова, М.Ф. Друкованого, А.А. Вовка, М.А. Садовского и др.[4-6] Этими работами были установлены важные закономерности действия взрыва в горных породах, практические приемы управления взрывом. Однако предложенные многочисленные расчетные формулы содержали значительную эмпирическую компоненту, исходили из разных, иногда противоположных, гипотез и часто не были доведены до уровня инженерных расчетов. Так, без ответа остались вопросы теоретического обоснования роли динамической и квазистатической фаз действия взрыва, расчета формы и объема воронки выброса для разных систем зарядов, особенностей формирования зон трещиноватости вокруг зарядов и др. Поэтому перед теорией геомеханики взрыва стоят сложные и далеко еще не решенные задачи раскрытия закономерностей механического действия взрыва в горных породах.

Цель исследований – разработка и обоснование теории взаимодействия зарядов взрывчатых веществ с массивом горных пород в виде обоснованных расчетных схем, на основе которых можно получить основные закономерности механического действия взрыва. Расчеты должны в первую очередь ответить на следующие принципиально важные вопросы:

- каков вклад при разрушении горных пород взрывом вносят волны напряжений и давление газообразных продуктов взрыва (ГПВ)?;
- каковы особенности трещинообразования при взрыве заряда?
- в чем состоят основные закономерности формирования полости выброса при взрыве зарядов различной конструкции (сферических, цилиндрических и др.)?
- в чем особенности взаимодействия зарядов при подземном взрыве?

Решение этих задач и закладывает теоретические основы геомеханики взрыва, что позволяет перейти к разработке практически важных способов управления взрывным разрушением пород и обоснованию их технологических параметров. В данной работе сделана попытка ответить на первые два вопроса.

2. Анализ динамической и квазистатической фаз действия взрыва

Проведем краткий анализ накопленных к настоящему времени данных о протекании механических процессов, происходящих при взрыве заглубленного заряда. Опуская достаточно специфические вопросы, связанные с инициированием и детонацией ВВ, будем исходить из общепринятых положений [3-4], что после взрыва ВВ к стенкам взрывной полости (шпура, скважины, камеры) практически мгновенно прикладывается давление образовавшихся газообразных продуктов взрыва (ГПВ), что приводит к возникновению волн напряжений, как главной особенности динамической фазы действия взрыва. Ударная волна, распространяясь в массиве, приводит в ближней зоне взрыва к разрушению и уплотнению пород, затем ее фронт сглаживается и она переходит в волну напряжений, которая в средней зоне ведет к образованию трещин, а в дальней зоне (зоне сотрясений) она переходит в сейсмическую волну.

Динамическая фаза взрыва весьма кратковременна, и самое главное – она чрезвычайно быстро затухает. Как показывают проведенные нами оценки функции напряжений $\psi(t)$, полученные из теоретических решений [7], амплитуда динамических радиальных и тангенциальных напряжений падает при удалении от заряда по экспоненциальному закону:

$$\psi(t) = e^{-\alpha t} [A \sin(\beta t) + B \cos(\beta t)] \quad (1.1)$$

$$\alpha = \frac{2\mu c}{r_0(\lambda + 2\mu)}, \quad \beta = \frac{2c\sqrt{\mu(\lambda + \mu)}}{r_0(\lambda + 2\mu)}$$

где A, B - постоянные, определяемые из граничных и начальных условий задачи; λ, μ - упругие постоянные Лямэ, вычисляемые через упругие постоянные, - модуль Юнга E и коэффициент Пуассона ν , - из выражений:

$$\lambda = \frac{\nu E}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)}; \quad \mu = \frac{E}{2(1 + \nu)}; \quad (1.2)$$

c - скорость звука в среде, равная $c = \sqrt{(\lambda + 2\mu)/\rho}$, ρ - плотность среды.

Чтобы оценить скорость затухания волны напряжений в породе сделаем предварительные расчеты взрыва камуфлетного заряда в горном массиве, сложенном аргиллитами, у которых $E = 10^4$ МПа; $\nu = 0,2$, $\rho = 2,6 \cdot 10^3$ кг/м³. На рис.1 показаны результаты расчета степени затухания $D = e^{-\alpha t}$ волны напряжений по мере ее удаления от сферической взрывной полости радиуса $r_0 = 0,1$ м. Уже на расстоянии 3-4 радиусов заряда динамические напряжения снижаются в 10-20 раз и, по сути, ими можно пренебречь, т.к. их уровень оказывается в пределах ошибки производимых численных оценок.

Рассмотрим, как изменяются во времени радиальные σ_r и тангенциальные σ_t компоненты напряжений вокруг заряда по мере удаления от центра взрыва (рис. 2). Здесь принято правило знаков теории упругости: растяжение – минус, а сжатие - плюс. Оба графика выявляют ту же закономерность – напряжения стремительно снижаются во времени и уже после периода $3t_0$ ($t_0 = r_0/c$), т.е. после прохождения фронта волны на

расстояние 3 радиусов заряда r_0 , где c – скорость продольной волны в упругой среде, оба напряжения мало отличаются от напряжений квазистационарной фазы.

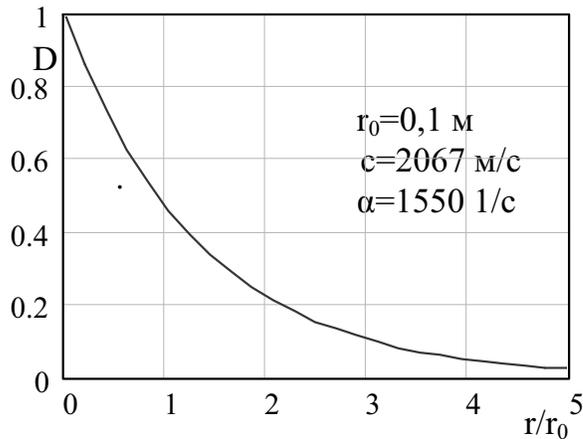


Рис. 1 Степень затухания D волны напряжений в зависимости от относительного радиуса ее распространения

На границе взрывной полости тангенциальные напряжения возрастают скачком до 1,592, затем они повышаются до 1,75 при $2.19t_0$, после чего быстро асимптотически снижаются до 1,5, что соответствует решению статической задачи.

Следует отметить, что полученная закономерность является достаточно общей и мало меняется даже при значительном варьировании входящих в расчет параметров - механических свойств пород и радиуса заряда.

Исходя из выполненного анализа, можно утверждать, что динамическая фаза взрыва не играет определяющей роли при взрыве заряда, а

производит предварительное механическое воздействие на массив, увеличивая эффективный радиус взрывной полости и создавая начальные системы радиальных и кольцевых трещин в пределах 3-4 радиусов r_0 заряда. Например, если заряд с эффективным радиусом $r_0 = 0,1$ м действует на глубине 2 м, то диаметр зоны, где будет заметны разрушения от динамической фазы взрыва, ограничивается размером 0,4-0,6 м.

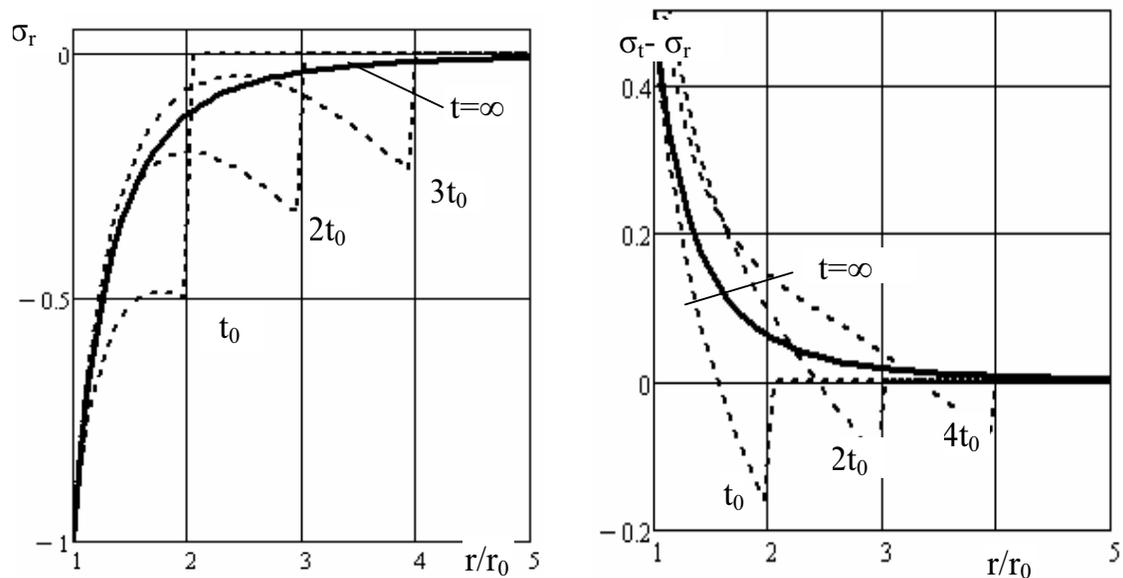


Рис. 2. Изменение радиальных σ_r и тангенциальных σ_t приведенных напряжений вокруг заряда радиусом r_0 во времени $t_0 = r_0/c$ и пространстве r/r_0

Такого же характера закономерность действует и при взрыве цилиндрического заряда. Отметим, что эти утверждения, вытекающие из теоретических решений и ана-

лиза динамической фазы механического действия взрыва, противоречат основной концепции сторонников объяснения разрушения пород главным образом за счет упругих волн напряжений, когда одним из важнейших свойств среды считается акустическая жесткость породы [5].

Следовательно, при изучении механического действия взрыва в твердых средах (в том числе и в горных породах) основное внимание следует сосредоточить на исследовании закономерностей разрушения при квазистатическом действии на среду газообразных продуктов взрыва. Это значительно упрощает исходную расчетную схему и позволяет довести решение задачи до численных результатов.

3. Давление в камуфлетной полости

Многочисленными ранее проведенными исследованиями установлено, что камуфлетный взрыв имеет три фазы, когда образуется ряд характерных зон:

I - **динамическая фаза**: взрыв формирует взрывную полость и ударную волну, которая вызывает образование трещин;

II - **квазистатическая фаза**: газообразные продукты взрыва завершают формирование радиальных трещин, т.к. скорости их роста по сравнению со скоростью взрывной волны значительно меньше (около 40%);

III - **завершающая фаза**: постепенное снижение давления в образованной взрывной полости и закрытие радиальных трещин.

Рассмотрим расчетную схему камуфлетного взрыва (рис. 3). В данном исследовании оставим без детального рассмотрения начальные детонационные процессы развития взрыва во взрывчатом веществе. Задача состоит в определении эффективного радиуса камуфлетной полости и давления ГПВ в ней. Именно эти показатели и являются исходными параметрами взрыва.

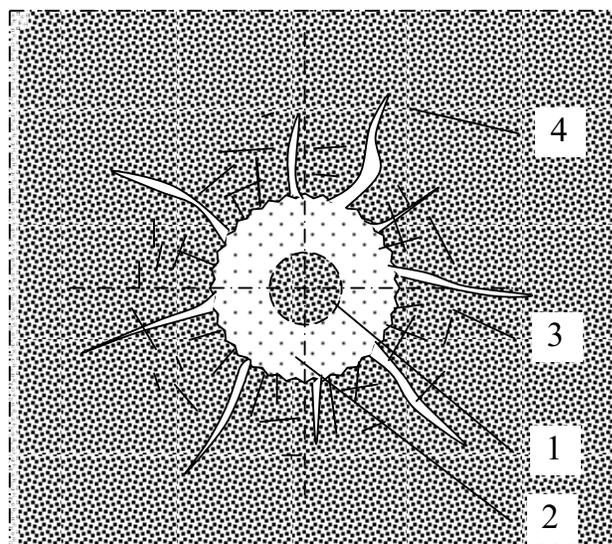


Рис. 3. Зоны разрушения пород вокруг заряда ВВ. 1- заряд, 2- камуфлетная полость; 3- зона кольцевых трещин; 4- зона радиальных трещин

Следуя известным зависимостям [3], определим начальные параметры механического действия взрыва на горную породу.

Вначале следует определить температуру взрыва T по теплоте $Q_{ВВ}$ взрыва 1 кг ВВ и мольной теплоемкости c_v газов взрыва в момент взрыва при постоянном объеме, можно принять в окрестности температур взрыва $1200 \pm 500^\circ\text{C}$ значение $c_v \approx 8$.

Тогда температура взрыва определяется по формуле

$$T = Q_{ВВ} / C_V \quad (3.1)$$

Для высокого уровня давления p , которое сопровождает взрыв 1 кг ВВ, следует воспользоваться формулой Ван-дер-Ваальса, которое обобщает уравнение Клапейрона-Менделеева:

$$\left[p + \left(\frac{m}{\mu} \right)^2 \frac{a}{V^2} \right] \left(V - \frac{m}{\mu} b \right)^\gamma = \frac{m}{\mu} RT, \quad (3.2)$$

где V - объем, который занимает 1 кг ВВ: $V = 1 / \rho$, м³/кг; $m = 1$ кг, ρ - плотность ВВ, кг/м³; μ - кг-моль; $\gamma = c_p / c_v$ - соотношение удельных теплоемкостей при постоянном давлении и объеме, с некоторым приближением можно принять $\gamma \approx 1.4$; a и b - постоянные Ван-дер-Ваальса, их определяют по критическим параметрам для одного моля газа - объему V_k , давлению p_k и температуре T_k веществ, которые входят в состав ВВ

$$a = 3 p_k V_k^2 : b = V_k / 3 : R = 8 V_k p_k / 3 T$$

Подчеркнем весьма важное обстоятельство, на которое исследователи до сих пор не обращали внимание. Оно состоит в том, что нет смысла стремиться точно определять давление и температуру газов взрыва, поскольку дальнейшие механические процессы, - сублимация материала, расширение зарядной полости, разрушение пород вокруг зарядной полости в зонах раздавливания и трещиноватости, - сильно сглаживают неравномерности распределения параметров взрыва (процессы обладают высокой степенью диссипации). Иными словами, можно с высокой степенью достоверности утверждать, что материальная среда в ближней зоне взрыва, подвергаясь мощным температурным и компрессионным воздействиям, начинает играть роль своеобразного «фильтра», на «выходе» которого, т. е. после окончания динамической фазы, параметры взрыва в основном определяются прочностными свойствами среды и геометрией заряда.

Учитывая то обстоятельство, что в первый момент времени взрыв является изохорическим процессом ($V = \text{Const}$) и подчиняется закону Шарля, уравнение Ван-дер-Ваальса (3.2) можно упростить:

$$p = p_a \frac{V_0}{(V - \alpha - \beta)} \frac{T}{273}, \quad (3.3)$$

где p_a - нормальное атмосферное давление, равное 1,033 ати; V_0 - объем газов при взрыве 1 кг ВВ при нормальных условиях ($t = 0^\circ\text{C}$); V - объем зарядной камеры; T - температура взрыва, в зависимости от состава ВВ, °K; $\alpha \approx (0,0005 \dots 0,00068)$ - коэфф. газов взрыва, учитывает силы взаимодействия между молекулами и занимаемый ими объем; $\beta \approx 0,1$ - объем твердых веществ после взрыва 1 кг заряда.

Однако надо учесть, что в результате расширения зарядной камеры давление ГПВ значительно упадет, что ранее не учитывалось. Этим мы и займемся в следующем разделе.

4. Расчет размеров взрывной полости при камуфлетном взрыве

Найдем, как изменится радиус заряда в виде цилиндрической полости, если к ней приложено внутреннее давление p (3.3). Согласно теории упругости [1], радиус полости по сравнению с начальным r_0 следует рассчитать в предположении малых деформаций U (мера Генки)

$$U = r_0 * \sigma_\theta / E, \quad (4.1)$$

где σ_θ - тангенциальные (окружные) напряжения на границе полости, равные для полости цилиндрической и сферической форм

$$\sigma_\theta = p * r_0^2 / r_*^2, \quad (4.2)$$

$$\sigma_\theta = p * r_0^3 / (2r_*^3), \quad (4.3)$$

E – модуль продольной упругости, Па.

На границе цилиндрической полости соответственно получаем $\sigma_\theta = p$; для сферической полости $\sigma_\theta = p/2$, причем отметим, что эти напряжения растягивающие.

Однако на самом деле смещения U на границе полости сравнимы с радиусом r_0 полости и их необходимо находить с учетом геометрической нелинейности. Для этого вместо меры Генки (4.1) воспользуемся мерой Коши, что даст для цилиндрического и сферического заряда:

$$r_1 = r_0 \exp(p / E), \quad r_1 = r_0 \exp(p / 2E), \quad (4.4)$$

Еще одно усложнение задачи состоит в том, что по мере увеличения радиуса r_0 давление p внутри полости падает. Поскольку это происходит за очень малый промежуток времени, то можно пренебречь обменом энергией между ГПВ и окружающей средой, т.е. считать процесс адиабатическим, который описывается зависимостью (3.2). Увеличение радиуса взрывной полости приведет в свою очередь к снижению там давления и температуры, Найдем зависимость давления внутри взрывной полости соответственно сферической и цилиндрической формы от ее радиуса (4.4):

$$p = p_0 * \left(\frac{V_0}{V_r} \right)^\gamma = p_0 * \frac{r_0^{3\gamma}}{r_1^{3\gamma}} = p_0 \exp\left(-\frac{3p\gamma}{2E} \right) \quad (4.5)$$

$$p = p_0 * \left(\frac{V_0}{V_r} \right)^\gamma = p_0 * \frac{r_0^{2\gamma}}{r_1^{2\gamma}} = p_0 \exp\left(-\frac{2p\gamma}{E} \right)$$

Из этих трансцендентных уравнений следует определить p , а по его значению вычислить r_1 . Таким образом, задача о размере взрывной полости в первом приближении может считаться решенной.

5. Расчет размеров зоны трещиноватости и давления ГПВ

Радиальные трещины растут под действием тангенциальных растягивающих напряжений (см. рис.2) со скоростью около 40% от скорости волны напряжений. Их рост прекратится, когда тангенциальные напряжения станут равными прочности породы. Для получения численных оценок воспользуемся методом упругого наложения, с этой

целью уравнения упругости (2) и (3) приравняем прочности пород на одноосное растяжение в конце трещины $[\sigma_p]$. Соответственно получим для цилиндрической полости и сферической полости соответственно

$$[\sigma_p] = p^* r_1^2 / r_*^2 \quad \text{и} \quad [\sigma_p] = p^* r_1^3 / 2r_*^3. \quad (5.1)$$

Из (5.1) находим радиусы распространения радиальных трещин возле цилиндрической и сферической полости

$$r_2 = r_1 \sqrt{p / [\sigma_p]} \quad \text{и} \quad r_2 = r_1 * \sqrt[3]{p / 2[\sigma_p]} \quad (5.2)$$

Эти значения радиусов следует подставлять в условия решения задач о механическом действии взрыва.

Однако следует помнить, что давление ГПВ существенно изменяется, поскольку размер камуфлетной полости заметно увеличится за счет сжатия породы в объеме распространения радиальных трещин, что следует учесть, оценив снижение давления.

Решим задачу для сферического заряда. Объем зоны, заключенной в пределах радиальных трещин, будет равен $V_2 = (4/3)\pi r_2^3$. Найдем объем породы, которая оказалась в пределах зоны трещин под всесторонним сжатием, при этом необходимо вычесть объем зоны ГПВ:

$$\begin{aligned} V_{1c} &= (V_2 - V_1) p / k_v + V_1 = (4/3)\pi [(r_2^3 - r_1^3) p / k_v + r_1^3] = \\ &= (4/3)\pi \left\{ \left[\frac{p}{2[\sigma_p]} r_1^3 - r_0^3 \exp(3p / 2E) \right] p / k_v + r_0^3 \exp(3p / 2E) \right\} \end{aligned} \quad (5.3)$$

Давление p вызывает сжатие той части материала, которая оказалась в окружении ГПВ, т.е. породы, которую пронизали радиальные трещины. С учетом модуля объемного сжатия материала получим приращение объема полости, которую занимают ГПВ: $\Delta V_1 = V_{2c} p / k_v$. Таким образом, ГПВ занимают объем, больший исходного на ΔV_1 , а именно

$$V_{2c} = V_2 - V_{1c} = 4/3\pi(r_2^3 - r_1^3) = 4/3\pi r_0^3 \left[\frac{p}{2[\sigma_p]} r_1^3 - r_0^3 \exp(3p / 2E) \right] \quad (5.4)$$

Считая процесс адиабатическим, можно рассчитать эффективное давление вокруг заряда ВВ с учетом объемного сжатия породы в пределах зоны радиальных трещин, когда граница этой зоны может считаться эффективным радиусом заряда, который следует учитывать для определения дальнейшего разрушения породы. Расчеты удобно проводить в программе MathCAD/

$$p_2 = p_1 (V_1 / V_2)^\gamma \quad (5.5)$$

Вычисления показали (рис. 4), что учет взаимовлияния размера камуфлетной полости и давления ГПВ в ней необходим особенно для слабых пород, когда давление может падать в 3-4 раза, что справедливо почти в одинаковой степени для сферического и цилиндрического зарядов.

Рост радиальных трещин также существенно зависит от начального давления ГПВ в зарядной камере и может достигать 20...50 начальных радиусов заряда взрывчатки.

Выводы

1. Динамическая фаза взрыва весьма кратковременна, компоненты напряжений быстро стремятся к статическим, роль которых в механизме взаимодействия заряда с массивом является доминирующей, особенно для зарядов выброса.

2. Массив пород в ближней зоне взрыва сильно сглаживает все неравномерности полей напряжений и деформаций, выполняя роль своеобразного «фильтра» за счет своего неупругого поведения.

3. Давление ГПВ в камуфлетной полости, ее радиус и радиус распространения радиальных трещин находятся в нелинейной взаимозависимости и могут существенно изменяться для пород с различными свойствами.

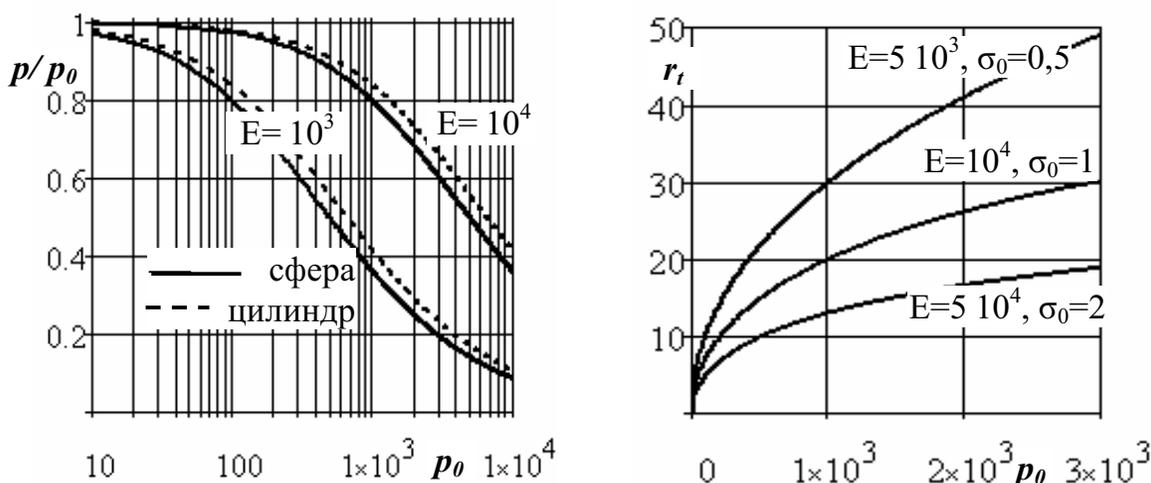


Рис. 4. Зависимость давления p/p_0 взрыва (а) и радиуса радиальных трещин r_t от начального давления p_0 (МПа) в заряде для пород разной прочности и жесткости

Библиографический список

1. Покровский Г.И. Взрыв. – М.: Недра, 1973. – 178 с.
2. Энциклопедия взрыва. История взрыва, ч. 1-4, Web-site: www.biometrica.tomsk.ru/ftp/dict/explode/explode2.html - 35 К.
3. Таранов П.Я., Гудзь А.Г. Разрушение горных пород взрывом. - М.: Недра, 1976. – 253 с.
4. Друкованый М.Ф., Комир В.М., Кузнецов В.М. Действие взрыва в горных породах. - Киев: Наукова думка, 1973. – 182 с.
5. Мосинец В.Н. Дробящее и сейсмическое действие взрыва в горных породах. - М.: Недра, 1976. – 271 с.
6. Авдеев Ф.А., Барон В.Л., Блейман В.Л. Производство массовых взрывов. - М.: Недра, 1977. – 312 с.
7. Henrik L. Selberg. Transient compression waves from spherical and cylindrical cavities. – Stockholm: Arkiv for Fyzik, Bd. 5 Nr 7. Pp. 76-108.
8. Ханукаев А.Н. Энергия волн напряжений при разрушении пород взрывом. - М.: Госгортехиздат, 1962. – 201 с.
9. Тимошенко С.П., Дж. Гудьер. Теория упругости. - М.: Наука, 1975. – 576 с.

© Литвинский Г. Г., 2007

УДК 622.831

АНДРЕЄВ Б.М. (Криворізький технічний університет)

НАПРУЖЕНИЙ СТАН РУДНОГО МАСИВУ, ЩО ПРИЛЯГАЄ ДО ДІЛЯНОК ТЕХНОГЕННИХ ПОРУШЕНЬ

На основі аналітичних досліджень зроблена оцінка ступеня геомеханічного впливу ділянок техногенних порушень на рудний масив, що відпрацьовується. Враховується вплив гравітаційного і геотермічного полів напружень, а також взаємний вплив суміжних ділянок родовищ із різноманітними геометричними і фізико-механічними параметрами. Подано результати математичного моделювання параметрів поля напружень у рудному масиві при його повторному відпрацюванні.

Одним із шляхів збереження потенціалу залізорудної галузі в сучасних економічних умовах може бути застосування підземної розробки запасів, залишених у межах шахтних полів після виїмки більш коштовних (сортових або багатих залізних) руд, а також під дном і бортами діючих кар'єрів або тих, що досягли граничних меж. Ефективність повторної, а в ряді випадків - сумісної відробки забезпечується за рахунок максимального використання розвіданих запасів і існуючої інфраструктури рудників при відносно невисоких витратах на їхню реконструкцію.

Аналіз потенційних можливостей сировинної бази України показав наявність у Криворізькому басейні потужних покладів магнетитових кварцитів. Їхні запаси, розвідані до глибини 1000 м, перевищують 20 млрд. т. Біля 50 % цього обсягу зосереджено в гірничих відводах діючих шахт, а також законсервовано за граничними проектними контурами кар'єрів. Умови залягання магнетитових кварцитів вельми сприятливі. Крутоспадні рудні тіла пластоподібні, значної потужності і довжини. Наявний досвід свідчить, що рудопідготовка кварцитів на існуючих фабриках ГЗК дозволяє одержати концентрат з вмістом заліза до 63-65 %. Наявність такої сировинної бази зможе забезпечити тривалий термін існування гірничодобувних підприємств навіть без додаткової розвідки.

Водночас, оскільки значна частина зазначених запасів залягає поблизу ділянок із зміненими внаслідок техногенних процесів властивостями, їхній видобуток сполучений з геомеханічними особливостями. Вони негативно позначаються на техніко-економічних показниках роботи шахт і крім умов залягання обумовлені ще і властивостями матеріалу, котрим заповнені подібні ділянки. Це може бути суміш скельних і глинистих порід, що хаотично обвалюються, розкривні породи кар'єру, які вкладаються у внутрішній відвал або що засипаються в зону обвалення, хвости флотаційного збагачення [1].

Так, в Кривбасі, на шахті "Першотравнева" в результаті початкової відробки більш коштовних руд системами з обваленням налягаючих порід, утворилася потужна і протяжна область обвалення, що поширюється з денної поверхні до нижнього робочого горизонту шахти 920 м і безпосередньо прилягає до покладів магнетитових кварцитів, що повторно відпрацьовуються. Обумовлені її впливом геомеханічні процеси призвели до виникнення в рудному масиві зони активних деформацій, утраті значного обсягу пробурених свердловин і, в остаточному підсумку, до додаткових витрат, пов'язаних із зміною технології ведення робіт [2].

Таким чином, при наявності значного обсягу запасів, придатних до повторної і сумісної відробки, їхня виїмка можлива тільки за умови урахування впливу ділянок

техногенних порушень, що примикають до них. Оцінку ступеня такого впливу, на нашу думку, доцільно учиняти на основі рішення задачі про напружений стан шаруватого породного масиву за умови взаємного впливу суміжних пластів із різноманітними геометричними і фізико-механічними параметрами.

Рішення задачі виконано поетапно. На першій стадії розглянутий напружений стан однорідного анізотропного масиву, який знаходиться під впливом гравітаційного і геотермічного полів напружень за умови відсутності тектонічної складової. На другому етапі враховується вплив розходження фізико-механічних параметрів суміжних пластів на їхній напружений стан.

Розглянемо напружений стан одного із суміжних пластів з урахуванням анізотропії його пружних параметрів навхрест простягання і по падінню, що відповідає напрямкам 2 - 2, 3 - 3 (уздовж збіжного з горизонталлю напрямку 1 - 1, величина деформацій пласта дорівнює нулю), рис. 1.

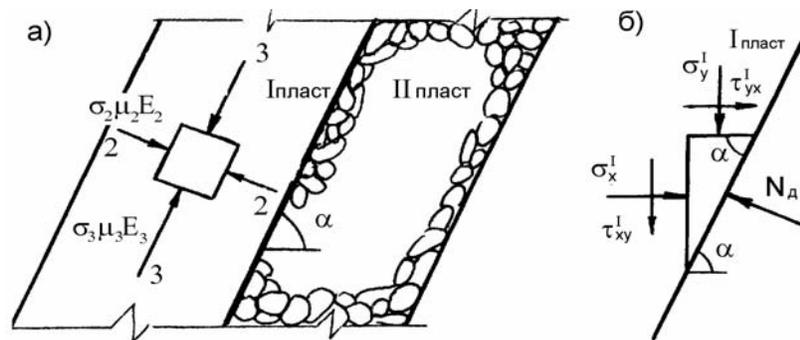


Рис. 1 Напружений стан рудного пласта, що прилягає до ділянки техногенного порушення: а) напрямки анізотропії пружних параметрів; б) схема до розрахунку напруженого стану з урахуванням впливу суміжного пласта.

Взаємозв'язок між горизонтальними σ_τ і вертикальними σ_ν напрямками тиску і головними нормальними напруженнями σ_2 і σ_3 виражається залежностями

$$\begin{aligned}\sigma_2 &= \sigma_2 \sin^2 \alpha + \sigma_3 \cos^2 \alpha, \\ \sigma_\nu &= \sigma_2 \cos^2 \alpha + \sigma_3 \sin^2 \alpha, \\ \sigma_2 + \sigma_\nu &= \sigma_2 + \sigma_3,\end{aligned}\tag{1}$$

де α - кут падіння пласта, що зазвичай збігається з однією із осей анізотропії, град.

Водночас, з огляду на анізотропні властивості порід, геотермічні чинники й умови (1), значення горизонтальних і вертикальних тисків можуть бути подані у вигляді

$$\begin{aligned}\sigma_2 &= \mu_2 \sigma_2 + \mu_3 \sigma_3 + \delta TE, \\ \sigma_\nu &= (1 - \mu_2) \sigma_2 + (1 - \mu_3) \sigma_3 - \delta TE,\end{aligned}\tag{2}$$

де μ_2 , μ_3 - величини коефіцієнтів Пуассона уздовж відповідних напрямків; δ - коефіцієнт лінійного температурного подовження порід, град⁻¹; E - модуль пружності порід, Па; T - збільшення температури порід із глибиною в порівнянні із середньорічною для даного району, град.

$$T = \beta(H - H_0),$$

де β - температурний градієнт, град/м; H - аналізована глибина, м; H_0 - глибина поясу постійної температури, м. По нашим даним для Кривбаса $H_0 = 20$ м, $\beta = 1/60$ град/м.

Відношення горизонтального напруження до вертикального є коефіцієнт бічного розпору λ . Тому, базуючись на вираженнях (1) і (2), після перетворень одержимо формулу для визначення його значень у кожному із n пластів світи

$$\lambda^n = \frac{\mu_{n3} - \mu_{n2} - \left(\mu_{n3} + \mu_{n2} + \frac{2\delta\beta E_n}{\gamma_n} \left(1 - \frac{H_0}{H_{En}} \right) \right) \cos 2\alpha}{\mu_{n3} - \mu_{n2} - (2 - \mu_{n2} - \mu_{n3}) \cos 2\alpha}, \quad (3)$$

де n - індекс, що вказує на приналежність показника до того або іншого пласта; γ_n - об'ємна вага аналізованого пласта, Н/м³; H_{En} - висота стовпа налягаючих порід, приведена до об'ємної ваги аналізованого пласта, м.

$$H_{En} = \frac{1}{\gamma_n} (h_1\gamma_1 + h_2\gamma_2 + \dots + h_{n-1}\gamma_{n-1}), \text{ де } h_1, h_2, \dots, h_{n-1}; \gamma_1, \gamma_2, \dots, \gamma_{n-1} - \text{відпо-}$$

відно потужності пластів, що залягають вище й об'ємні ваги порід в них.

Можливі окремі випадки формули (3). Так, при $\delta = 0$ (тобто без урахування температури) при горизонтальному заляганні пластів ($\alpha = 0$) значення $\lambda_n = \frac{\mu_{n2}}{1 - \mu_{n3}}$.

Якщо $\alpha = 90^\circ$, $\lambda_n = \frac{\mu_{n3}}{1 - \mu_{n2}}$. Для однорідного ізотропного масиву ($\mu_{n2} = \mu_{n3} = \mu_n$) значення коефіцієнта бічного розпору збігається з відомим рішенням академіка О.М. Дінніка.

Позначивши σ_2^n / σ_y^n як $\bar{\sigma}_2^n$, а σ_3^n / σ_y^n як $\bar{\sigma}_3^n$, із (2) одержимо компоненти головних напружень у безрозмірних величинах

$$\begin{aligned} \bar{\sigma}_2^n &= \frac{1}{2} \left(1 + \lambda_n + \frac{1 - \lambda_n}{\cos 2\alpha} \right), \\ \bar{\sigma}_3^n &= \frac{1}{2} \left(1 + \lambda_n - \frac{1 - \lambda_n}{\cos 2\alpha} \right). \end{aligned} \quad (4)$$

У розмірних величинах компоненти головних напружень можна визначити по формулах

$$\sigma_2^n = \bar{\sigma}_2^n \gamma_n H_{En}, \quad \sigma_3^n = \bar{\sigma}_3^n \gamma_n H_{En}. \quad (5)$$

Тепер розглянемо напружений стан у суміжних пластах порід з урахуванням їхнього взаємного впливу. Виразимо компоненти напружень σ_x , σ_y , τ_{xy} через напруження σ_2 і σ_3 . Оскільки під впливом нормальних і дотичних сил один пласт розвантажується, а інший навантажується, викликаючи відповідну зміну компонентів напружень, врахуємо при цьому розміри додаткових сил.

У випадку рішення задачі для двох суміжних пластів, у першому з них будуть діяти напруження (див. рис. 1)

$$\begin{aligned}\sigma_x^I &= \sigma_2^I \sin^2 \alpha + \sigma_3^I \cos^2 \alpha + N_\partial \sin^2 \alpha, \\ \sigma_y^I &= \sigma_2^I \cos^2 \alpha + \sigma_3^I \sin^2 \alpha + N_\partial \cos^2 \alpha, \\ \tau_{xy}^I &= 0,5 \left(\sigma_3^I - \sigma_2^I \right) \sin 2\alpha + 0,5 N_\partial \sin 2\alpha,\end{aligned}\quad (6)$$

у другому -

$$\begin{aligned}\sigma_x^{II} &= \sigma_2^{II} \sin^2 \alpha + \sigma_3^{II} \cos^2 \alpha - N_\partial \sin^2 \alpha, \\ \sigma_y^{II} &= \sigma_2^{II} \cos^2 \alpha + \sigma_3^{II} \sin^2 \alpha - N_\partial \cos^2 \alpha, \\ \tau_{xy}^{II} &= 0,5 \left(\sigma_3^{II} - \sigma_2^{II} \right) \sin 2\alpha - 0,5 N_\partial \sin 2\alpha,\end{aligned}\quad (7)$$

де N_∂ - додаткове напруження, обумовлене взаємовпливом суміжних пластів із різними властивостями, Па.

$$N_\partial = \left(\sigma_2^{II} - \sigma_2^I \right) + \left(\sigma_3^{II} - \sigma_3^I \right) + 0,5 \left(\left(\sigma_3^{II} - \sigma_3^I \right) - \left(\sigma_2^{II} - \sigma_2^I \right) \right) \sin 2\alpha. \quad (8)$$

Фактичні значення коефіцієнтів бічного розпору в пластах при цьому

$$\lambda_\Phi^I = \frac{\sigma_x^I}{\sigma_y^I}; \quad \lambda_\Phi^{II} = \frac{\sigma_x^{II}}{\sigma_y^{II}}. \quad (9)$$

З використанням приведеної розрахункової методики на ЕОМ було виконане моделювання зміни напруженого стану в рудному покладі пластоподібної форми, що безпосередньо контактує з ділянкою техногенного порушення (зоною обвалених порід) на глибині 1000 м при кутах падіння пластів 50 - 80°. Рудному покладові були надані властивості, характерні для родовищ залізистих кварцитів Кривбасу [3]. Коефіцієнти Пуассона по падінню і навхрест простягання прийняті, відповідно $\mu_{13} = 0,25$ і $\mu_{12} = 0,2$, об'ємна вага руди $\gamma_1 = 3,2 \cdot 10^4$ Н/м³, модуль пружності $E_1 = 9 \cdot 10^{10}$ Па.

Властивості ділянки техногенного порушення задавалися в широких межах. Були прийняті такі значення коефіцієнта Пуассона матеріалу, що заповнює її $\mu_{23} = 0,3$ і $\mu_{22} = 0,28$, об'ємна вага γ_2 змінювалася в інтервалі $2,0 \cdot 10^4$ - $4,0 \cdot 10^4$ Н/м³. Розмір модуля пружності E_2 варіював в інтервалі $1,5 \cdot 10^{10}$ - $6,0 \cdot 10^{10}$ Па з кроком зміни $1,5 \cdot 10^{10}$ Па.

Для зручності аналізу отриманих результатів розрахункові значення компонентів напружень приведені до вертикального складової геостатичного поля, а фактичні коефіцієнти бічного розпору в пластах – до величин, визначених по формулі (3)

$$\bar{\sigma}_x^I = \frac{\sigma_x^I}{\gamma_1 H E_1}, \quad \bar{\sigma}_y^I = \frac{\sigma_y^I}{\gamma_1 H E_1}, \quad \bar{\tau}_{xy}^I = \frac{\tau_{xy}^I}{\gamma_1 H E_1}, \quad \bar{\lambda}_\Phi^I = \frac{\lambda_\Phi^I}{\lambda^I}, \quad \bar{\lambda}_\Phi^{II} = \frac{\lambda_\Phi^{II}}{\lambda^{II}}. \quad (10)$$

Деякі результати моделювання подані на рис. 2.

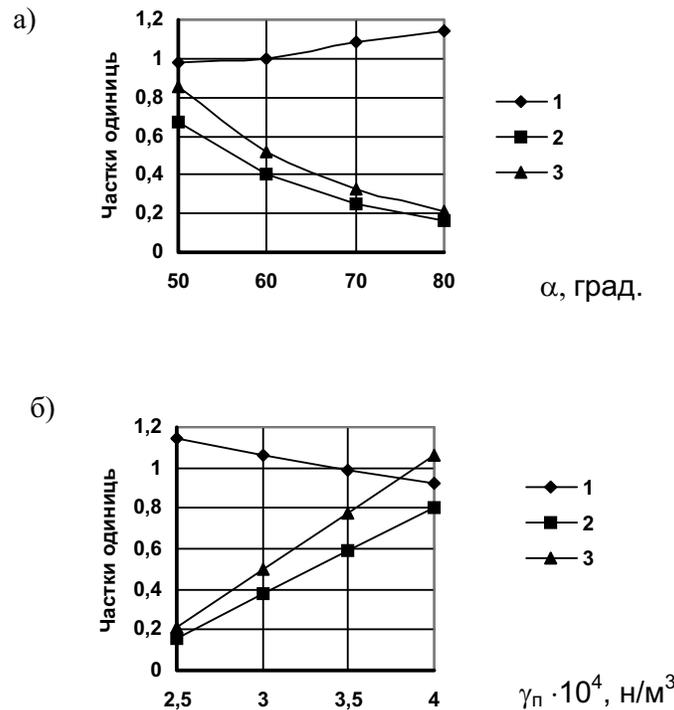


Рис. 2 Залежності значень $\bar{\sigma}_y^I$ (крива 1), λ_{Φ}^I (крива 2) і $\bar{\lambda}_{\Phi}^I$ (крива 3) від кута падіння пласта α (графік а) і об'ємної ваги матеріалу, що заповнює ділянку техногенного порушення (графік б)

Обидва графіки побудовані для значень $E_2 = 1,5 \cdot 10^{10}$ Па. Криві на рис. 2а демонструють випадок, коли $\gamma_2 = 2,5 \cdot 10^4$ Н/м³. Графік на рис. 2б відповідає значенню $\alpha = 80^\circ$.

Аналізуючи отримані дані, можна відзначити, що розвантаження і навантаження суміжних пластів істотно залежить від їхнього кута падіння, а також фізико-механічних властивостей. Внаслідок цього величини компонентів природного поля напружень відхиляються від геостатичних значень.

Як видно з графіків, із збільшенням кута α із 50 до 80° у рудному пласті вертикальна компонента $\bar{\sigma}_y^I$ зростає на 15 %, а фактичний коефіцієнт бічного розпору λ_{Φ}^I (відповідно горизонтальна компонента $\bar{\sigma}_x^I$) - знижується більш ніж у 4 рази (рис. 2а).

Зростання об'ємної ваги матеріалу, що заповнює ділянку техногенного порушення з $2,5 \cdot 10^4$ до $4,0 \cdot 10^4$ Н/м³ на крутоспадних родовищах призводить до зниження значення компоненти $\bar{\sigma}_y^I$ в суміжному рудному масиві в 1,2 рази (див. рис. 2б). Величина λ_{Φ}^I при цьому зростає п'ятикратно і досягає значень, визначуваних без урахування впливу суміжного пласта.

Таким чином, використання наведених вище закономірностей на практиці дає можливість більш точного визначення конструктивних параметрів систем розробки при

повторному подземному вы добутку руд. Крім того, володіючи відомостями про властивості матеріалів, які заповнюють ділянки техногенних порушень, можливо прогнозувати рівень напруженого стану прилягаючого рудного масиву вже на стадії проектування.

Бібліографічний список

1. Казикаев Д.М. Геомеханические процессы при совместной и повторной разработке руд. – М.: Недра, 1981. – 288 с.
2. Опыт частичной отработки запасов охранного целика карьера "Первомайский" СевГОКа / Сторчак С.А., Яценко Л.М., Жицкий А.В. и др. // Горный журнал. – 1995. – № 5. – С. 44 – 46.
3. Глушко В.Т., Борисенко В.Г. Инженерно-геологические особенности железорудных месторождений. – М.: Недра, 1978. – 253 с.

© Андреев Б.М., 2007

УДК 628.83

БЕЛАЯ Н.С., ПОЛЕВАЯ А.В. (ДонНТУ)

ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ ПРОЦЕССА ВЕНТИЛЯЦИИ ПРОИЗВОДСТВЕННЫХ ПОМЕЩЕНИЙ

Выполнено аналитическое исследование закономерностей движения приточного и конвективных струй в производственных помещениях. Установлено, что скорость движения воздуха от воздушного проема (входа в помещение) уменьшается пропорционально расстоянию от него, а для помещений проветриваемые искусственной вентиляцией установлено, что чем больше объем помещения при прочих равных условиях, тем меньше турбулентность воздушного потока

Воздухообмен в производственных помещениях различного технологического назначения (например, ремонтно-механических мастерских шахт, в цехах ремонтно-механических заводов горно-шахтного оборудования и т. п.) представляет собой сложный комплекс взаимосвязанных процессов, знание и учет которых является одним из условий создания в рабочей зоне помещения благоприятных условий труда.

При проектировании системы вентиляции помещения главным является знание закономерностей движения приточных и конвективных струй, которые создают циркуляционные потоки и определяют интенсивность турбулентности воздушной струи.

Условия постоянства количества движения в струе и равенства его начальному количеству движения можно записать в виде [1]

$$K = 2\pi\rho \int_0^{y_p} v^2 y dy = const$$

где ρ - плотность воздуха в струе; v - скорость в данной точке поперечного сечения струи; $y_{гр}$ - координата границы струи.

С другой стороны, начальное количество движения может быть определено по формуле [2]

$$K = F_0 \rho v_0^2 \beta_0 \quad (2)$$

где F_0 – площадь входящей струи воздуха; v_0 – средняя по площади скорость воздуха; β_0 – поправочный коэффициент, в первом приближении равный единице [2].

Из (1) и (2) следует (приравнивая эти формулы)

$$F_0 v_0^2 = 2\pi \int_0^{y_{sp}} v^2 y dy \quad (3)$$

Согласно [2] величина кинетического импульса для воздушной струи определяется по формуле:

$$E = \frac{\pi d^2}{4} v_0^2 \quad (4)$$

или

$$E = F_0 v_0^2 \quad (5)$$

Для определения зависимости осевой скорости v_x в струе от расстояния x от входного отверстия умножим и разделим правую часть уравнения (3) на $v_x^2 x^2$.

$$E_0 = F_0 v_0^2 = 2\pi \int_0^{y_{sp}} v^2 y dy = 2\pi v_x^2 x^2 \int_0^{\frac{y_{sp}}{x}} \left(\frac{v}{v_x}\right)^2 \frac{y}{x} d\left(\frac{y}{x}\right) \quad (6)$$

откуда найдем v_x

$$v_x = \frac{1}{\sqrt{2\pi \int_0^{\frac{y_{sp}}{x}} \left(\frac{v}{v_x}\right)^2 \frac{y}{x} d\left(\frac{y}{x}\right)}} \sqrt{F_0} \quad (7)$$

или

$$v_x = C_1 \frac{\sqrt{E_0}}{x} \quad (8)$$

где

$$C_1 = \frac{1}{\sqrt{2\pi \int_0^{\frac{y_{sp}}{x}} \left(\frac{v}{v_x}\right)^2 \frac{y}{x} d\left(\frac{y}{x}\right)}} \quad (8')$$

Для определения C_1 необходимо знать функцию, характеризующую профиль скорости $\frac{v}{v_x} = f\left(\frac{y}{x}\right)$.

Для этого необходимы эксперименты, обобщение которых осуществлена в [3], в результате чего получена формула для расчетов осевых скоростей:

$$\frac{v_x}{v_0} = 6.2 \frac{1}{\bar{x} - \bar{x}_0} \quad (9)$$

где \bar{x} - отношение расстояния от входного отверстия струи до рассматриваемой точки $\bar{x} = \frac{x}{d}$ (d – приведенный диаметр входного отверстия); \bar{x}_0 - относительное расстояние от отверстия до полюса струи $\bar{x}_0 = \frac{x_0}{d}$.

Тогда

$$v_x = 7.38 \frac{\sqrt{E_0}}{x} \quad (10)$$

Уравнение (10) получено путем подстановки (9) в выражения (8') и (8), или в окончательном виде:

$$v_x = 7.38 \frac{\sqrt{E_0} \cdot v_0^2}{x} \quad (11)$$

из которого можно определить скорость v_x на любом расстоянии x от входного отверстия сечением F_0 при известной скорости в отверстии v_0 .

В уравнении (9) $x_0=0$, так как при равномерном поле скоростей на выходе из входного отверстия полюс струи лежит в середине его и в этом случае $x_0 = 0$ [1].

Представим выражение (11) в виде:

$$v_x = 7.38 \sqrt{F_0} \frac{v_0}{x} \quad (12)$$

откуда видно, что при каком-то $F_0 = \text{const}$, скорость движения воздуха от воздушного проема (входа в помещение) уменьшается пропорционально расстоянию от него.

Но эта скорость не будет постоянна, так как силы, вызывающие конвективные точки, изменчивы и зависят, например, от перепада температуры или др. поэтому естественная вентиляция не всегда будет надежной при проветривании помещений, возможно, будет пульсирующей.

Во многих случаях помещения проветриваются за счет искусственной вентиляции. При этом образуется турбулентный поток, в котором процессы переноса примесей и их выноса во много раз интенсивнее естественной вентиляции.

Весь процесс характеризуется коэффициентом турбулентного воздухообмена – D . Размерность этого коэффициента $\left[\frac{M^2}{c} \right]$ эквивалентна кинематическому коэффициенту вязкости, а по своему физическому смыслу это напряженность потока, его КПД, то есть затрата кинетической энергии на перенос единицы массового расхода воздуха.

С другой стороны, коэффициент D характеризует мгновенный перенос элементарного объема (ΔQ) воздуха в потоке на единицу длины (l'), т.е. $\left[\frac{M^3}{c \cdot M} \right]$.

Тогда

$$D = \frac{\Delta Q}{l'} \quad (13)$$

где l' – можно характеризовать как основной масштаб турбулентности (его размер соизмерим с размерами сечения потока в помещении).

Если считать, что $\Delta Q = S'v'$, где S' - сечение турбулентного потока, а v' - скорость воздуха в потоке, то

$$D \sim v'l' \quad (14)$$

С другой стороны, энергия приточной струи воздуха, отнесенная к единице массы переносимого воздуха, определяется уравнением

$$E = \frac{M \cdot \bar{v}^2}{2M_1} \quad (15)$$

где M – массовый расход воздуха непрерывно подаваемый в помещение $\left[\frac{\text{кг}}{\text{с}}\right]$; M_1 – масса воздуха, находящегося в помещении, $[\text{кг}]$.

Так как

$$M_1 = LS\rho = V\rho \quad (16)$$

где V – объем помещения, $[\text{м}^3]$

$$M = Q \cdot \rho \quad (17)$$

где Q – объемный расход воздуха в помещении, $\left[\frac{\text{м}^3}{\text{с}}\right]$.

Уравнение (15) будет иметь вид

$$E = \frac{Q \cdot \bar{v}^2}{2V} \quad (18)$$

Отношение $\frac{Q}{V}$ - кратность объема воздуха в помещении.

Тогда из (18) имеем

$$E = k'\bar{v}^2 \quad (19)$$

где k' - половина кратности обмена воздуха, $\left[\frac{1}{\text{с}}\right]$.

Так как согласно [2]

$$v' = (El')^{\frac{1}{3}} \quad (20)$$

то уравнение (14) может иметь вид

$$D \sim (El')^{\frac{1}{3}} l' \sim E^{\frac{1}{3}} l'^{\frac{4}{3}} \quad (21)$$

или

$$D \sim (k'\bar{v}^2)^{\frac{1}{3}} l'^{\frac{4}{3}} \quad (22)$$

То есть количество энергии, вносимой приточным в помещение воздухом, а, следовательно, и величины турбулентного перемешивания пропорциональны кратности воздухообмена и скорости воздуха в помещении.

Если представить $Q = \bar{v} \cdot S$, то уравнение (18) будет иметь вид

$$E = \frac{\bar{v}^3}{2L} \quad (23)$$

Тогда выражение (21) будет иметь значение

$$D \sim v(2L)^{\frac{1}{3}} l^{\frac{4}{3}} \quad (24)$$

Таким образом, количество кинетической энергии E , переходящей от главного движения к турбулентным пульсациям, согласно (23), будет обратно пропорционально размерам помещения (L), и чем они меньше, тем больше будет приток энергии и больше будет величина турбулентного перемешивания и выноса. Другими словами, чем больше объем помещения при прочих равных условиях, тем меньше турбуляция воздушного потока.

Компенсации потери энергии можно производить только увеличением скорости движения воздуха, т.е. для сохранения эффективности воздушной струи с увеличением объема помещения скорость движения воздуха должна увеличиваться в $\left(\frac{V_2}{V_1}\right)^{\frac{1}{3}}$ раз.

Библиографический список

1. **Абрамова Г.Н.** Теория турбулентных струй. М., 1990 г.
2. **Лойценский Л.Г.** Механика жидкостей и газов. М., 1957 г.
3. **Талиев В.Н.** Аэродинамика вентиляции, М., 1963 г.

© Белая Н.С., Полевая А.В., 2007

УДК 622.2:536.21

КОСТЕНКО В.К. (ДонНТУ), ВЕНГЕРОВ И.Р. (ДонФТИ НАНУ)

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ЭКСПЛУАТАЦИОННОГО РЕЖИМА ШАХТНОГО ГЕОТЕРМАЛЬНОГО ТЕПЛООБМЕННИКА

Разработан математический аппарат для численной оценки влияния горно-геологических и горнотехнических условий на работу геотермального теплообменника, что позволяет обосновать параметры, необходимые для практического использования теплоты выработанных пространств горнодобывающих предприятий

Одним из экологически чистых энергетических источников может быть теплота недр, извлекаемая из выработанных пространств горнодобывающих предприятий. Основанием для такого предложения послужили результаты многолетних наблюдений за температурой воздуха, движущегося по протяженным вентиляционным маршрутам. Отечественные и зарубежные исследователи установили, что воздух, проходящий несколько километров по подземным горным выработкам, нагревается до температуры окружающего массива. Такой тепловой режим остается постоянным в течение десяти-

летий, подпитываемый потоком теплоты поступающей из нижних слоев мантии планеты. Увеличить объем извлекаемой энергии можно, создавая в отработанных частях горного массива, так называемые, геотермальные теплообменники (ШГТ). Они представляют собой систему каналов-выработок в выработанном пространстве, по которым движется теплоноситель, как правило, воздух или вода [1,2]. Лабиринтная конфигурация сети каналов может иметь самую разнообразную схему: последовательную, параллельную, комбинированную.

Можно выделить несколько характерных режимов работы теплообменников. При проходке выработок - режим строительства (РС), при их эксплуатации в качестве ШГТ – основной режим “разрядки” источника теплоты или рабочий режим (РР), горный массив вокруг каналов охлаждается за счет теплообмена с вентиляционной струей. Этому предшествует период “выстаивания” свежeproйденной выработки, т.е. восстановления первоначального температурного поля массива или подготовительный режим (ПР). Подобный период существования ШГТ необходим для восстановления после расчетного времени эксплуатации - режим аккумуляции (зарядки) теплоты в окружающих каналы породах (РЗ), при этом охлажденная зона массива прогревается за счет теплопритоков из недр.

В данной статье рассматривается эксплуатационный режим (РР) шахтного геотермального теплообменника. Температурное поле в горном массиве, согласно оценкам [3], считаем одномерным и нестационарным: $T=T(r,t)$. Следующие из уравнения теплопроводности в горном массиве оценки ширины охлажденной зоны в нем, позволяют принять для последней выражение [4-6]:

$$\delta(t) = R_3(t) - R_0 = 4\sqrt{at} \quad (1)$$

Здесь $R_3(t)$ – радиус охлажденной зоны, R_0 - радиус выработки, a - температуропроводность массива, t - время.

Из определения понятия "охлажденная зона массива" [3], следуют условия:

$$T(r,t) \Big|_{r=R_3(t)} = T_n, \quad \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=R_3(t)} = 0 \quad t > 0, \quad (2)$$

где T_n - естественная температура горных пород на данной глубине.

Следуя А.Ф.Воропаеву [7], аппроксимируем температурное поле в горном массиве кривой второго порядка по r :

$$T(r,t) = A(t) + B(t)r + C(t)r^2, \quad t > 0, \quad r \in [R_0, R_3(t)] \quad (3)$$

Определим температуру стенки горной выработки (поверхности теплообмена горного массива с воздушной струей):

$$T(r,t) \Big|_{r=R_0} = T_{cm}(t). \quad (4)$$

Полагая функцию $T_{cm}(t)$ известной, используем (2) и (4) для определения функций $A(t)$, $B(t)$ и $C(t)$ в (3). Подставляя (3) в первое из условий (2), находим:

$$T_n = A(t) + B(t)R_3(t) + C(t)R_3^2(t). \quad (5)$$

Аналогично из второго условия (2) и (3) следует:

$$B(t) + 2C(t)R_3(t) = 0. \quad (6)$$

Из (3) и (4) получаем:

$$T_{cm}(t) = A(t) + B(t)R_0 + C(t)R_0^2. \quad (7)$$

Решив систему (5), (6), (7) относительно $A(t)$, $B(t)$, $C(t)$, приводим (3) к виду:

$$T(r,t) = T_n - (T_n - T_{cm}(t)) \left(\frac{R_3(t) - r}{R_3(t) - R_0} \right)^2. \quad (8)$$

Плотность потока тепла $q = q(t)$ от стенки выработки к воздушной струе теперь легко найти, используя (8):

$$q(t) = \lambda \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=R_0} = 2(T_n - T_{cm}(t)) \left(\frac{\lambda}{R_3(t) - R_0} \right). \quad (9)$$

Здесь λ - коэффициент теплопроводности горного массива.

С другой стороны, условие теплообмена стенки выработки со струей воздуха, имеющей температуру $T_B(t)$ (граничное условие III - го рода) имеет вид:

$$q(t) = \alpha [T_{cm}(t) - T_B(t)], \quad (10)$$

где α - коэффициент теплообмена, определяемый согласно [3].

Исключая из (9) и (10) $q = q(t)$, находим, с учетом (1):

$$T_{cm}(F_0) = \frac{T_n + 2Bi\sqrt{F_0} \times T_B(t)}{1 + 2Bi\sqrt{F_0}}. \quad (11)$$

Здесь обозначены безразмерные числа: $Bi = \frac{\alpha R_0}{\lambda}$ - Био; $F_0 = \frac{at}{R_0^2}$ - Фурье. По-

скольку температура стенки изменяется по ходу струи воздуха, как и температура этой струи, в (11) можно записать: $T_{cm} = T_{cm}(x, F_0)$, $T_B = T_B(x, F_0)$, (где $x \geq 0$ - координата вдоль выработки, отсчитываемая от входного сечения геотермального теплообменника).

Для описания изменения температуры воздушной струи вдоль выработки ранее было обосновано [8] уравнение:

$$\frac{\partial T_B}{\partial x} = K [T_{cm}(x, F_0) - T_B(x, F_0)], \quad x \geq 0 \quad (12)$$

где $K = \alpha \Pi / cpSV$, Π, S - соответственно периметр и площадь сечения выработки cp - удельная теплоемкость воздуха при постоянном давлении, V - скорость (средняя по сечению) воздушного потока. Обозначая температуру воздуха во входном сечении выработки - $T_{B1}(F_0)$, граничное условие для уравнения (12) записываем в виде:

$$T_B(x, F_0) \Big|_{x=0} = T_{B1}(F_0), \quad F_0 > 0 \quad (13)$$

Подставив (11) в (12), приведем последнее к виду:

$$\frac{\partial T}{\partial x} = N(F_0)T_B(x, F_0) + M(F_0), \quad (14)$$

$$\text{где} \quad N(F_0) = -\frac{K}{1+2Bi\sqrt{F_0}} \quad M(F_0) = -\frac{KT_n}{1+2Bi\sqrt{F_0}} \quad (15)$$

Решение уравнения (14), удовлетворяющее (13), полученное преобразованием Лапласа по x , имеет вид:

$$T_B(x, F_0) = T_{B1}(F_0) + [T_{\Pi} - T_{B1}(F_0)] \left[1 - \exp\left(-\frac{Kx}{1+2Bi\sqrt{F_0}}\right) \right] \quad (16)$$

Рассмотрим поведение $T_B(x, F_0)$ при граничных значениях F_0 и x . При $F_0 \rightarrow \infty$ из (16) следует: $T_B(x, F_0) \rightarrow T_{B1}(F_0)$ ($F_0 \rightarrow \infty$). Этот результат соответствует физике процесса, т.к. при бесконечном времени процесса теплообмен он прекращается, тепло из массива к воздуху не поступает и температура последнего не меняется. При $x \rightarrow 0$ из (16) следует (13), как и должно быть. На очень большом (при $x \rightarrow \infty$) удалении от входного сечения, температура воздуха: $T_B(x, F_0) \rightarrow T_n$ ($x \rightarrow \infty$), что также соответствует физике процесса, т.к. температура воздуха, возрастающая вдоль выработки, нигде не может превысить температуру горных пород - T_n .

Формула (16) позволяет произвести численную оценку влияния исходных условий на работу геотермального теплообменника, и обосновать параметры, необходимые для практического использования теплоты выработанных пространств горнодобывающих предприятий. Цель моделирования – определение оптимальных параметров сооружения и эксплуатации ШГТ, т. е. размеров и вида сечения выработок, способа их соединения, времени эффективного теплоотвода от массива, теплоприращения воздушной струи и пр. В перспективе данные математического моделирования предполагается использовать для технико-экономического обоснования, проектирования, строительства и оптимальной эксплуатации ШГТ.

Библиографический список

1. **Костенко В.К.** и др. Спосіб одержання геотермальної енергії /Патент на корисну модель №17751, МПК F24 J3/08, Опубл. 16.10. 2006, бюл. №10.
2. **Костенко В.К., Горожанкин Б.В., Венгеров И.Р.** Математическое моделирование режимов работы шахтного геотермального теплообменника. Известия Донецкого горного института, №2, 2007. – С.10-15.
3. **Щербань А.Н., Кремнев О.А.** Научные основы расчета и регулирования теплового режима глубоких шахт: В 2 - х томах. - Киев: Изд - во АН УССР, 1959, т.1. - 430с.
4. **Черниченко В.К., Венгеров И.Р.** Метод определения ширины охлажденной зоны породного массива. - В кн.: Охлаждение воздуха в угольных шахтах, вып. 3. - Макеевка - Донбасс: Изд - во МакНИИ, 1973, с. 29 – 33.
5. **Венгеров И.Р., Кузин В.А.** О формировании температурных полей вокруг выработок глубоких шахт. - Уголь Украины, 1982, №7, с. 40 - 41.
6. **Венгеров И.Р.** Хроноартефакты термодинамики. - Донецк: Норд - Пресс, 2005. - 236с.
7. **Воропаев А.Ф.** Теория теплообмена рудничного воздуха и горных пород в глубоких шахтах. - М.: Недра, 1966. - 219с.
8. **Костенко В.К., Венгеров И.Р.** Определение параметров когенерационного геотермального теплообменника/Bezpecnost v prumyslu (pozar-vybuch-havarie) sbornik prednasek 6. mezinarodni konferencie akciove spolocnosti /VVUU. Ostrava, 2007. –S 147-153.

© Костенко В.К., Венгеров И.Р., 2007

УДК 622.

МИНЕЕВ С.П. (ИГТМ НАН Украины), РУБИНСКИЙ А.А., МАРКИН В.А. (МакНИИ),
БОРЩЕВСКИЙ С.В. (ДонНТУ), БЕЛИЧЕНКО Е. В. (НГУ, г. Днепропетровск)

О МЕТОДОЛОГИИ ДЕГАЗИРОВАНИЯ УГЛЕПОРОДНОГО МАССИВА ПРИ ПРОВЕДЕНИИ ПОДГОТОВИТЕЛЬНЫХ ВЫРАБОТОК ПО ВЫБРОСООПАСНЫМ И ВЫСОКОГАЗОНОСНЫМ УГОЛЬНЫМ ПЛАСТАМ

В статье изложены основные положения использования дегазации углеродного массива для безопасного проведения выработок по выбросоопасным и высокогазоносным пластам.

В последнее время выполнено достаточно количества разработок по выполнению дегазации углеродного массива для безопасного проведения горизонтальных и вертикальных горных выработок [1-8]. В тоже время, практика требует четкую методологическую проработку всех проектных и технологических решений, касающихся проведения таких выработок. Поэтому авторы в статье на основании анализа существующих нормативных разработок и обобщения имеющегося практического опыта сделали попытку представить в данной статье основные положения методологии безопасного проведения выработок по выбросоопасным и высокогазоносным пластам с использованием различных методов их дегазации.

Как правило, на практике дегазацию рекомендовано осуществлять на газовых угольных шахтах, где средствами вентиляции невозможно обеспечить содержание метана в воздухе в пределах установленных норм, либо в условиях ведения горных работ на выбросоопасных пластах [1,2,5]. Обычно на опасных пластах дегазацию применяют на участках ведения подготовительных работ при метаносности пласта 13 м³/т с.б.м. и более. Перед строительством и эксплуатацией дегазационных систем (вакуум-насосных станций, газопроводов и скважин) предварительно разрабатывается проект в который входит паспорт дегазации, обычно включаемый в паспорт проведения подготовительной выработки и состоящий из пояснительной записки и графических материалов, прилагаемых к ней. В пояснительную записку должны быть включены данные об ожидаемой газообильности выработки, в том числе по источникам выделения в нее метана; обоснование способа и параметров дегазации; расчета необходимой эффективности дегазации выработки и источников метановыделения; обоснование параметров дегазационных скважин и газопровода. В графических материалах, прилагаемых к пояснительной записке, содержатся геологические разрезы по ближе расположенным разведочным скважинам; выкопировка из плана горных работ с проводимой выработкой и нанесением на него дегазационных скважин; схема газопроводов от выработки до вакуум-насосов с указанием расположения контрольно-измерительной аппаратуры и запорно-регулирующей арматуры.

При применении дегазации используются газоотсасывающие установки, выполненные во взрывобезопасном исполнении. Как правило, вакуум-насосные станции (стационарные или передвижные ВНС) располагаются на поверхности в специальных помещениях. Для краткосрочных работ применяют временные подземные вакуум-насосные установки. Дегазация углеродного массива в конкретной горной выработке прекращается при фактической газообильности ниже проектной, то есть, если средства вентиляции обеспечивают разбавление выделяющегося метана до допустимых концентраций. Такое решение не относится к случаю применения дегазации в качестве мероприятия для снижения выбросоопасности, расширения зоны защитного влияния надра-

ботки (подрботки) выбросоопасных пластов, предотвращения прорывов метана и сульфидных выделений из вмещающих угольные пласты пород, а также исключения опасных местных и слоевых скоплений метана в выработках.

Рассматривая применяемые технологии дегазирования углеродного массива при проведении горных выработок в зонах незгруженных угольных пластах необходимо отметить, что при проведении вертикальных выработок (стволов, шурфов, гезенков) дегазация осуществляется скважинами, пробуренными с поверхности или из специальных камер (рис. 1). Скважины, как правило, располагают параллельно выработке на расстоянии 2,5-3 м от ее стенок, а расстояние между забоями этих скважин – 4-5 м. Причем, величина неснижаемого опережения скважинами забоя выработки должна быть не менее 10 м, а газонасыщенный угольный пласт или пласт газоносной породы перебурируется полностью [1,3].

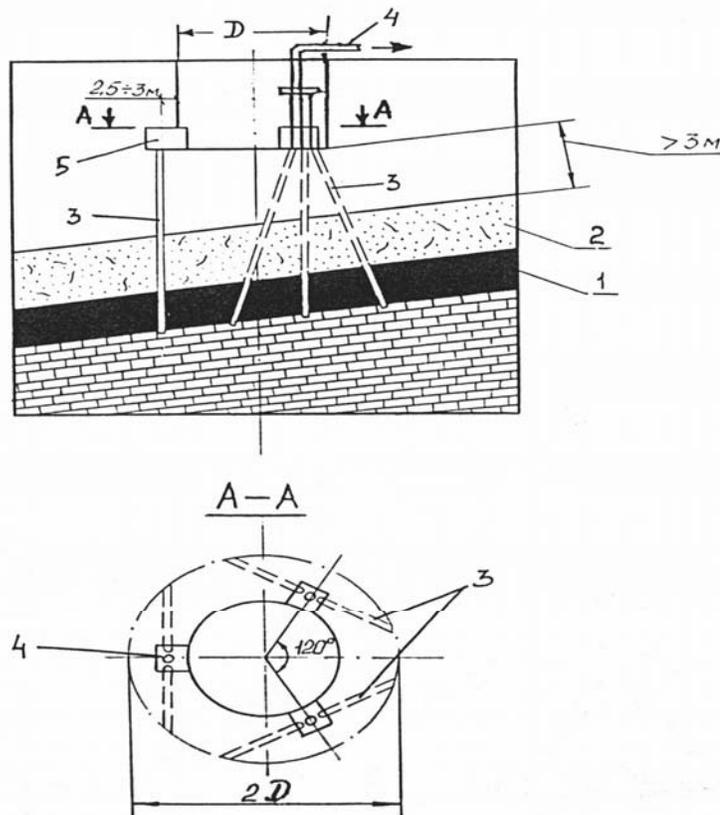


Рис. 1. Схема дегазации газоносного массива при проходке вертикальных выработок: 1 – газоносный пласт угля; 2 – газосодержащая порода; 3 – дегазационная скважина; 4 – дегазационный трубопровод; 5 – ниша

При вскрытии выбросоопасных угольных пластов стволами дегазационные скважины бурят диаметром до 80 мм согласно схемам на рисунках 2 и 3 таким образом, чтобы точки выхода скважин из пласта были удалены друг от друга не более чем на $2R_{эф}$ (где, $R_{эф}$ - радиус эффективного влияния скважины в метрах) [2].

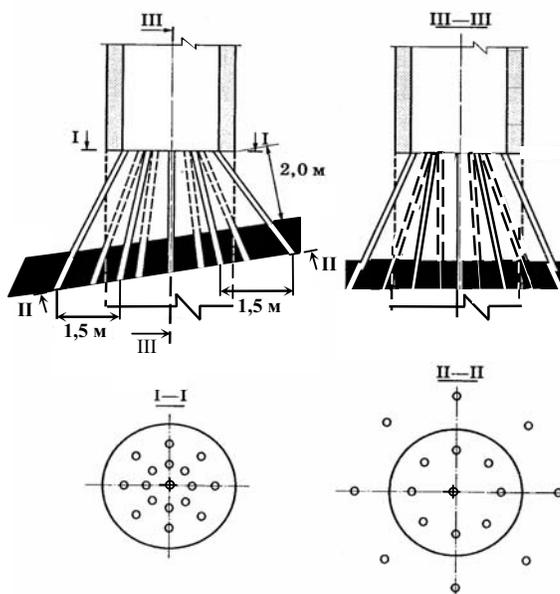


Рис. 2. Схема расположения дегазационных скважин при вскрытии пологих и наклонных пластов

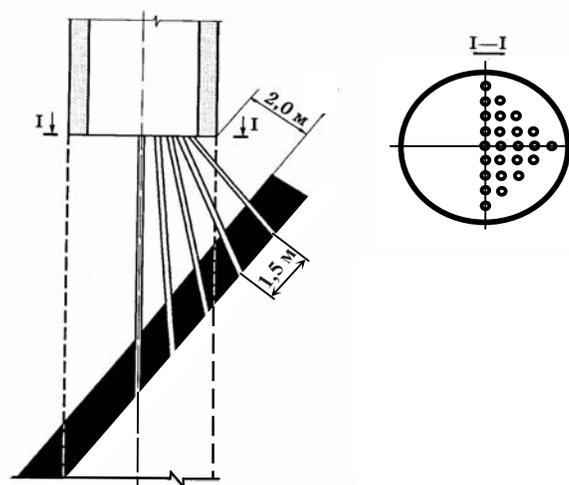


Рис. 3. Схема расположения дегазационных скважин при вскрытии крутых и крутонаклонных пластов

Точки выхода скважин из выбросоопасного угольного пласта должны быть расположены в пределах необходимой зоны его обработки на расстоянии от контура этой зоны не более $R_{эф}$, которое принимается равным 0,75 м. Дегазация считается эффективной после снижения давления газа в специально пробуренных контрольных шпурах до величины менее 1 МПа. При обнажении пласта дегазационные скважины бурят с расстояния 2 м до пласта по нормали. Расстояние от контура ствола до скважины и между ними в плоскости забоя последней заходки проведения ствола под защитой этими скважинами принимается не более 1,5 м, а их длину принимают из расчета постоянного опережения забоя ствола не менее, чем на 2 м [3,6].

При пересечении стволами угольных пластов дегазационные скважины бурят диаметром 200-250 мм, согласно ниже представленной схеме (рис. 4).

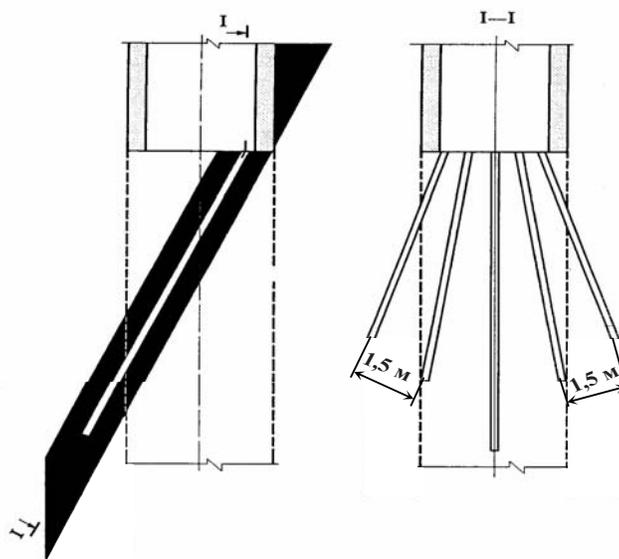


Рис. 4. Схема расположения дегазационных скважин при пересечении крутых и крутонаклонных пластов

Дегазация газосодержащего пласта при проведении квершлага также осуществляется скважинами, также пробуренными из забоя или из камер (рис. 5). Их бурение скважин начинают до подхода забоя квершлага к угольному пласту или газоносному пласту породы не ближе, чем на 5 м. При этом, скважины должны пересекать газоносный пласт пород или угольных пластов по окружности с диаметром равняющимся не менее удвоенной ширине выработки.

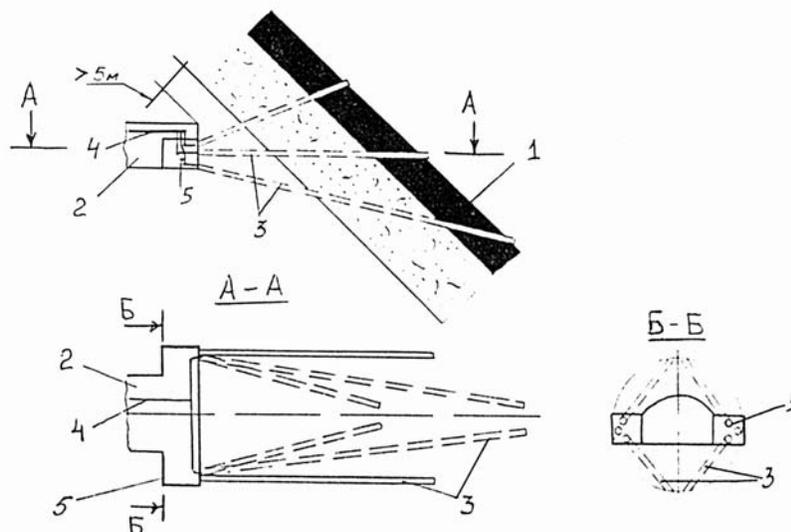


Рис. 5. Схема дегазации газоносного массива при вскрытии квершлагом: 1 – угольный пласт; 2 – квершлаг; 3 – скважина; 4 – дегазационный трубопровод; 5 – ниша

При проведении полевых выработок вблизи метаноносных угольных пластов скважины на них бурят с опережением забоя выработки. Бурение и оборудование скважин должно быть завершено до начала разгрузки сближенных пластов. Расстояние

между скважинами на подрабатываемый пласт составляет 20-25 м, на а надрабатываемый – 10-15 м.

При проведении выработок на расстоянии меньше 10 м от угольных пластов, залегающих в кровле, в случае опасности прорыва метана из почвы выработки при внезапном разрушении пород почвы нормативными документами рекомендуют осуществлять дегазацию по следующей технологической схеме (см. рис. 6) [5].

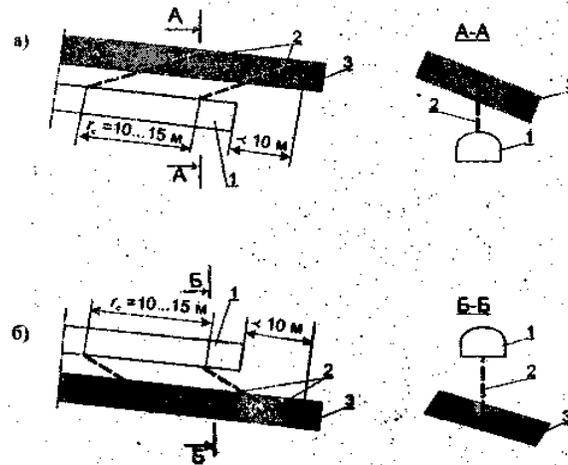


Рис. 6. Схемы дегазации при проведении полевых выработок: а) при проведении полевой выработки под угольным пластом; б) при проведении полевой выработки над угольным пластом; 1 – проводимая выработка; 2-скважины; 3 - угольный пласт

Дегазацию скважинами при проведении квершлагов осуществляют в месте подхода забоя квершлага к угольному пласту или пласту породы, опасному по газодинамическим явлениям, не ближе, чем на 5 м. Для снижения метанообильности выработок, которые проводят по угольному пласту, надо применять опережающую дегазацию скважинами длиной l_c от 100 м до 150 м, которые бурят под углом разворота к оси выработки φ от 15° до 20° (рис. 7). Расстояние между устьями скважин должно быть меньше длины скважин l_c на 15 ... 20 м.

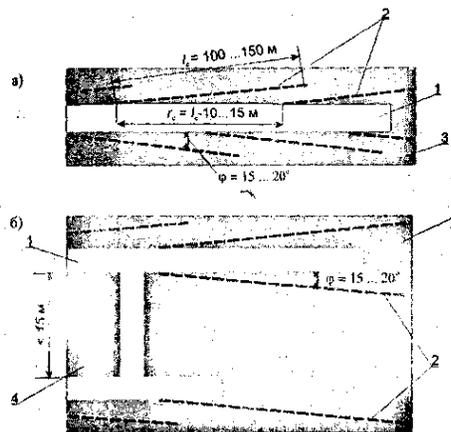


Рис. 7. Схемы опережающей дегазации скважинами при проведении подготовительных выработок по пологим пластам: а) при проведении одиночных выработок; б) при проведении парных выработок; 1 - выработка, которую проходят; 2- скважины; 3 - угольный пласт; 4 –целик уля; φ - угол поворота скважины

При проведении парных выработок дегазационные скважины необходимо бурить из каждой выработки. При проведении парных выработок с поочередным опережением одного из забоев и при ширине целика между выработками не превышающем 15 м, бурение скважин с обеих сторон выработки производят только для опережающего забоя. Причем, для выработки, которая проводится с отставанием, бурение скважин в боковой стенке со стороны целика не производят.

Для снижения газообильности выработок, проводимых по газоносным угольным пластам, на шахтах в достаточных объемах применяется предварительная дегазация пластов или текущая дегазация угольного массива вблизи проводимой выработки.

Предварительная дегазация угольного пласта проводится до начала проходческих работ, обычно по схемам, приведенным на рис. 8 и 9. Продолжительность каптирования газа выполняется по этим схемам не менее 6 и 12 месяцев, соответственно, для восстающих, горизонтальных и нисходящих скважин, буримых за контур будущих подготовительных выработок.

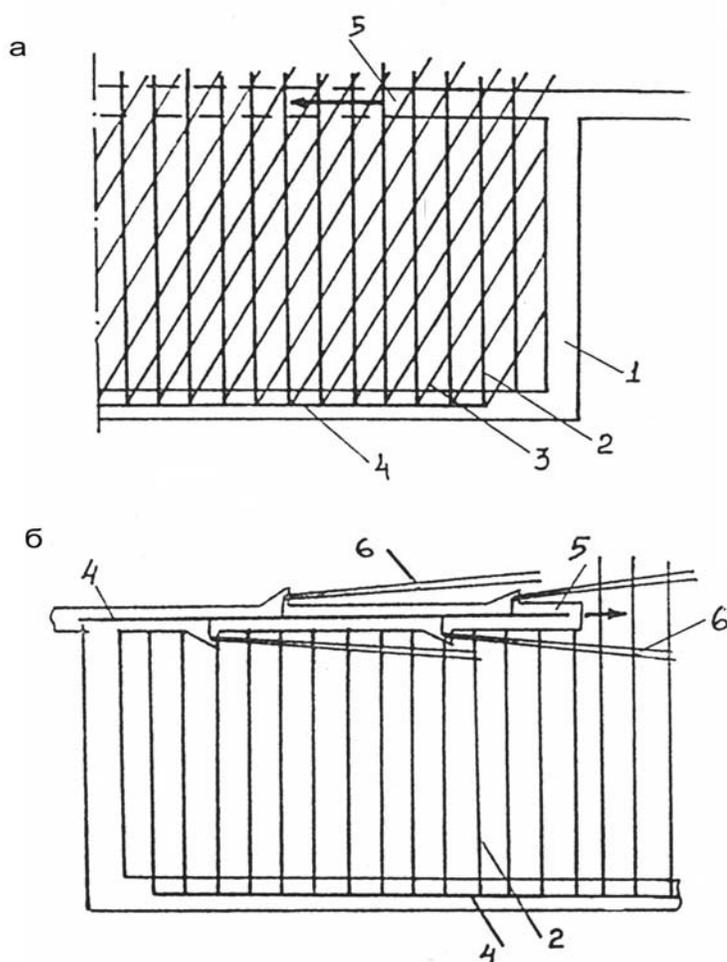


Рис. 8. Схема дегазации пласта восстающими скважинами, пробуренными за контуры проводимых выработок: а – перекрещивающимися скважинами; б – параллельными и барьерными скважинами; 1 – монтажная камера; 2 – скважина, параллельная забою; 3 – скважина, ориентированная на забой; 4 – дегазационный трубопровод; 5 – забой подготовительной выработки; 6 – скважина барьерная

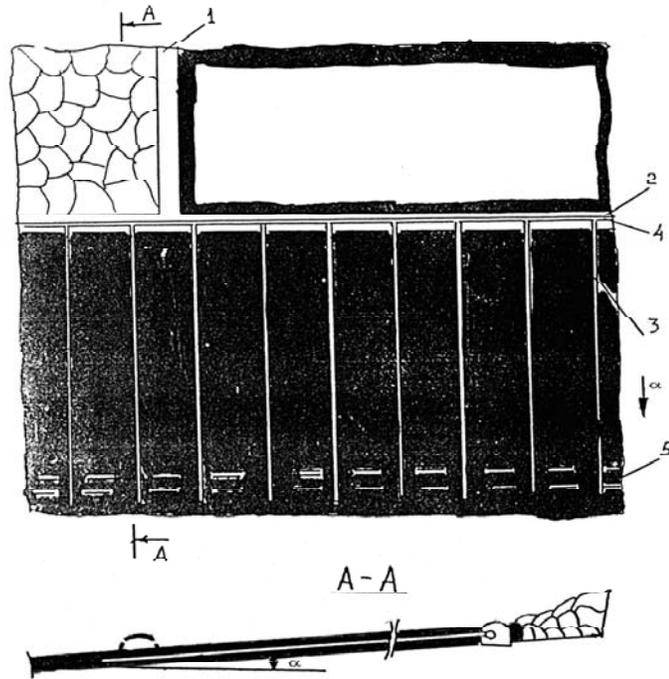


Рис. 9. Схема дегазации пологого пласта нисходящими скважинами, пробуренными за контуры будущей выработки: 1 – лава; 2 – штрек вентиляционный действующей лавы; 3 – скважина нисходящая; 4 – газопровод; 5 – штрек будущей лавы

При необходимости сокращения сроков предварительной дегазации пласта рекомендуется применять гидроразрыв угольного массива или гидродинамическое воздействие для повышения газопроницаемости пласта. Жидкость в пласт подается через скважину в статическом режиме, либо проводится поинтервальный разрыв пласта. Условия применения, способы и параметры гидроразрыва устанавливаются в соответствии с рекомендациями научно-исследовательских институтов. При проходке выработок гидроразрыв пласта осуществляется через скважины, пробуренные из забоя проводимой выработки, до бурения барьерных скважин [1,3,7].

Дегазация угольного массива вблизи проводимой выработки осуществляется с помощью барьерных или забойных и барьерных скважин в тех случаях, когда невозможно провести предварительную дегазацию угольных пластов. На пластах с высокой газоносностью, когда одной схемой дегазации не удастся снизить газообильность проводимой выработки, применяется комбинация нескольких схем дегазации.

Если не представляется возможным осуществить предварительную дегазацию угольного пласта, то во время проведения выработки производят бурение барьерных скважин (см. рис. 10 и 11). Барьерные скважины бурятся из камер под углом $3-5^{\circ}$ к оси выработки, а длина скважин до 100-150 м, расстояние между камерами на 15-20 м меньше длины скважин, устья скважин располагаются на расстоянии 2-2,5 м от стенки выработки. Оптимальное количество и расположение скважин для рассмотренных схем дегазации приведены в таблице 1. Если парные выработки проводятся с опережением одного из забоев и ширина целика между выработками не превышает 15 м, то бурение барьерных скважин с обеих сторон выработки проводится только для опережающего забоя [1].

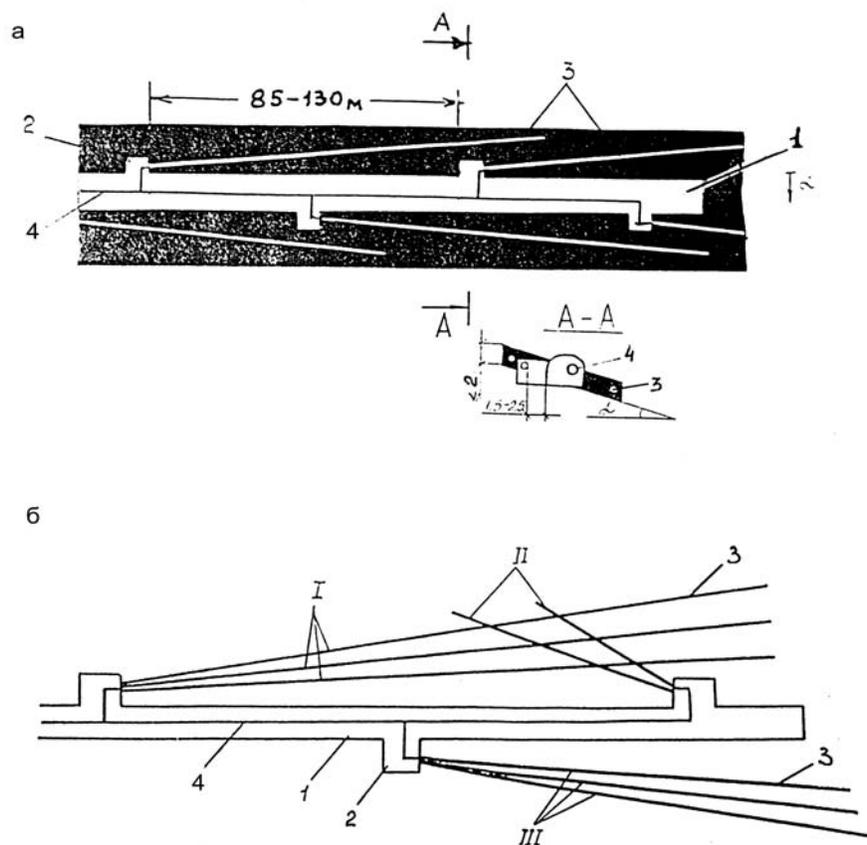


Рис. 10. Схема дегазации пласта барьерными скважинами: а – одиночные скважины; б – перекрещивающиеся скважины; I и II – серии перекрестных барьерных скважин; III – серия барьерных скважин; 1 – штрек; 2 – камера; 3 – скважина; 4 – газопровод

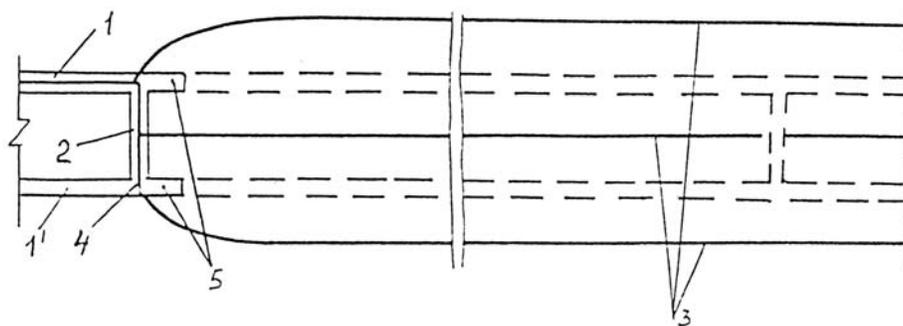


Рис. 11. Схема дегазации пласта длинными скважинами направленного бурения: 1, 1' - выработки; 2 – сбойка; 3 – скважины направленного бурения; 4 – дегазационный трубопровод; 5 – забои спаренных выработок

Табл. 1. Число и расположение барьерных скважин

Мощность пласта, м	Расположение выработки	Число скважин			
		по бокам выработки	в почве выработки	в кровле выработки	всего
6-8	В верхней части пласта	4	2	-	6
6-8	В середине	4	-	-	4
6-8	В нижней части пласта	4	-	2	6
4-6	В верхней части пласта	4	-	-	4
4-6	В нижней части пласта	4	-	-	4
2-4	В пласте	4	-	-	4
менее 2	В пласте	2	-	-	2

При расположении полевой выработки не далее 30 м от крутого угольного пласта дегазацию целесообразно осуществлять скважинами, пробуренными в крест простираения пласта (рис. 12). При этом сами скважины бурятся из полевой штрека таким образом, чтобы один ряд скважин располагался на 2-4 м выше будущей выработки, а другой ряд скважин - вблизи оси выработки.

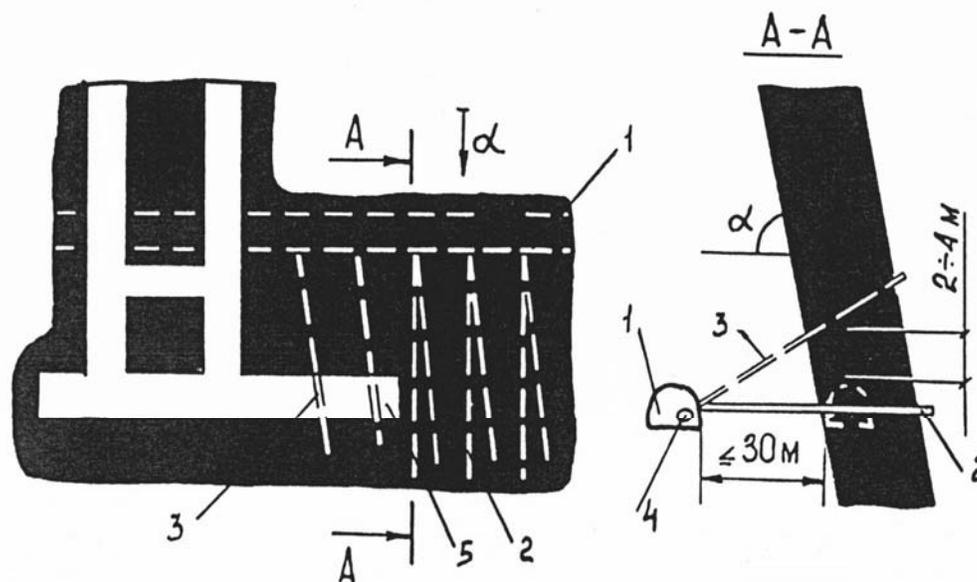


Рис. 12. Схема дегазации крутого пласта скважинами, пробуренными из полевой выработки: 1 – полевая выработка; 2 – скважина вблизи оси проводимой выработки; 3 – скважина над будущей выработкой; 4 – дегазационный трубопровод; 5 – пластовая выработка

При проведении выработок вблизи геологических нарушений или при пересечении последних скважины бурят из камер заблаговременно за 30-40 м до подхода забоя выработки к самому нарушению. Скважины должны пересекать зону геологического нарушения как внутри контура будущей выработки, так и на расстоянии двух-трех ее диаметров от оси выработки. В таблице 2 приведена возможная эффективность различных способов дегазации при проведении выработок по угольным пластам.

Табл. 2. Эффективность дегазации угольных пластов при проведении выработок

№	Способ дегазации	Коэффициент дегазации		Мин. величина разрежения	
		Без гидро-разрыва	С предварительным гид-роразрывом	КПа	мм рт.ст.
1.	Дегазация угольного массива по схеме:				
	рис. 1	0,15-0,2	0,2-0,3	13,3	100
	рис. 2	0,2-0,25	0,3-0,35	13,3	100
	рис. 3,а	0,3-0,4	0,4-0,5	6,7	50
	рис. 3,б	0,2-0,3	0,4-0,5	6,7	50
	рис. 4	0,2-0,25	0,25-0,3	13,3	100
	рис. 7	0,25-0,3	0,35-0,45	6,7	50
2.	Дегазация барьерными скважинами по схеме:				
	рис. 5,а	0,15-0,2	0,25-0,3	6,7	50
	рис. 5,б	0,2-0,3	0,25-0,35	6,7	50
	рис. 6	0,2-0,3	0,3-0,4	6,7	50

Рассматривая методы дегазации, применяемые при проведении подготовительных выработок, необходимо выделить и мероприятия предупреждения и борьбы с газовыми суфлярами. В основном для предупреждения суфлярного метановыделения в проводимые тупиковые выработки рекомендуется применять схемы скважинной дегазации окружающего выработку массива. При применении противосуфлярных мероприятий скважины бурят в предполагаемую зону суфлярных трещин с применением устройства, позволяющего отводить газ в газопровод еще в процессе бурения. После окончания бурения и герметизации скважины она сразу подключается к дегазационному трубопроводу. Причем скважины должны оставаться подсоединенными к вакуумной линии не только в период проведения выработки, но и в период ее эксплуатации до прекращения суфлярного газовыделения.

При возникновении суфляра необходимо интенсифицировать процесс дегазации предполагаемого источника его формирования путем повышения вакуума на скважинах. Если такое мероприятие не дает положительного результата, то необходимо бурение дополнительных скважин. При наличии доступа к суфлярным трещинам, обнаруженным в почве выработки, рекомендуется производить отвод газа в дегазационную сеть из-под каптажных колпаков, перекрывающих опасные трещины (рис. 13). Колпаки чаще изготавливаются из бывших в употреблении рештаков, металлических вентиляционных труб или листового железа.

Размеры колпака определяются протяженностью видимых суфлярных трещин. При выделении метана на большой площади устанавливается несколько колпаков. Перед установкой колпаков на площади выделения газа обычно в выработке снимается слой угля или породы на глубину 30-40 см. Для создания большей герметичности вокруг колпаков устраивается бетонная или глиняная подушка. На самом колпаке предусмотрен патрубок, посредством которого колпак через гибкий шланг сообщается с газопроводом. Величина разрежения под колпаком обычно должна быть в пределах 30-50 мм рт. ст. Допускается отвод газа из-под колпака в выработку с исходящей струей воздуха при наличии в ней камеры смешения. В случае, если вместе с метаном выделяется вода, то вблизи колпаков необходимо смонтировать водоотделитель

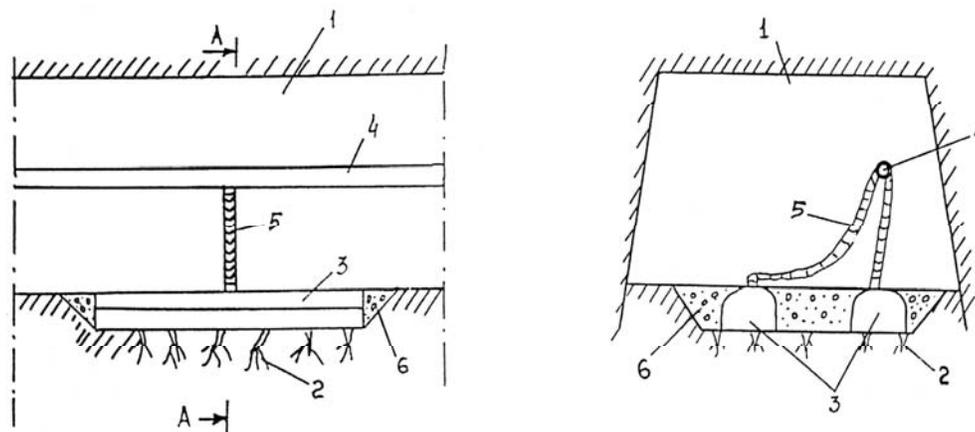


Рис. 13. Схема отвода суфлярных газов при помощи каптажных колпаков: 1 – выработка; 2 – массив угля или пород с суфлярными трещинами; 3 – каптажный колпак; 4 – дегазационный трубопровод; 5 – гибкий шланг; 6 – подушка, герметизирующая колпак; 7 – труба с вентилем для слива воды

При весьма интенсивных суфлярных выделениях газа, когда невозможно применить указанные выше способы или они оказываются неэффективными, выработку с суфляром рекомендуется изолировать перемычкой. Перемычка устанавливается ближе к забою выработки с таким расчетом, чтобы изолировать обильные суфляры. Газ из изолированной выработки или ее части отводится по трубе в дегазационный газопровод (см. рис. 14).

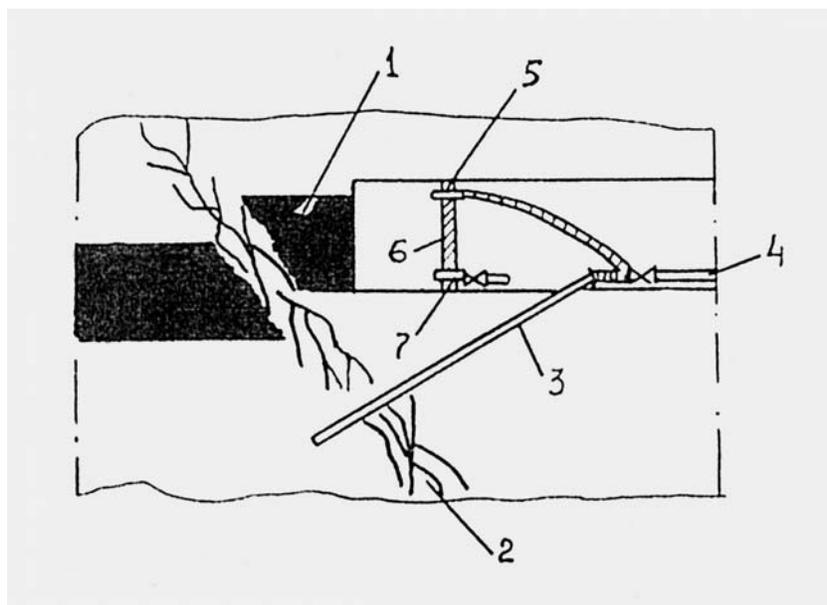


Рис. 14. Схема извлечения метана из суфлярных трещин средствами дегазации путем бурения скважин и возведения изолирующей забой перемычки: 1 – угольный пласт; 2 – геологическое нарушение; 3 – скважина; 4 – газопровод; 5 – труба для отвода газов; 6 – перемычка

На выбросоопасных угольных пластах бурение скважин, герметизацию их, оснастку, отвод метана в газопроводы, водоотделение и контроль режима их работы производят в соответствии с требованиями нормативного документа [2]. Контроль содержания метана в газовой смеси, извлекаемой стационарными вакуум-насосными станциями, должен быть непрерывным и осуществляться автоматическим газоанализатором, выдающим команду на включение аварийной сигнализации и прекращение подачи газа потребителю при содержании метана менее 25 %.

Контроль эффективности дегазации надрабатываемого выбросоопасного угольного пласта в подготовительных выработках выполняют по начальной скорости газовыделения из контрольных шпуров. В случае установления неэффективности дегазации в подготовительной или очистной выработке вводят прогноз выбросоопасности, а в опасных зонах, выявленных прогнозом, применяют локальные способы предотвращения внезапных выбросов угля и газа.

Схемы расположения и параметры дегазационных скважин при их применении в качестве мер борьбы с прорывами газа в действующие горные выработки должны быть согласованы с МакННII, утверждены главным инженером шахты и включены в паспорт проведения этих выработок.

Библиографический список

1. **Методические** рекомендации о порядке дегазации угольных шахт: РД-15-09-2006/ Федеральная служба по экологическому, технологическому и атомному надзору РФ.- М.: ОАО «НТЦ «Промышленная безопасность», 2007.- 255 с.
2. **Правила** ведения гірничих робіт на пластах, схильних до газодинамічних явищ: Стандарт Мінвуглепрому України: Видання офіційне СОУ 10.1.00174088-2005. – Макіївка: МакНДІ, 2005. – 222с.
3. **Минеев С.П., Рубинский А.А., Борщевский С.В.** О методологии пересечения стволами выбросоопасных пластов // Науковий вісник НГА України.- Днепропетровск.- Вип.1, 2004. -С. 15 -19.
4. **Правила** безопасности в угольных шахтах.- Киев: Основа, 2004.- 420 с.
5. **Дегазация** вугільних шахт. Вимоги до способів та схеми дегазациї: СОУ 10.1.00174088.001-2004, Київ: Стандарт Мінпаливенерго України, 2004.- 162 с.
6. **Минеев С.П., Рубинский А.А.** Проведение выработок проходческими комбайнами по выбросоопасным угольным пластам и породам.- Днепропетровск: Дніпро, 2007.- 384 с.
7. Гидродинамическое воздействие на газонасыщенные угольные пласты/ **А.Ф. Булат, К.К. Софийский, Д.П. Силин** и др.- Днепропетровск: Поліграфіст, 2003.- 22 с.
8. **Технологические** схемы разработки пластов, опасных по внезапным выбросам угля и газа.- М.: ИГД им. А.А. Скочинского, 1982. - 225 с.

© *Минеев С.П., Рубинский А.А., Маркин В.А., Борщевский С.В., Беличенко Е.В., 2007*

УДК 622.3

MILAN MIKOLÁŠ (VŠB - Technical University of Ostrava, Czech Republic), OLEG MOROZ (DonNTU)

ASSESSMENT AND EVALUATION OF DOLOMITES OF THE VALLEY, RAJECKÁ DOLINA, FOR THEIR UTILISATION IN VARIOUS BRANCHES OF INDUSTRIAL PRODUCTION

The most promising uses of dolomites in nontraditional branches of industry are presented.

1. Introduction

For the current comprehensive evaluation of dolomites what is used is the results from exploratory works and expert opinions (if applicable), results from the study “Slovakia-Dolomites, Prospecting (Study)” that is under evaluation at present, new norms and qualitative criteria and requirements, results from application tests in research institutes for particular uses and also the knowledge and findings from the foreign and domestic utilisation of dolomitic raw materials for new, nontraditional applications.

For better orientation and comparison, we provide in the study an overview of the present utilisation of dolomites abroad, an overview of the largest mining organisations concerned with the mining of dolomites in the world with outputs and uses and also an overview of the present utilisation of dolomites in our country.

In the framework of economical considerations, we present an overview of imports and exports of dolomites and products from dolomites, with relations of prices (processed according to data as of the year 1987).

To give a better picture, we attach a general map of dolomite distribution in the area of the Rajecká dolina valley with plotting the deposits evaluated.

2. The Present Utilisation of Dolomites Abroad and in the Slovak Republic

2.1. Overview of Dolomite Utilisation Abroad

According to the latest information on the utilisation of dolomites abroad, the main branch of consumption is metallurgy, more specifically the manufacturing of refractory materials for the lining of metallurgical furnaces. In smaller amount, dolomites are used in the ceramic, cement, glass industries. Further, they are used for the desulphurisation of flue gases, the purification of waste water, in agriculture and forestry and also for prevention against self-ignition and mine fires and for desulphurisation in thermal power plants.

Other branches of industry, for instance, the national health sector, the manufacturing of filling materials, chemical industry, and others, use dolomite in a lesser degree. Generally, it can be stated that abroad an effort is made to replace magnesite and products from it by dolomite. It holds true especially in the metallurgical industry. This is given by the fact that the refractory lining of dolomite is economically more advantageous than refractory materials of magnesite. In Japan it has been proved that linings of dolomite stand several-fold higher number of heats than linings of magnesite. In Japan the company, CHEMICAL INDUSTRY CO LTD., manufactures $Mg(OH)_2$ for non-combustible plastics. Being heated, magnesium hydroxide liberates water vapour (at about 350 °C) that prevents the inlet of oxygen and thus stops combustion. Therefore, it is usable mainly for polyolefin plastics that are treated at the temperature of about 220 °C.

The manufacturing of filling materials presupposes the crushing of raw material with subsequent drying and milling below the boundary of 60 µm. The majority of so-called micro-ground (very finely ground) filling materials have, however, the size of articles less than 10 µm and are used in the production of plastics, rubber, coating compounds, paper, and others. The high chemical purity, mainly a low content of iron oxide (hundredths of percent) and manganese oxide (thousandths of percent) and high brightness of product are required. The production of filling materials should, in accordance with the growing manufacturing of plastics, markedly increase in the next decades.

To reduce (mitigate) the consequences of emissions, aviation and other procedures of applying limestones and dolomites are used abroad. During the last 30 years, about 1500 lakes have been treated in Sweden. Thus, considerable water acidulation has been, at least partially, successfully neutralised. Costs of this action amounted to about 15 million dollars. With regard to permanent acid deposition, this action must be repeated in the next years.

In the year 1983, the Swedish government dropped 10 million dollars on acid deposition abatement. Researches abroad showed that, in addition to liming, fertilising with carbonates also helps forest and other stands. In this way the overall health status of plant association is improved, and thus its resistance to acid precipitation is increased as well.

In the construction industry, dolomite is used for its hardness, compressive strength and resistance to abrasion, especially as the road base material, for the manufacturing of Sorel cement and dolomitic lime for mortar materials. It is supposed that the consumption of dolomites for facing materials will grow.

The consumption of dolomites in agriculture, where dolomite plays a double role, is rather stable. It decreases the acidity of ground and by its basic nature and by the content of calcium, but mainly of magnesium, it influences the content of these nutrients in the soil. With regard to acid precipitation and a growing lack of the content of magnesium in the soil in the last decade it is supposed that the consumption of dolomites for this use will significantly increase.

At glass making, dolomite represents one of the most important admixtures, because magnesium oxide gives the glass important properties and favourably influences the process of melting. It is expected that the consumption of dolomites in glass making will have a permanent 3-4% increase. As far as the other applications are concerned, the use of dolomites in the manufacturing of some mineral fertilisers, as an admixture of food for animals, the utilisation of fine dolomite dust as a means for the reduction of explosion hazard in coal mines, further for the production of some chemical compounds (basic magnesium carbonate, magnesium carbonate and calcium carbonate, magnesium oxide and magnesium hydroxide) should be mentioned.

The next special use of dolomites is the manufacturing of dolomite pills for medical purposes, the manufacturing of mineral fibres and wool, water purification and the use in the manufacturing of special ceramic products.

An overview of chemical compositions of typical dolomites given by some companies is presented below:

Table 1

Country- company	%					Use
	MgO	CaO	Fe ₂ O ₃	Al ₂ O ₃	SiO ₂	
England (Steeley)	20.8	30.1	0.5	0.2	0.5	refractory materials
Ireland (Quigley)	20.8	30.8	0.8	0.2	1.5	Mg from sea water
Norway (Norwegian Talc)	21.7	30.3	0.04	0.03	-	filling material
Spain (Iberdol)	21.7	31.1	0.1	0.02	0.05	glass
USA (Basic)	21.6	30.5	0.05	0.1	0.2	refractory materials metallurgy
Poland (Olbrzychowice)	20.6	30.6	0.13	0.13	0.47	special use

If we compare the chemical composition of these several chosen used dolomites from specific countries with dolomites in the Slovak Republic, we can state the following:

As for the content of basic components (CaO, MgO), our dolomites altogether correspond to foreign dolomites. However, our dolomites are of quality and purity incomparably higher as for the content of aluminosilicates (Al₂O₃, Fe₂O₃, SiO₂). Only the mentioned mined dolomites from Norway and the USA approximate to the average chemical composition of Slovakian dolomites.

3. Possibilities of Utilising Dolomites in Nontraditional Branches of Industry and Summary Achieved Results of Researches

3.1. Application to the production of refractory materials.

Up to now dolomite has not been used for this purpose. As a consequence, neither norms nor technical requirements for the raw material for this application exist. However, in other countries sintered dolomite has already been produced earlier, and therefore on the basis of knowledge, dolomite with the following composition is regarded as the ideal raw material:

47% annealing loss, 32% CaO, 20% MgO, 0.2% Al₂O₃, 0.2% SiO₂, 0.5% Fe₂O₃ and 0.1% other oxides.

Dolomites of such a composition are there not in Slovakia (mainly Slovak dolomites do not contain such high percentage of iron oxide) and that is why tests of dolomites that are prevailing in Slovakia and that are close, by their character, to the dolomites just from the area of the Rajecká dolina valley were conducted. The composition is as follows:

annealing loss	46.11-46.68	Fe ₂ O ₃	0.06-0.21
SiO ₂	0.08-0.28	CaO	29.57-31.88
Al ₂ O ₃	0.05-0.21	MgO	18.06-22.16

The tests dealing with dolomite sintering performed at the temperature of 1800, 1900 and 2000 °C have shown that by direct firing any sintered dolomite with the effective porosity of less than 7%, which is one of parameters of good-quality sintered dolomite, cannot be obtained. A cause is the high chemical purity of samples. A low content of oxide admixtures (SiO₂, Al₂O₃ and Fe₂O₃), which is suitable from the point of view of thermo-mechanical properties and corrosion resistance of dolomitic buildings materials, affects unfavourably the sintering ability of dolomites. The manufacture of high-quality basic building materials with high thermo-mechanical qualities and also with high corrosion resistance is, however, conditioned by the use of sinters of high density at the maintenance of as low as possible content of admixtures.

One of possibilities of obtaining metallurgical sintered dolomite is an increase in the content of oxide admixtures, especially Fe₂O₃. For the production of sintered dolomite with required parameters, a technological procedure has been developed (VUHK Bratislava) that consists in the decarbonisation of raw material at the temperature of 1050-1100 °C, hydration with adding 0.4% of Fe₂O₃, fine grinding, briquetting and briquette baking at the temperature of 1700 °C to the sinter. By this technological procedure, even from dolomites of pure chemical composition, 25 kg of sinter with the average porosity of 4.1% and a chemical composition given below was produced:

0.46% SiO₂, 0.11% Al₂O₃, 0.68% Fe₂O₃, 57.82% CaO, 40.93% MgO.

3.2. Use in agriculture

To this use requirements stated in the norm PN 721470 – Dolomite for Agriculture apply. Dolomite for this use must have the following chemical composition: the minimum CaO percentage of 30.4% and the minimum MgO percentage of 19.7%. This norm permits more than 10% of 2.8 mm oversize product; any 4 mm oversize product is not allowable.

In agriculture dolomite is mainly used for soil enrichment with magnesium and calcium, and for decreasing soil acidity, because it changes markedly a soil pH; the time of change being dependent on dolomite grain composition. This can significantly contribute to the increase in yields. By dolomite use, the import of kieserite can be reduced, the imported amount of which only just covers the demand of Mg-demanding special crops (hopgardens, fruit planting). Besides, this fertiliser cannot be used for all types of soils – soil acidity being decisive.

Annually about 700 000 t of dolomites is to be imported into the Czech Republic, where soil is more contaminated by acid rain.

Dolomite for feed mixtures

For tests and balance tests the following criteria were determined by the Research Institute of Animal Nutrition at Pohořelice:

Mg content	min. 10%
Ca content	min. 20%
Insoluble residue in 15% HCl	max. 5%
Dry matter content	min. 98%
0.5 mm oversize	less than 0.2%
0.2 mm oversize	max. 10%
As content	max. 2 mg/kg; Pb - max. 10 mg/kg; Cd – max.

the lowest

Slovakian dolomites were tested with the positive result. The carbonate form $\text{Ca}_2\text{Mg}(\text{CO}_3)_2$ acts as buffering substance in digestive processes; dolomite in the feed mixture favourably influences the metabolism of animals, acts as prevention against diseases due to a lack of magnesium, and higher live-weight gains were achieved than in the case of application of commonly used Magnolite (dusts from magnesite).

For this kind of application, dolomites are suitable after grain size adjustment.

3.3. Application to Forestry

As a consequence of developing industrial activities, a higher increase occurs in industrial exhalations that, to an ever-growing extent, damage forests and cause their decline. The main component of such industrial emissions is sulphur dioxide (SO_2) and, in addition, the compounds of chlorine, nitrogen, arsenic, mercury, lead, vanadium, selenium, cadmium, beryllium, and others. These emissions affect forests both directly and by binding to atmospheric moisture when in the form of acid rain go to places distant even thousands of kilometres from the place of origin. Areas with a heavy concentration of industries are affected by such emissions most.

The Czech and the Slovak Republic belong to the foremost world producers of sulphur dioxide exhalations per inhabitant. Annually 1.0 million t of sulphur gets into the atmosphere, of which 550 000 t is deposited in the Czech territory and the remaining amount in surrounding countries. On the other hand, from the surrounding countries (mainly Poland and Germany) about 1 million t comes also to the country annually.

In the Czech and the Slovak Republic, annual pH values of precipitation move in the range from 4.1 to 4.5 (i.e. acid rain) at the average; rain acidity being decreasing slightly from north-west to south-east. However, strongly acid rain having a pH of 2.5 is not any exception.

Annual numerated losses (1985) due to the contaminated atmosphere were about $3.5 \cdot 10^9$ CZK only in the Czech country itself; the losses in plant production were about 470 million CZK, 420 and 150 million CZK in forestry and national registered landmarks, respectively, and the rest is represented by inestimable items. Therefore, it is necessary to proceed speedily to the neutralisation of forest land. Merely in the Czech country, more than one third of forests is damaged; 5% of them showing visible damage. In Slovakia about 1/5 of forests is damaged.

For immediate responses and rapid decreasing soil acidity, very finely ground limestones (designated as VJM) and dolomites of 11 and 12 classes with the particle size of 60, or 40 microns are suitable. They are effective only for 3 months. After that, quantitative decomposition and absorption by soils, or washing out will occur. These fine fractions are difficult-to-disperse during aerial dusting within undesirable distances; on the other hand, they can be drawn into the engine bay by the propeller blast of the helicopter. For these reasons, after experience of forest plants, that fraction of limestones and dolomites was chosen for aerial ap-

plication that had the particle size of the range from 2 to 4 mm. These particles gradually dissolve in one year, or two.

3.4. Application to the production of refractory materials

In this branch of industry, dolomites are not used for coating compounds yet, but with reference to a lack of filling materials dolomites are being tested in the company, Chemolak Smolenice, to be used in some products. Partial results of researches conducted in the Research Institute of Coating Materials in Prague show that for this application, only very pure dolomites of the fractions of 0-10 microns and 0-40 microns are acceptable.

3.5. Application of dolomites to the national health sector

On the basis of works performed by research workplaces abroad it has been found that a lack of daily dosage of magnesium ions is a cause of many diseases. To balance the lack of magnesium salts in the organism, dolomite pills available freely in pharmacies and chemist's are manufactured in many countries.

If we compare our dolomites with the valid Polish norm ZK-86/Mo-126 that was stipulated for the evaluation of dolomites for special purposes, and thus also for the public health sector we shall find that also some of our chemically pure dolomites satisfy this norm.

3.6. Application of dolomite for the production of half-calcined dolomite (HCD)

HCD is produced by dolomite heating at the temperature ranging from 720 to 750 °C at about 2-hour holding time. At this temperature the first-step firing takes place, when MgCO_3 only decomposes and CaCO_3 remains unchanged. With researches into HCD especially the Research Institute of Building Materials in Brno is concerned. For this application, dolomites from several localities of the Bohemian Massif and also from the area of Slovakia were tested. Generally, it was stated that dolomites from Slovakia are more suitable for HCD firing.

3.7. Production of dolomitic lime

A change in the technology of firing from HCD to Vienna lime consists merely in an increase in the firing temperature to about 1000 °C. Vienna lime (dolomitic) is a mortar of high quality that, as for parameters, is altogether up to air-hardening lime. It contains more than 7% of MgO and is produced by firing dolomitic limestone or dolomite below the boundary of sintering. In comparison with air-hardening limes, it is fired at lower temperature so that any MgO burnout cannot occur. Dolomitic lime is used for the preparation of plasters, bleaching and primarily in metallurgy, where it serves the so-called desulphurisation of ores of lower quality that are rich in sulphur. It is added in the form of pellets. Dolomitic lime increases the life of linings and further, magnesium improves the quality of iron castings. Dolomitic lime is used successfully in all world steelmaking plants.

3.8. Dolomite in steel and iron making

Burnt dolomite (dolime) is used at steel making as slag-forming admixture that reacts with impurities in the melt (S, P, Si, Al) and forms easily melt slag that can be easily separated from metal (steel). In the USA, the burnt lime that is very active (with the 90-93% of CaO, 0.02-0.6% of S) was used as slag-forming admixture at first. Later it was proved that the replacement of a part of burnt lime in the charge by burnt dolomite resulted in the extension of the life of furnace lining. In the Great Britain, 8.8 kg of burnt dolomite and 76.7 kg of burnt lime were used for the production of 1 t of steel. In the year 1984, it was already 22.4 kg of burnt dolomite and 55.98 kg of burnt lime. At steelmaking, dolomite is used for phosphorus removal.

3.9. Dolomite at agglomeration (pelletizing-sintering)

Ground dolomite of the 0.5-4 mm grain size is an indispensable raw material for agglomeration (sintering) of powder Fe-ores that cannot be otherwise used for iron making in blast furnaces. Heated Fe-ores or hot pre-reduced ores are mixed with about 5% of dust coal and limestone or dolomite for briquetting. Volatile components from coal act as binder and no tar is needed. This also ensures the homogeneity of ore granules formed.

3.10. Dolomites for glass making

After siliceous sand and soda, carbonate rocks are the third most important component of the glass batch. The main importance of carbonate rocks consists in the fact that they serve as the source of CaO, which is the most important slagging medium in lime-soda glass. Although dolomite also acts as a slagging medium, limestone can be replaced by it only partially, and wholly only exceptionally.

The significance of dolomite in the glass batch rests on the fact that it diminishes a tendency towards devitrification and thus decreases losses, slows down the chemical disintegration of glass by the acting of gases and air moisture, improves glass workability (decelerates solidification); in the case of coloured glass it decreases the dependence of viscosity on temperature, increases the resistance of glass to fracture caused by heat shock, improves the melting process.

At the production of flat float glass, MgO supplied by dolomite prevents the reaction between glass and molten tin.

3.11. Dolomites for desulphurisation

Another important area to which dolomite can be applied is the desulphurisation of combustion products produced in power generating plants and heating plants at the fluidised combustion of low-quality coal. The optimum grain size composition of used dolomite differs in various sources of information; it moves in the range from 0.6 to 4.0 mm.

Desulphurisation is performed in a dry or wet way. The latter method seems to be more suitable, and thus its description is given below:

Sulphur dioxide from flue gases is sorbed in the suspension of calcined magnesite (lesser quality is sufficient) to form water-soluble MgSO_4 . The oxidation of tetravalent sulphur to hexavalent sulphur is catalysed by heavy metals present in fly ash (to increase their activity, a small amount of chlorine is added). From the solution, insoluble components are removed (fly ash, remaining magnesite) and present MgCl_2 is converted by adding CaCl_2 to $\text{CaSO}_4 \cdot 2 \text{H}_2\text{O}$ and the MgCl_2 solution that is, after calcium sulphate dihydrate separation, precipitated by dolomite or dolomite limestone. The precipitate $\text{Mg}(\text{OH})_2$ is separated, the solution of calcium chloride is after thickening returned to the process.

Sulphur dioxide removed from flue gases is bound to the waste product (power plant gypsum); during the process it performed Mg refining, for which another acid would otherwise have been necessary.

By several works it has been proved that dolomitic materials are more suitable for removing sulphur oxides from combustion products than limestones. Moreover, it has turned out that the efficiency of desulphurisation is indirectly proportional to the size of coal particles and that it increases linearly with the Ca/S increasing ratio. It is practically insensitive to changes in the partial pressure of SO_2 .

It has also been proved that each dolomite has its own degree of sulphitation even if dolomites are chemically identical. Therefore, it is necessary to test each dolomitic raw material before using.

3.12. Dolomites for the production of magnesium metal

In the last several ten years, magnesium has become to be a strategic element; dolomite is one of raw materials from which magnesium can be obtained (in addition to magnesite and sea brines). A cause is a versatile utilisation, small weight, good dimensional stability, easy workability and excellent damping capacity of metal contributing to the fact that Mg is becoming a successful competitor of Al and other metals. Mg is soft, flexible; by alloying with a small amount of Al and Mn we shall obtain a hard, strong alloy. The electron metal contains 90% Mg, 10% Al and traces of Zn, Cu – it has the density of about 1.8 gr/cm³ (E. Malá, 19887).

3.13. Dolomites chemically treated - production of Mg(Cl)₂ + CaCO₃

In the ATNS in Košice, high-quality magnesium hydroxide and calcium carbonate as a by-product were produced in the framework of tests from dolomites by using the so-called non-waste technology (by means of ammonium chloride). According to the latest knowledge, its quality equals to that of imported hydroxide. Magnesium hydroxide has, with regard to its properties and high brightness (more than 92), a wide spectrum of applications – fillings into plastics, paper, the production of refractory sinter, in rubber industry, in celluloses, in magnesium metallurgy, in nuclear power, pharmaceuticals, chemistry, and others.

The production of good-quality magnesium hydroxide is regarded as one of the most effective utilisation of the dolomitic raw material.

3.14. Dolomites for the production of fillings

In this sense, dolomite is widely used mainly in the manufacture of surface-treated, or untreated filling materials that can be applied to various kinds of plastics, veterinary drugs, acrylic dispersion binding materials, etc. For this application, strict criteria for the chemism of raw material are prescribed, namely in the content of trace elements, high brightness of raw material (more than 85) and low abrasiveness.

After testing fillings produced from dolomites it has been found that chemism and physical parameters will fully comply. In many aspects they are even better than limestones used. Manufactured products were, however, owing to the original low brightness of dolomitic raw material, grey to dark grey, which was with the majority of products undesirable and inadmissible.

4. Conclusion

We wanted to indicate in brief the most promising uses of dolomites in nontraditional branches of industry. Not all are included here, because dolomite has many possibilities of using. Besides the above-mentioned uses, dolomites can be further used for the following purposes:

- cleansing means production
- foundry mould production
- grinding means production (on the HCD base)
- the production of dry plaster mixtures and internal plasters
- the production of inorganic fertilisers
- pesticide production
- cellulose production
- in the rubber industry
- in the production of cements and adhesives
- in the disposal of waste acids
- in protection against mine fires
- filling materials for tars

- the production of monolithic inorganic laminar slabs
- in the production of oxychloride cements
- dolomite into Sorel cements.

© Milan Mikoláš, Oleg Moroz, 2007

УДК 622.257.1

ДОЛЖИКОВ П.Н. (Антрацитовский факультет ВГУ им. В.Даля), ШУБИН А. А. (Шахтинский институт Южно-Российского государственного технического университета (НПИ))

ПРИБЛИЖЕННОЕ РЕШЕНИЕ ЗАДАЧИ О ТЕЧЕНИИ ТАМПОНАЖНЫХ РАСТВОРОВ В НАПОРНОМ РЕЖИМЕ

Рассмотрен процесс течения растворов под давлением в области уже заполненной при безнапорном режиме течения закладочного материала. Установлена линейная зависимость давления от радиуса проникания

Точное аналитическое решение задачи фильтрации нестабильных суспензий весьма затруднительно, потому что в классической постановке к основной системе уравнений гидродинамики суспензии для получения ее замкнутости необходимо присоединить уравнение кинетики процесса осаждения твердой фазы. Основные усилия для решения задач течения нестабильных суспензий были предприняты в процессе работы над проблемой фильтрации цементных растворов [1]. При этом предполагалось, что реологическая кривая суспензий соответствует линейному закону трения Ньютона и характеризуется постоянным коэффициентом динамической вязкости. Это означает, что единственным условием устойчивости суспензии является турбулентный режим потока. Такой режим движения соответствует режиму транспортировки угольных суспензий и фильтрации разбавленных цементных растворов в трещинах горных пород.

Известные решения не могут удовлетворять требованиям, предъявляемым к закладочным материалам, которые должны иметь минимальную усадочность, т.е. быть высококонцентрированными.

Напорный режим течения возникает после заполнения выработки в месте выхода суспензии из скважины в выработку. Очевидно, что условием для начала формирования напорного режима является равенство сечения нагнетательного трубопровода и потока суспензии в выработке.

Будем рассматривать процесс течения нестабильных концентрированных суспензий под давлением в области уже заполненной в процессе безнапорного режима течения. При этом необходимо учитывать следующие условия:

- в процессе движения реологические характеристики суспензии остаются неизменными;
- нестабильные высококонцентрированные суспензии подчиняются реологическому закону Бингама – Шведова;
- ограничением движения нестабильных суспензий является равенство скоростей течения и седиментации;
- течение стационарно и скорость движения не зависит от времени;

– рассматривается течение в горизонтальном слое и массовыми силами при этом можно пренебречь.

Рассмотрим течение неустойчивой суспензии в плоском слое, высота которого является исчерпывающей характеристикой, при этом не происходит уменьшение скорости течения с расстоянием от скважины. Эпюры напряжений, реализующихся в плоском слое, приведены на рис. 1.

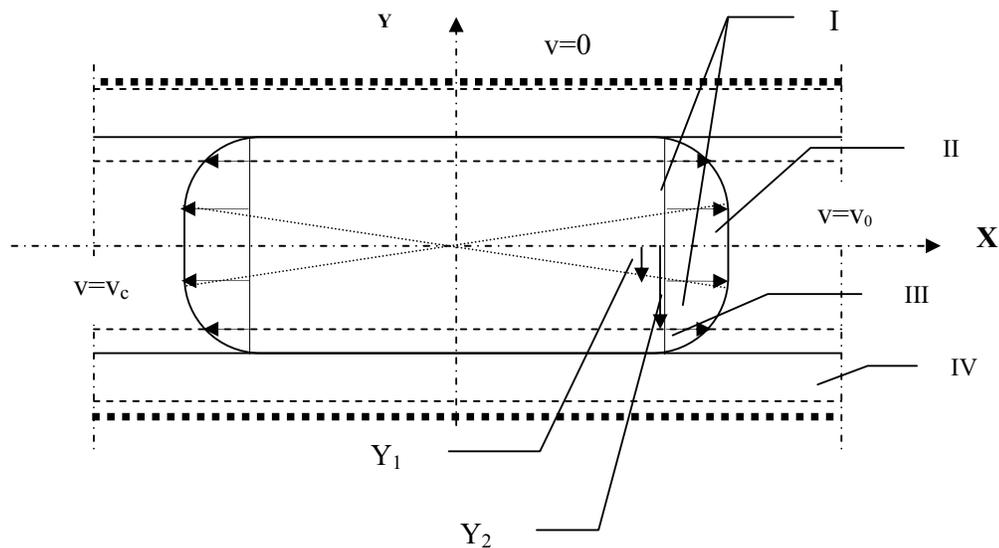


Рис. 1. Эпюры скоростей при течении седиментационно-неустойчивой суспензии

Ось x соответствует направлению движения раствора по выработке под давлением P . Ось y направлена перпендикулярно выработке. Согласно закону течения вязкопластичной жидкости (тело Бингама – Шведова) в потоке следует различать четыре области:

- I - область вязкопластичных деформаций;
- II - область течения ядра потока;
- III – область седиментационной неустойчивости суспензии;
- IV - область, ограничивающая движение суспензии.

Для первой области справедливо распределение касательных напряжений по оси y :

$$\tau_{xy}^1 = \tau_0 - \eta \frac{\partial v_x}{\partial y}, \quad y_1 \leq y \leq y_2; \quad (1)$$

для второй области

$$\tau_{xy}^2 = \tau_0 \eta \frac{y}{\delta_0}, \quad 0 \leq y \leq y_1.$$

Запишем уравнение Коши в указанных координатах:

$$\begin{cases} \frac{\partial P_x}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + \rho \left(K_x - \frac{Dv_x}{Dt} \right) = 0, \\ \frac{\partial P_y}{\partial x} + \frac{\partial \tau_y}{\partial y} + \rho \left(K_y - \frac{Dv_y}{Dt} \right) = 0, \end{cases} \quad (2)$$

где $\frac{\partial P_x}{\partial y}$, $\frac{\partial P_y}{\partial x}$ – падение давления по направлению осей; ρ и η – плотность и вязкость суспензии; v_x , v_y – скорость движения потока по направлению осей; K_x , K_y – компоненты вектора массовых сил; $\frac{Dv}{Dt}$ – субстанционная производная.

При принятых условиях – стационарное движение по оси x под действием давления P_x – имеем:

$$\begin{aligned} v_y = 0; \quad \frac{\partial v_y}{\partial x} = 0; \quad \frac{\partial P_y}{\partial y} = 0; \quad \frac{\partial v_x}{\partial x} = 0; \\ \frac{Dv_x}{Dt} = 0; \quad \frac{Dv_y}{Dt} = 0, \end{aligned} \quad (3)$$

$\tau_{xy} = \tau_{yx}$ – по закону о парности касательных напряжений.

Рассмотрим движение суспензии в первой области (вязкопластичное движение). При подстановке условий (1) и (3) в систему (2) получим:

$$\begin{cases} \frac{\partial P}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial y} \left(\tau_0 - \eta \frac{\partial v_x}{\partial y} \right) = 0, \\ \frac{\partial}{\partial x} \left(\tau_0 - \eta \frac{\partial v_x}{\partial y} \right) + \frac{\partial P}{\partial y} = 0. \end{cases}$$

После выполнения дифференцирования имеем:

$$\begin{cases} \left(\frac{\partial P}{\partial x} - \eta \frac{\partial^2 v_x}{\partial y^2} \right) = 0, \\ \frac{\partial P}{\partial y} = 0. \end{cases} \quad (4)$$

Система уравнений (4) совпадает с результатами других исследований, в частности [2], изучавших движение вязкопластичной жидкости.

Проинтегрируем выражение (4), учитывая, что в области $0 \leq y \leq y_1$ скорость ядра потока v_0 остается неизменной. Ограничение движения на границе потока не у нулевой скорости стенок слоя, а у критической скорости для данной суспензии, при которой частицы выпадают из потока, т. е. скорости седиментации. Имеем граничные условия:

$$\left. \frac{\partial v_x}{\partial y} \right|_{y=y_1} = 0;$$

$$v_x \Big|_{y=y_2} = v_c.$$

После интегрирования получаем:

$$\frac{\partial v_x}{\partial y} = \frac{1}{\eta} \frac{\partial P}{\partial x} y + C_1,$$

$$v_x = \frac{1}{2\eta} \frac{\partial P}{\partial x} y^2 + C_1 y + C_2.$$

Учитывая граничные условия, определим константы интегрирования:

$$0 = \frac{1}{\eta} \frac{\partial P}{\partial x} y_1 + C_1; \quad C_1 = -\frac{1}{\eta} \frac{\partial P}{\partial x} y_1.$$

Тогда

$$v_x = \frac{1}{2} \frac{1}{\eta} \frac{\partial P}{\partial x} y^2 - \frac{1}{\eta} \frac{\partial P}{\partial x} y y_1 + C_2.$$

С учетом второго граничного условия получим

$$C_2 = v_c - \frac{1}{\eta} \frac{\partial P}{\partial x} \left(\frac{1}{2} y_2^2 - y_2 y_1 \right).$$

Теперь общее выражение для скоростей в области I будет иметь вид

$$v_x = \frac{1}{2\eta} \frac{\partial P}{\partial x} y^2 - \frac{1}{\eta} \frac{\partial P}{\partial x} y y_1 + v_c - \frac{1}{\eta} \frac{\partial P}{\partial x} \left(\frac{1}{2} y_2^2 - y_2 y_1 \right).$$

Для области II скорость ядра потока определяется уравнением

$$v_0 = \frac{1}{\eta} \frac{\partial P}{\partial x} \left(-\frac{1}{2} y_1^2 - \frac{1}{2} y_2^2 + y_2 y_1 \right) + v_c.$$

Опуская громоздкие вычисления, представим окончательный вид приближенного решения задачи течения нестабильных суспензий в напорном режиме. Произведем интегрирование в интервалах от θ до P по давлению и от θ до R по расстоянию (по оси x):

$$\int_{\theta}^P dP = \left(-3\eta \left(\frac{q - v_c y_2}{y_2^3} \right) + \frac{3\tau_0}{2y_2} \right) \int_{\theta}^P dx;$$

$$P = -3\eta \left(\frac{q - v_c y_2}{y_2^3} \right) R + \frac{3\tau_0}{2y_2} R, \quad (5)$$

где q – расход раствора.

Заметим, для стабильных суспензий $v_c=0$, тогда выражение (5) принимает вид

$$P = -3\eta \left(\frac{q}{y_2^3} \right) R + \frac{3\tau_0}{2y_2} R. \quad (6)$$

Выражение для течения стабильных тампонажных растворов получено другими авторами, исходя из предпосылок [2]. Для стабильных суспензий выражение (6) является основным при расчетах режимов нагнетания и радиуса распространения тампонажных растворов. Для нестабильных суспензий выражение (5) не может быть использовано для технологических расчетов в силу неопределенности значения y_2 которое формируется при неопределенной нижней границе слоя в зависимости от скорости седиментации, расхода и давления нагнетания.

Выводы

1. В результате изучения процесса течения высококонцентрированной гидросмеси установлена линейная зависимость давления от радиуса течения.
2. При постоянном расходе суспензии раскрытие фильтрационной щели будет линейно уменьшаться до критического значения равного максимальному размеру частиц.

Библиографический список

1. Дашко Р. Э., Каган А. А. Механика грунтов в инженерно-геологической практике. М.: Недра, 1977. – 237 с.
2. Мироненко В. А., Шестаков В. М. Основы гидрогеомеханики. – М.: Недра, 1974. – 296 с.

© Должиков П.Н., Шубин А. А., 2007

УДК 622.85

ПАВЛЫШ В.Н., НЕСТЕРЕНКО Б.И., ПРОКОПЕНКО Е.В.(ДонНТУ)

ПОСТРОЕНИЕ ПРОСТРАНСТВЕННОЙ МОДЕЛИ ПОВЕРХНОСТИ ПОРОДНОГО ОТВАЛА С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ПРОГРАММНОГО ПАКЕТА SURFER

Рассматривается возможность применения программного пакета SURFER для построения пространственной модели породного отвала, проводится сравнение результатов определения объемов породного отвала аналитическим способом и объемов модели породного отвала, построенных системой SURFER.

Фирма Golden Software с 1983 года занимается разработкой пакетов научной графики. Первый продукт фирмы Golden Graphics System предназначался для обработки и вывода изображений наборов данных, описываемых двухмерной функцией типа $z=f(y,x)$. Впоследствии этот пакет получил название Surfer, которое сохранилось за ним до нынешних времен.

Основным назначением Surfer является обработка и визуализация двухмерных наборов данных, описываемых функцией типа $z=f(y,x)$.

В статье объектом исследования является породный отвал.

Необходимость исследования породного отвала вызвана негативным характером воздействия породных отвалов закрывающихся шахт на окружающую природную среду, а именно выделением в атмосферу около 300 тыс.т вредных веществ. Кроме того, они занимают площадь более 7 тыс.га преимущественно плодородных земель. Объемы загрязняющих веществ экологически опасны. [1]

При исследовании и моделировании породного отвала важной задачей является построение пространственной модели отвала, которая позволит решать многие задачи, например количество вмещающих пород, химический состав пород и т.д.

Наиболее эффективно данные задачи решаются с применением программного пакета Surfer.

Для построения пространственной модели породного отвала достаточно иметь набор точек, находящихся на поверхности отвала с определенными координатами X, Y, Z. Имея текстовый файл с набором таких точек, пакет Surfer строит пространственную модель породного отвала.

Работу с пакетом можно представить в виде трех основных функциональных блоков:

- построение цифровой модели поверхности;
- вспомогательные операции с цифровыми моделями поверхности;
- визуализация поверхности.

Первое представляется традиционно в виде значений в узлах прямоугольной регулярной сетки, дискретность которой определяется в зависимости от конкретной решаемой задачи. Для запоминания входных данных Surfer использует собственные файлы типа GRD. Файл, используя значения для построения цифровой модели, сохраняется в файлах с расширением txt. или dat., которые можно просмотреть, используя любой текстовый редактор или с помощью построенной электронной таблицы Worksheet пакета Surfer. При этом возможны дополнительные операции с данными, например, сортировка, а также пересчет чисел с помощью уравнений, которые задаются пользователем. Затем выполняется регенерация их в файлы типа GRD. Описанный процесс обеспечивает построение цифровой модели поверхности. Созданные файлы можно использовать для визуализации поверхности.

С целью выполнения над цифровыми моделями различных операций, в том числе преобразования поверхностей, в Surfer для Windows реализован большой набор дополнительных средств:

- определение объема между двумя поверхностями;
- преобразование поверхности с помощью математических операций с матрицами;
- рассечение поверхности (расчет профиля);
- определение площади поверхности.

Предусмотрены и другие средства, которые могут быть выбраны в зависимости от решения задач.

Среди этого набора легко реализуется преобразование двух и более поверхностей. В данной работе такая операция реализуется, например, при сравнении построенных, выполненных путем моделирования и путем маркшейдерской съемки. С помощью этой операции находились отклонение теоретических и практических расчетов.

Графически поверхность можно показать в двух вариантах: в виде карты изолиний или трехмерного изображения поверхности. При этом в основе работы Surfer лежат следующие принципы их построения.

Получение изображения путем наложения нескольких прозрачных и непрозрачных графических слоев.

Импорт готовых изображений, в том числе полученных в других файлах.

Использование специальных инструментов рисования, а также нанесение текстовой информации и формул для создания новых и редактирования старых изображений.

В работе построение поверхностей выполняется по принципу наложения нескольких слоев (рис1.).

В Surfer как основные элементы изображения используются следующие типы карт [2]:

- Карта изолиний (Contour Map).
- Трехмерное изображение поверхности (3D Surface Map).
- Карта выходных данных (Post Map).
- Карта основы (Base Map).

Для того, чтобы быть уверенным в результатах построения модели породного отвала, выполнено исследование погрешности в построении модели. Проверка выполнялась на математической модели конуса, форма которого наиболее близко отвечает форме породного отвала. С помощью математической системы MathCAD была построена математическая модель поверхности конуса в виде набора точек на его поверхности, заданных их координатами. В соответствии математической моделью был сформирован массив, состоящий из маркшейдерских измерений координат, которые могли быть сделаны именно на математической модели.

Используя данные математического расчета, была построена пространственная модель конуса с помощью системы Surfer, и выполнено сравнение результатов определения объемов системой Surfer и аналитически.

Исследование показали, что погрешность определения объема не превышала 3.2% от объема. Результаты сравнений объемов приведены в таблице 1.

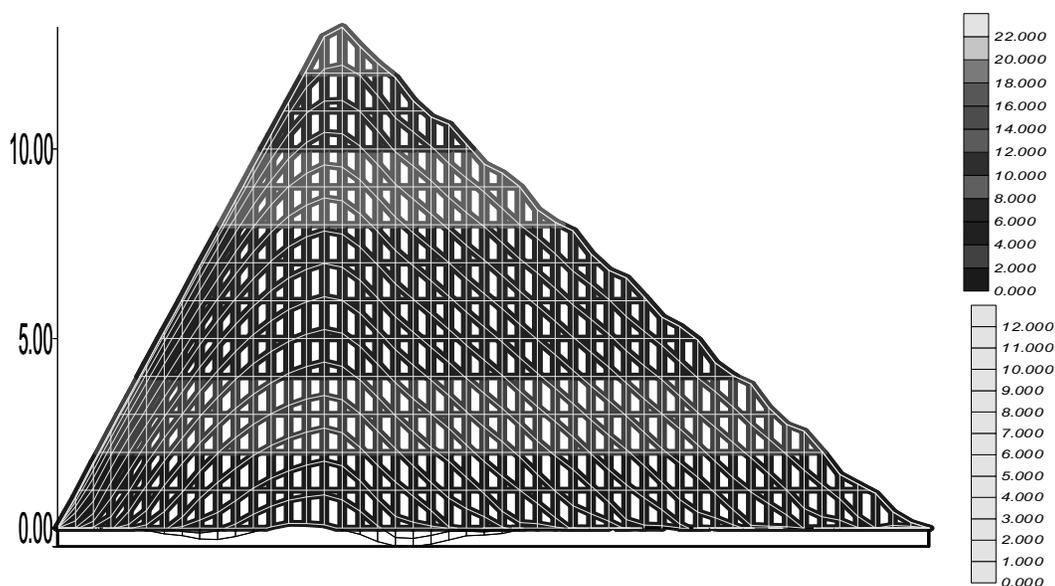


Рис1. Совместимое положение теоретической поверхности и поверхности, построенной по результатам измерений.

Табл. 1. Погрешности определения объема математической модели с помощью пакета Surfer.

№ п/п	Объем математической модели, м3	Объем определен системой Surfer, м3	Разность определения объемов, м3	Разность в процентах %
1	2	3	4	5
1	1000	1030	30	3
2	5000	5120	120	2.4
3	10000	10320	320	3.2
4	25000	25780	780	3.1
5	50000	51250	1250	2.5
6	75000	77325	2325	3.1
7	100000	103208	3208	3.2
8	250000	257051	7051	2.8
9	500000	515006	15016	3.0
10	1000000	1032027	32027	3.2

Полученные результаты подтвердили возможность применения пакета Surfer для построения модели породного отвала.

Библиографический список

1. **П.С. Пашковский, Э.А.Попов, М.А.Яремчук.** Контроль теплового состояния породных отвалов. // Уголь Украины, 2002
2. **А.Колесов, О.Павлова.** Пакет Surfer-обработка и визуализация двумерных функций // "КомпьютерПресс"№2,1999(компакт-диск).
3. **Прокопенко Е.В., Живогляд А.В.** Разработка геоинформационной системы формирования породных отвалов // Сучасні технології маркшейдерського забезпечення раціонального і безпечного ведення гірничих робіт. Збірник наукових праць. - Донецьк: ДонНТУ, 2002

© Павльш В.Н., Нестеренко Б.И., Прокопенко Е.В., 2007

УДК 621.314:539.377

ГУДИМ В.І., КОВАЛЬ О.М., САМБОРСЬКИЙ О.В., (ЛДУ БЖД)

МАТЕМАТИЧНА МОДЕЛЬ ЕЛЕКТРИЧНИХ МЕРЕЖ З ВИКОРИСТАННЯМ МЕТОДУ ФОРМУЛ ДИФЕРЕНЦЮВАННЯ НАЗАД

На основе фундаментальных законов электротехники и теплотехники разработана динамическая математическая модель электрических сетей с использованием метода ФДН предназначенная для анализа переходных тепловых процессов вызванных действием электрического тока. Путем сравнения экспериментальных и расчетных процессов нагревания проводников подтверждена адекватность разработанной модели. Предложенная математическая модель позволяет оценивать тепловые режимы элементов бытовых электрических сетей произвольной структуры

Вступ

Специфіка електричних мереж соціально-побутових будівель полягає у їх умовах експлуатації та різноманітності структур, які залежать від планування приміщень. Навіть у типово розміщених квартирах та господарських приміщеннях траси прокла-

дання мереж відрізняються, оскільки це залежить від марки проводів, типу освітлювальної апаратури, місць встановлення розеток та вимикачів, конструкції несучих стін та перекриття. Експлуатація побутової мережі мешканцями без спеціальної підготовки призводить до того, що часто режими навантаження цих мереж виходять за межі допустимих. У наслідок цього виникає підгоряння пластмасових елементів розеток під час приєднання до них потужних приймачів електричної енергії, нагрівання певних ділянок мереж, локальні перегрівання мереж в місцях з'єднання проводів тощо. [1]

Часто проєктувальниками закладалися в проєктах замість мідних проводів алюмінієві, які після перевантаження та потрапляння на них вологи самостійно фізично руйнуються впродовж 15-20 років. Це вимагає заміни проводів з алюмінієвими жилами на проводи з мідними жилами та належного виконання електричних мереж особливо в місцях з'єднання і відгалужень, де виникають значні перехідні опори, які після нагрівання мають тенденцію до зростання.

Таким чином технічний стан електричних мереж вимагає попереднього контролю, оскільки місця надмірного нагрівання є потенційними місцями загорянь. Крім того проєктування електричних мереж без врахування можливого зростання споживання електричної енергії може призвести до порушень умов експлуатації та температурного режиму окремих ділянок мережі.

Постановка задачі

З метою обґрунтування вибору перерізу проводу на окремих ділянках побутових електричних мереж та оцінки рівня нагрівання в місцях з'єднання слід виконувати розрахунки із врахуванням зміни та коливання навантаження за випадковим законом використовуючи статичні величини. Однак отримати потрібний результат досить складно, якщо напруга на вході побутової мережі змінюється навіть в межах $\pm 10\%$, що призводить до зміни струму навантаження. Значно точніший результат може бути отриманий шляхом математичного моделювання. Модель повинна забезпечувати можливість відтворення режимів перетоків потужностей у проводах навіть за умов випадкової зміни напруги живлення та нагрівання, як окремих ділянок мережі, так температурних режимів в цілому. Точність отриманих результатів визначається прийнятими допущеннями та структурою заступної схеми ліній мереж і інших її елементів.

Переважаючо побутові електричні мережі мають радіальну структуру з відгалуженням у з'єднувальних коробках. Приклад частини принципової схеми побутової електромережі наведено на рис.1

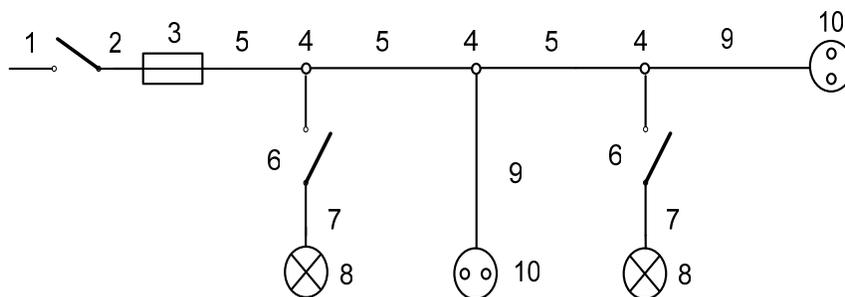


Рис.1. Принципова схема частини електричної мережі.

Від вводу 1 через автоматичний вимикач 2 та запобіжник 3, електрична енергія поступає до коробок 4, які з'єднанні з джерелом живлення і між собою проводами 5.

Від коробок 4 через вимикачі 6 прокладено проводи 7 до освітлювальної арматури 8, а за допомогою проводів 9 від коробок 4 подається напруга до розеток 10.

Схема розподілу електричної енергії у двопровідниковому варіанті наведена на рис.2, де до розеток приєднанні приймачі електроенергії R.

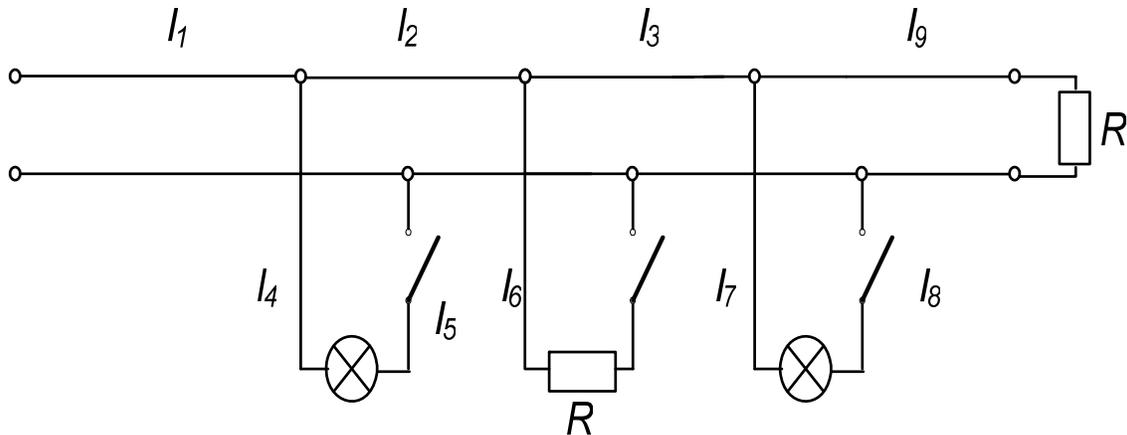


Рис.2. Дволінійна схема електричної мережі житлової квартири

Буквами l_1, l_2, \dots, l_9 – вказані довжини відповідних ділянок провідників мережі. Маючи геометричні параметри провідників легко обчислити електричні параметри заступної схеми мережі яка наведена на рис.№3, де крім активних опорів проводів мереж враховано їхні індуктивності та параметри приймачів електричної енергії, приєднаних до розеток.

Враховуючи те, що лампи освітлення мають нелінійні характеристики, заступна схема наведена на рис. 3 є нелінійною.

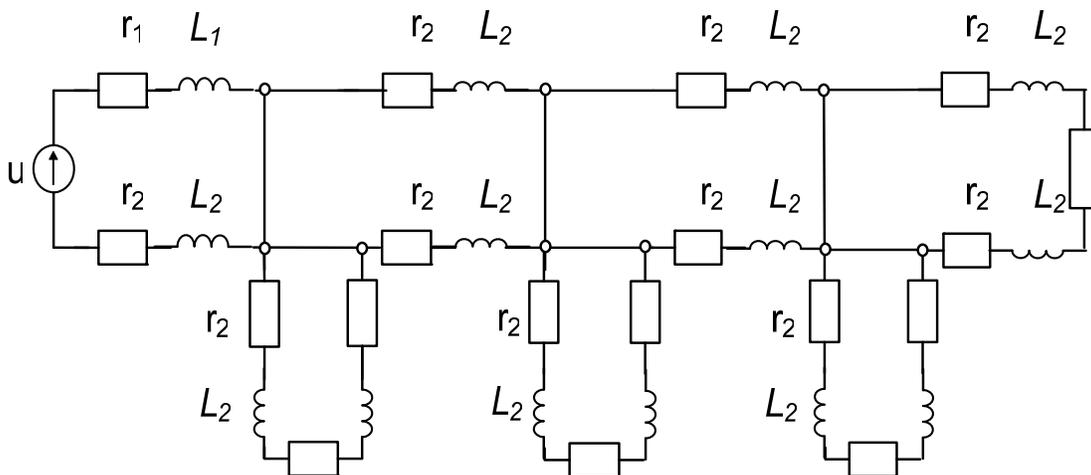


Рис.3. Заступна схема електричної мережі

На рис.4 наведено граф електричного кола зображеного на рисунку 3 де римськими цифрами у кружках вказані номери вузлів, а арабськими цифрами – номери віток.

лопередачі; $\theta_1, \theta_2, \dots, \theta_n$ - температура окремих ділянок провідників викликана тепловою дією відповідних струмів; $d\theta_1, d\theta_2, \dots, d\theta_n$ - прирости цих температур; $\theta_{c1}, \theta_{c2}, \dots, \theta_{cn}$ - температура середовища в яком знаходиться дана ділянка провідника; F_1, F_2, \dots, F_n - площа поверхні провідника.

З метою уніфікації математичної моделі виразимо опір ділянок проводів, їх масу та площу поверхні через питомі параметри матеріалу та величини, які наводяться у довідниках, наприклад переріз проводів. Для цього опір проводу запишемо, як $R = \rho l / S$, а площу поверхні у вигляді $F = l \cdot 2\pi r$.

Враховуючи те, що електропроводи мережі виконується з однакового матеріалу, то ρ у всіх рівняннях однакове за умови, що ділянки проводу мережі працюють в однакових режимах та умовах. В разі згинів та з'єднань на певних ділянках значення ρ змінюється, що під час моделюванням слід враховувати.

Після підставлення вказаних величин, систему рівнянь (2) перепишемо у вигляді:

$$\left. \begin{aligned} \rho &= \frac{l_1}{S_1} J^2 \cdot S_1^2 dt = m_1 C d\theta_1 + \alpha(\theta_1 - \theta_c) 2\pi r_1 \cdot l_1 dt \\ \rho &= \frac{l_2}{S_2} J^2 \cdot S_2^2 dt = m_2 C d\theta_2 + \alpha(\theta_2 - \theta_c) 2\pi r_2 \cdot l_2 dt \\ &\dots\dots\dots \\ \rho &= \frac{l_n}{S_n} J^2 \cdot S_n^2 dt = m_n C d\theta_n + \alpha(\theta_n - \theta_c) 2\pi r_n \cdot l_n dt \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

Розділивши систему (3) на $l_i S_i \theta dt$ отримаємо:

$$\left. \begin{aligned} \frac{d\theta_1}{dt} + \frac{2\alpha}{\gamma C r_1} \theta_1 &= \frac{\rho}{\gamma C} j^2 + \frac{2\alpha}{\gamma C r_1} \theta_{c1} \\ \frac{d\theta_2}{dt} + \frac{2\alpha}{\gamma C r_2} \theta_2 &= \frac{\rho}{\gamma C} j^2 + \frac{2\alpha}{\gamma C r_2} \theta_{c2} \\ &\dots\dots\dots \\ \frac{d\theta_n}{dt} + \frac{2\alpha}{\gamma C r_n} \theta_n &= \frac{\rho}{\gamma C} j^2 + \frac{2\alpha}{\gamma C r_n} \theta_{cn} \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

де $\gamma = \frac{m}{lS}$ - питома густина матеріалу провідника, r - радіус провідника.

Виразивши струм через густину системи (1) та (4) у векторній формі наберуть вигляду:

$$\left. \begin{aligned} \vec{e} - \rho \vec{j} - \mathbf{L} \mathbf{S} \frac{d\vec{j}}{dt} &= \vec{u} \\ \frac{d\vec{\theta}}{dt} + \frac{2\alpha}{\gamma C \mathbf{r}} \vec{\theta} &= \frac{\rho}{\gamma C} \vec{j}^2 + \frac{2\alpha}{\gamma C \mathbf{r}} \vec{\theta}_c \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

де \mathbf{I} - діагональна матриця довжин окремих ділянок мережі, m ; \mathbf{L} - діагональна матриця індуктивностей проводів мережі, Гн; \mathbf{S} - діагональна матриця поперечних перерізів проводів на окремих ділянках моделі, м²; r - радіус провідника окремої ділянки мережі,

м; $\frac{d\vec{\theta}}{dt}$ - вектор приростів температури провідників за час dt , $\frac{\vec{\theta} - \vec{\theta}_c}{\tilde{n} \tilde{a} \tilde{e}}$; $\vec{\theta}_c$ - вектор температури оточуючого середовища в якому знаходиться провідник, град; $\vec{\theta}$ - вектор температур провідника в даний момент часу \vec{u} - вектор напруг окремих віток електричного кола мережі; \vec{j} - вектор густини струмів віток електричного кола, $\frac{A}{i}^2$; $\frac{2\alpha}{\gamma Cr}$ - діагональна матриця постійних часу зміни температури $1/c$; $\frac{\rho}{\gamma C}$ - діагональна матриця коефіцієнтів зміни температури від часу та квадрату густини струму, $\frac{\vec{\theta} \tilde{a} \tilde{a} \tilde{a}}{\tilde{n} \frac{A^2}{i^4}}$.

В моделі теплового балансу не враховується конвективний та радіаційний способи передачі тепла, оскільки розглядаються провідники виконані закритим способом.[2] Для інтегрування системи диференціальних рівнянь (5) використаємо чисельний метод формул диференціювання назад (ФДН) [3], в якому похідна замінюється сумою у вигляді:

$$\frac{dx}{dt} = -\frac{1}{h} \sum_{s=0}^p a_s x_{k+1-s} \quad (6)$$

де h - крок інтегрування системи рівнянь.

$$\begin{pmatrix} 1 & 1 & 1 & \dots & 1 \\ 0 & \left(\frac{t_{k+1}-t_k}{h}\right)^1 & \left(\frac{t_{k+1}-t_{k-1}}{h}\right)^1 & \dots & \left(\frac{t_{ki}-t_{k+1-p}}{h}\right)^1 \\ 0 & \left(\frac{t_{k+1}-t_k}{h}\right)^2 & \left(\frac{t_{k+1}-t_{k-1}}{h}\right)^2 & \dots & \left(\frac{t_{ki}-t_{k+1-p}}{h}\right)^2 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & \left(\frac{t_{k+1}-t_k}{h}\right)^p & \left(\frac{t_{k+1}-t_{k-1}}{h}\right)^p & \dots & \left(\frac{t_{ki}-t_{k+1-p}}{h}\right)^p \end{pmatrix} \times \begin{pmatrix} \alpha_0 \\ \alpha_1 \\ \alpha_2 \\ \cdot \\ \cdot \\ \cdot \\ \alpha_p \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ 1 \\ 0 \\ \cdot \\ \cdot \\ \cdot \\ 0 \end{pmatrix}$$

Підставивши вираз (6) у систему рівнянь (5) отримаємо:

$$\left. \begin{aligned} \vec{e}_{k+1} - \rho^{(l)} l \vec{j}_{k+1} - \mathbf{L} \mathbf{S} a_0 h^{-1} \vec{j}_{k+1} + \mathbf{L} \mathbf{S} \sum_{s=1}^p a_s \vec{j}_{k+1} &= \vec{u}_{k+1} \\ a_0 h^{-1} \vec{\theta}_{k+1} - h^{-1} \sum_{s=1}^p a_s \vec{\theta}_{k+1-s} + \frac{2\alpha}{\gamma Cr} \vec{\theta}_{k+1} &= \frac{\rho}{\gamma C} \vec{j}_{k+1}^2 + \frac{2\alpha}{\gamma C} \vec{\theta}_{c,k+1} \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

Помноживши зліва перше рівняння системи (7) на матрицю контурів Γ електричного кола, та виконавши перетворення, отримаємо:

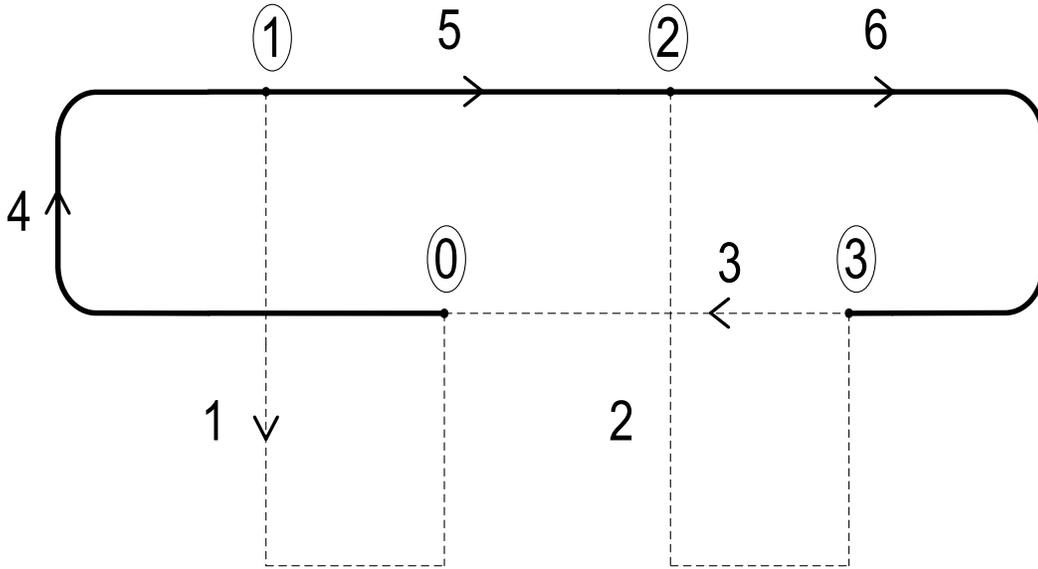
$$\left. \begin{aligned} \Gamma(\rho\mathbf{I} - \mathbf{L}\mathbf{S}a_0h^{-1})\vec{j}_{k+1} &= \Gamma\mathbf{L}\mathbf{S}\sum_{s=1}^P a_3\vec{j}_{k+1} + \Gamma\vec{e}_{k+1} \\ (a_0h^{-1}\vec{\theta}_{k+1} + h^{-1}\frac{2\alpha}{\gamma\mathbf{C}\mathbf{r}})\vec{\theta}_{k+1} &= h^{-1}\sum_{s=1}^P a_s\vec{\theta}_{k+1-s} + \frac{\rho}{\gamma\mathbf{C}}\vec{j}_{k+1}^2 + \frac{2\alpha}{\gamma\mathbf{C}\mathbf{r}}\vec{\theta}_{c,k+1} \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

Замінивши вектор густини струму віток вектором густини струмів контурів у вигляді:

$\vec{j}_{k+1} = \Gamma_t \vec{j}_{K,k+1}$ і підставивши у перше рівняння системи (8) отримаємо:

$$\left. \begin{aligned} \Gamma(\rho\mathbf{I} - \mathbf{L}\mathbf{S}a_0h^{-1})\Gamma_t \vec{j}_{k+1} &= \Gamma\mathbf{L}\mathbf{S}\Gamma_t \sum_{s=1}^P a_3\vec{j}_{k+1} + \Gamma\vec{e}_{k+1} \\ (a_0h^{-1}\vec{\theta}_{k+1} + h^{-1}\frac{2\alpha}{\gamma\mathbf{C}\mathbf{r}})\vec{\theta}_{k+1} &= h^{-1}\sum_{s=1}^P a_s\vec{\theta}_{k+1-s} + \frac{\rho}{\gamma\mathbf{C}}\vec{j}_{k+1}^2 + \frac{2\alpha}{\gamma\mathbf{C}\mathbf{r}}\vec{\theta}_{c,k+1} \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

де Γ_t - транспонована матриця контурних з'єднань



У матричній формі система рівнянь набере вигляду:

$$\left\| \begin{array}{cc} \rho\mathbf{I} - \mathbf{L}\mathbf{S}a_0h^{-1} & 0 \\ 0 & a_0h^{-1}\vec{\theta}_{k+1} + h^{-1}\frac{2\alpha}{\gamma\mathbf{C}\mathbf{r}} \end{array} \right\| \times \left\| \begin{array}{c} \vec{j}_{k+1} \\ \vec{\theta}_{k+1} \end{array} \right\| = \left\| \begin{array}{c} \Gamma\mathbf{L}\mathbf{S}\Gamma_t \sum_{s=1}^P a_3\vec{j}_{k+1} \\ h^{-1}\sum_{s=1}^P a_s\vec{\theta}_{k+1-s} \end{array} \right\| + \left\| \begin{array}{c} \Gamma\vec{e}_{k+1} \\ \frac{\rho}{\gamma\mathbf{C}}\vec{j}_{k+1}^2 + \frac{2\alpha}{\gamma\mathbf{C}\mathbf{r}}\vec{\theta}_{c,k+1} \end{array} \right\| \quad (10)$$

Для розв'язання матричного рівняння (10) використаємо швидкозбіжний ітераційний метод Ньютона-Рафсона. У цьому випадку рівняння (10) запишеться у вигляді:

$$\begin{aligned}
 & \left\| \begin{array}{cc} \rho \mathbf{I} - \mathbf{L}_{k+1}^{(l)} \mathbf{S} a_0 h^{-1} & 0 \\ 0 & a_0 h^{-1} + h^{-1} \frac{2\alpha}{\gamma C \mathbf{r}} \end{array} \right\| \times \left\| \begin{array}{c} \Delta \vec{j}_{k+1}^{(l)} \\ \Delta \vec{\theta}_{k+1}^{(l)} \end{array} \right\| = \\
 & = \left\| \begin{array}{cc} \rho \mathbf{I} - \mathbf{L}_{k+1}^{(l)} \mathbf{S} a_0 h^{-1} & 0 \\ 0 & a_0 h^{-1} + h^{-1} \frac{2\alpha}{\gamma C \mathbf{r}} \end{array} \right\| \times \left\| \begin{array}{c} \vec{j}_{k+1}^{(l)} \\ \vec{\theta}_{k+1}^{(l)} \end{array} \right\| - \\
 & \left| \begin{array}{c} \Gamma \mathbf{L}_{k+1}^{(l)} \mathbf{S} \Gamma \sum_{s=1}^P a_s \vec{j}_{k+1-s}^{(l)} \\ h^{-1} \sum_{s=1}^P a_s \vec{\theta}_{k+1-s}^{(l)} \end{array} \right| - \left| \begin{array}{c} \Gamma \vec{e}_{k+1}^{(l)} \\ \frac{\rho}{\gamma C} \vec{j}_{k+1}^2 + \frac{2\alpha}{\gamma C \mathbf{r}} \vec{\theta}_{c,k+1}^{(l)} \end{array} \right|
 \end{aligned} \tag{11}$$

$$\begin{aligned}
 & \left| \begin{array}{c} \Delta \vec{j}_{K,k+1}^{(l+1)} \\ \vec{\theta}_{i,k+1}^{(l+1)} \end{array} \right| = \left| \begin{array}{c} \vec{j}_{K,k+1}^{(l)} - \Delta \vec{j}_{K,k+1}^{(l)} \\ \vec{\theta}_{i,k+1}^{(l)} - \Delta \vec{\theta}_{i,k+1}^{(l)} \end{array} \right| \\
 & \vec{j}_{k+1}^{(l+1)} = \tilde{\mathbf{A}}_t \vec{j}_{K,k+1}^{(l+1)}
 \end{aligned} \tag{12}$$

Де h - крок інтегрування системи рівнянь. Коефіцієнти a_i визначаються з розв'язання системи рівнянь певного порядку.

$$\left\| \begin{array}{cccc} 1 & 1 & 1 & \dots & 1 \\ 0 & \left(\frac{t_{k+1} - t_k}{h} \right)^1 & \left(\frac{t_{k+1} - t_{k-1}}{h} \right)^1 & \dots & \left(\frac{t_{ki} - t_{k+1-p}}{h} \right)^1 \\ 0 & \left(\frac{t_{k+1} - t_k}{h} \right)^2 & \left(\frac{t_{k+1} - t_{k-1}}{h} \right)^2 & \dots & \left(\frac{t_{ki} - t_{k+1-p}}{h} \right)^2 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & \left(\frac{t_{k+1} - t_k}{h} \right)^p & \left(\frac{t_{k+1} - t_{k-1}}{h} \right)^p & \dots & \left(\frac{t_{ki} - t_{k+1-p}}{h} \right)^p \end{array} \right\| \times \left\| \begin{array}{c} \alpha_0 \\ \alpha_1 \\ \alpha_2 \\ \dots \\ \alpha_p \end{array} \right\| = \left\| \begin{array}{c} 0 \\ 1 \\ 0 \\ \dots \\ 0 \end{array} \right\| \tag{13}$$

Цей метод швидко збігається, якщо початкові значення є досить близькі до реальних. З цією метою використовується прогноз початкових значень інтегрованих величин на кожному кроці інтегрування у вигляді виразу:

$$\hat{o}_{\hat{e}+1}^{(l)} = \sum_{s=1}^{\delta+1} \beta_i X_{\hat{e}+1-i}$$

де коефіцієнти апроксимації β_i визначаються шляхом розв'язання системи рівнянь вигляду:

$$\begin{pmatrix} 1 & 1 & \dots & 1 \\ \frac{t_{ki} - t_k}{h} & \frac{t_{ki} - t_{k-1}}{h} & \dots & \frac{t_{ki} - t_{k+1-p}}{h} \\ \left(\frac{t_{ki} - t_k}{h}\right)^2 & \left(\frac{t_{ki} - t_{k-1}}{h}\right)^2 & \dots & \left(\frac{t_{ki} - t_{k+1-p}}{h}\right)^2 \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ \left(\frac{t_{k+1} - t_k}{h}\right)^{p+1} & \left(\frac{t_{k+1} - t_{k-1}}{h}\right)^{p+1} & \dots & \left(\frac{t_{k+1} - t_{k+1-p}}{h}\right)^{p+1} \end{pmatrix} \times \begin{pmatrix} \beta_1 \\ \beta_2 \\ \beta_3 \\ \dots \\ \beta_{p+1} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \\ \dots \\ 0 \end{pmatrix} \quad (14)$$

Математична модель (11), (12) реалізована з використанням методу ФДН першого порядку при цьому прогноз використовується другого порядку. Остаточна математична модель реалізована у програмному середовищі Delphi7 у вигляді програмного модуля, який дозволяє моделювати електротеплові динамічні процеси в електричних схемах довільної топологічної структури. Моделювання процесів нагрівання провідника електричним струмом в режимі короткочасного короткого замикання підтвердило адекватність математичної моделі, оскільки розбіжність вимірювань та розрахунків не перевищує 10%. На рисунку 5 наведено графіки струму та температури провідника графіки отримані шляхом експериментальних вимірювань (крива – 1) та математичного моделювання симулювання (крива – 2) таких процесів для проводу поперечним перерізом 2,5 мм².

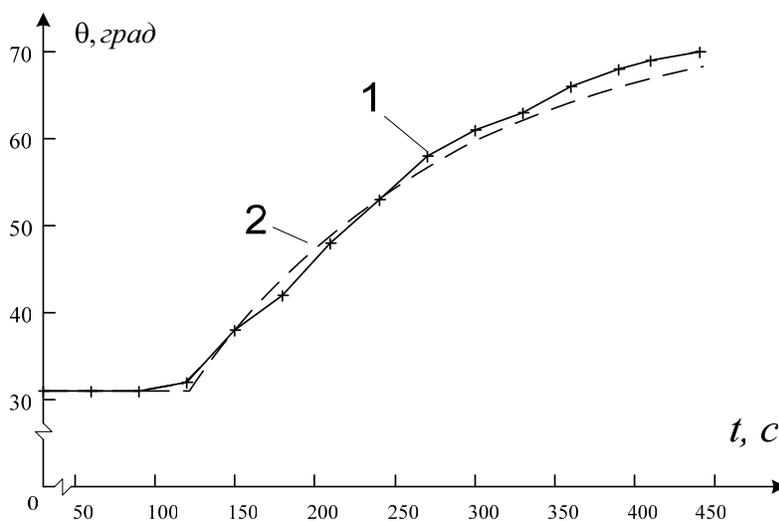


Рис. 5. Залежність зміни температури провідника від часу при I=45A

В електротехнічній лабораторії Львівського державного університету безпеки життєдіяльності виконано серію фізичних експериментів з метою оцінки впливу струмового перевантаження на елементи побутової електричної мережі, виконаної з мідних провідників.

Вимірювання зовнішньої температури провідника проводився контактним методом з розташуванням чутливого елемента (термопари) між провідником та ізоляцією. Через провідник пропускався номінальний струм, після встановлення стаціонарного теплового режиму струм збільшили в 2,5 рази. Покази температури знімалися через кожні 30с. при температурі зовнішнього середовища 22°C. Результати експериментальних досліджень та математичних розрахунків наведені на рис. 5.

Висновки

1. Вперше сформована динамічна математична модель для моделювання електротеплових процесів електричних мереж побутового призначення.

2. Шляхом співставлення результатів симулювання та вимірювання показало, що розбіжність отриманих результатів не перевищує 10%, що підтверджує достатню адекватність математичної моделі.

3. Програмний продукт для виконання досліджень процесів нагрівання провідників електричним струмом дозволяє моделювати динамічні електротеплові процеси в розгалужених електричних колах довільної структури.

Бібліографічний список

1. **Проектування** електрообладнання об'єктів цивільного призначення. ДБН В. 2.5-23-2003. Видання офіційне. Державний комітет України з будівництва та архітектури Київ 2004. – 119 с.

2. **Лыков А.В.** Теория теплопроводности М.Высшая школа. 1967. 600с.

3. **В.С. Перхач.** Математичні задачі електроенергетики. Видання 2-е, перероб. і доповн. – Львів. Вища школа. Видавництво при Львів. Ун-ті. 1982-380 с.

©Гудим В.І., Коваль О.М., Самборський О.В., 2007

УДК 624.191.8.042/.044:624.01

ТЮТЬКИН А.Л. (Днепропетровский национальный университет железнодорожного транспорта им. академика В. Лазаряна)

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ СЛОИСТОГО МАССИВА С КОНСТРУКЦИЕЙ ПИЛОННОЙ СТАНЦИИ МЕТРОПОЛИТЕНА

В статье представлены результаты математического моделирования пилонной станции при взаимодействии с окружающим массивом. Исследованы три случая залегания слоев, а полученные результаты детально описывают напряженно-деформированное состояние станционной конструкции.

Тенденцией практических расчетов в области механики подземных сооружений является то, что проведение исследований напряженно-деформированного состояния (НДС) подземных конструкций постепенно уменьшает долю методик, основанных на аналитическом подходе. Это связано с усложнением конструкций подземных сооружений, развитием новых технологий, а также разработкой новых принципов процесса исследования. В этой связи широкое распространение получили численные методы, причем большинство из них используются в геомеханике подземных сооружений [1-3]. Развитие этих методов, в частности, метода конечных элементов (МКЭ), позволило значительно расширить область исследуемых сооружений [1, 3-5].

Особенностью МКЭ является то, что его применение позволило подойти к решению задач геомеханики с других, существенно отличающихся от аналитических методов, позиций. Это связано с тем, что МКЭ как численный метод исследования основан на оперировании с моделью, которой присущи конкретные свойства, аналитические же методы основываются на моделях, свойства которых могут задаваться функционально. Следовательно, и это отмечено многими исследователями [4, 6, 7], конкретность подхода МКЭ, которая выражается в практической невозможности экстраполирования полученного решения на другие случаи, является некоторым его недостатком. Однако последователи МКЭ видят в этом преимущество метода, так как в решаемой с его применением конкретной задаче практически всегда учтены допущения аналитических методов, без которых решение было бы затруднено, но которые существенно упрощают постановку задачи. Одной из важнейших геомеханических задач, при решении которой применялись и численные, и аналитические методы, является задача отыскания НДС в системе «подземное сооружение – слоистый массив» [5, 7].

Сложность решения данной задачи аналитическими методами заключается в том, что их основным постулатом является рассмотрение окружающего подземное сооружение массива как однородной изотропной среды. Различные попытки решения задач такого типа в рамках аналитических методов не были удачными, так как для получения решения привлекался сложный математический аппарат, а полученные результаты можно было применить лишь в узких пределах поставленной задачи. Первой попыткой ее решения было применение МКЭ для определения НДС перегонного тоннеля в грунтовом массиве, который был пересекаем горизонтальным слоем с большими, по отношению к окружающему массиву, деформационными характеристиками [5]. Недостатком модели, которая была применена, было то, что при ее построении в ней были допущены небольшие ошибки в дискретизации расчетной области (дискретизация треугольными элементами, треугольники не проверены с позиции формы и т.д.) и граничных условиях (запрет перемещений боков модели по высоте). Исследованная модель была плоской, что для перегонного тоннеля является приемлемым, но неприемлемо в случае трехсводчатой станции пилонного или колонного типов [7]. Авторами данной работы были учтены ошибки разработанной плоской модели, и для пилонной станции была принята пространственная модель на основе плоских элементов [8], в которой отражено взаимодействие ее конструкции со слоистым грунтовым массивом. Но данная модель является только улучшением плоской модели. Поэтому для наиболее детального численного анализа пилонной станции со слоистым массивом авторами разработана новая модель пилонной станции в расчетном комплексе Structure CAD for Windows, version 7.31 R.4 (SCAD) (рис. 1, а-б).

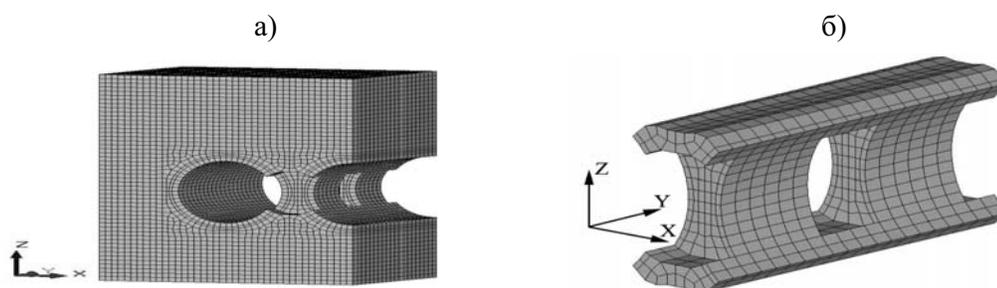


Рис. 1. Модель пилонной станции на основе объемных элементов:
а) общий вид; б) фрагмент модели – система «пол-проема–пилон–проем–пол-проема»

Параметры конечных элементов (КЭ) модели – сетка создана на основе плоского прототипа из четырехугольных пластин, по форме близких к прямоугольнику, с наибольшей площадью КЭ-прототипа $0,27...0,29 \text{ м}^2$. Конечные элементы неправильной формы с примерной длиной сторон $0,6...0,7 \text{ м}$ плавно сопрягаются с элементами правильной формы размерами $0,5 \times 0,5 \text{ м}$ (площадь КЭ – $0,25 \text{ м}^2$), что свидетельствует об одном порядке размеров и площадей конечных элементов.

Объемная схема создавалась на основе плоского прототипа методом экструзии, то есть копированием прототипа с автоматическим созданием из пластин объемных тел. Такое создание модели наиболее полно отвечает основам моделирования с применением метода конечных элементов, так как в результате полученные четырехгранные призмы (конечные элементы брикетного типа, тип 36 SCAD), которые наиболее точно отражают напряженно-деформированное состояние модели [8].

В полученной модели также отражены особенности пилонной станции, а именно, создана путем вырезания система «пилон–проем–пилон». Причем, для наименьшего влияния краевых эффектов, а также для отражения продольной симметрии станции, создана система «пол-проема–пилон–проем–пол-проема», что в комплексе с адекватной постановкой закреплений позволило создать наиболее полную модель пилонной станции с позиции ее статической работы. Размеры модели: ширина (по оси X) – 20 метров, причем до стены модели – 5,75 м; длина (по оси Y) – 15 метров; высота (по оси Z) – 25 метров, причем до лотка модели – 6,75 метров, от шельги свода до верха модели – 9,75 метров; узлов 40 425 штук, КЭ – 35 880 штук. На модель наложены граничные условия: понизу – запреты перемещений по оси X, Y и Z; по бокам – X и Y; по торцам – Y (условие симметрии по вертикальной оси).

В модели применялись следующие показатели деформационных характеристик: 1) глина плотная сухая спондиловая, модуль упругости – 50 МПа, коэффициент Пуассона $\mu=0,3$, удельный вес $\gamma=20 \text{ кН/м}^3$; 2) суглинок плотный влажный, толщина слоя – 5 м, модуль упругости – 20 МПа, коэффициент Пуассона $\mu=0,3$, удельный вес $\gamma=20 \text{ кН/м}^3$ (слой); 3) железобетонные блоки, размерами поперечного сечения $1 \times 0,5$ (длина \times толщина), бетон В30, модуль упругости – 30 000 МПа, коэффициент Пуассона $\mu=0,2$, арматура АП, модуль упругости – 200 000 МПа, коэффициент Пуассона $\mu=0,2$, процент армирования – 3 % от площади бетона ($0,015 \text{ м}^2$), приведенный модуль упругости железобетона – 35 100 МПа, коэффициент Пуассона $\mu=0,03$, удельный вес $\gamma=25 \text{ кН/м}^3$ (обделка).

После выполненных операций по созданию моделей выполняется их расчет, результатами которого являются изолинии и изополя перемещений и напряжений в моделях, причем для экономии места приведены результаты только для проемной части (рис. 4-6).

Следует отметить, что разработанная модель пилонной станции, в которой отображен пространственный фактор поведения обделки и рамы пилона-проема, адекватно отвечает реальному поведению станционной конструкции. В результатах экспериментальных и промышленных исследований перемещений станционной конструкции отмечено, что в относительно однородном массиве перемещения пилонной и проемной части практически одинаковы, что было подтверждено проведенными численными исследованиями (результаты перемещений в пилонной и проемной части очень близки по значениям).

Расположение слоя в трех моделях было следующим: модель 1 (слой над замком станции) – в 2 м от поверхности и 2,75 м над шельгой свода; модель 2 (слой посередине станции) – в 11,5 м от поверхности и 1,75 м под шельгой свода; модель 3 (слой под лотком станции) – в 20,0 м от поверхности и 0 м от низа модели.

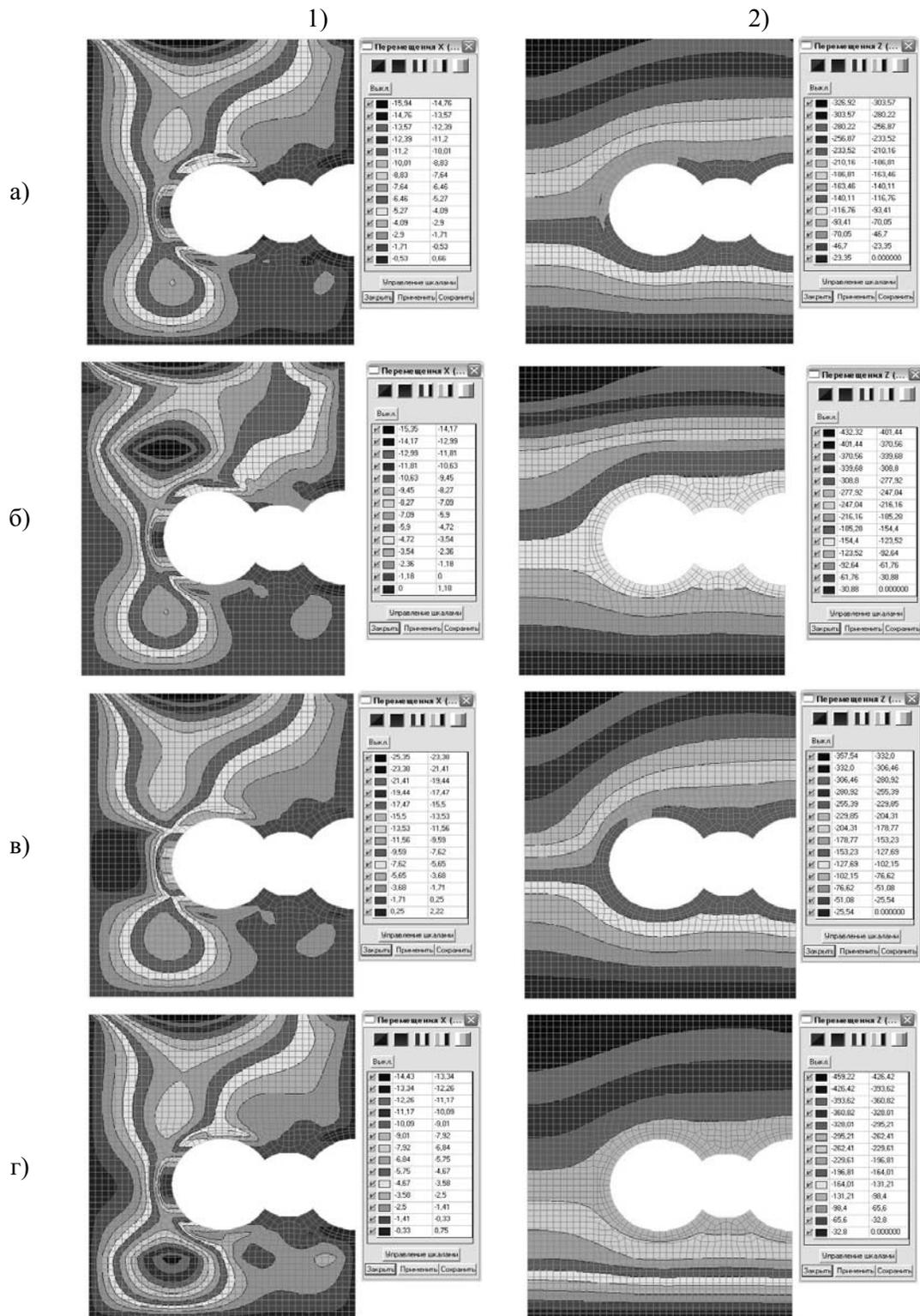


Рис. 2. Перемещения по оси X (горизонтальная) модели пилонной станции (1) и перемещения по оси Z (вертикальная) (2):
 а) без слоя; б) слой над замком; в) слой посередине; г) слой под лотком

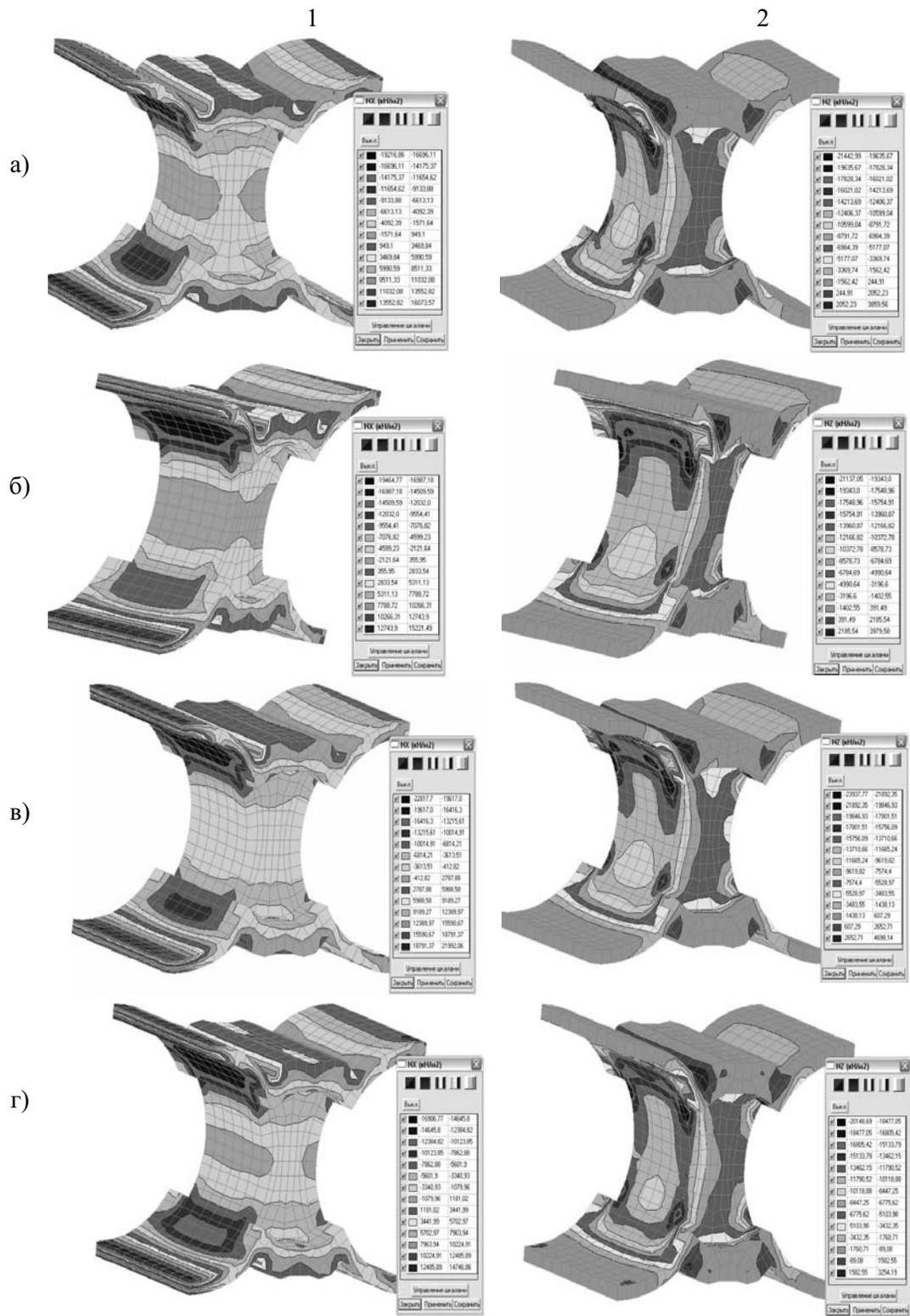


Рис. 3. Напряжения в модели пилонной станции (вид из бокового тоннеля на пилон и половину проема): 1) по оси X (горизонтальная); 2) по оси Z (вертикальная)
 а) без слоя; б) слой над замком; в) слой посередине; г) слой под лотком

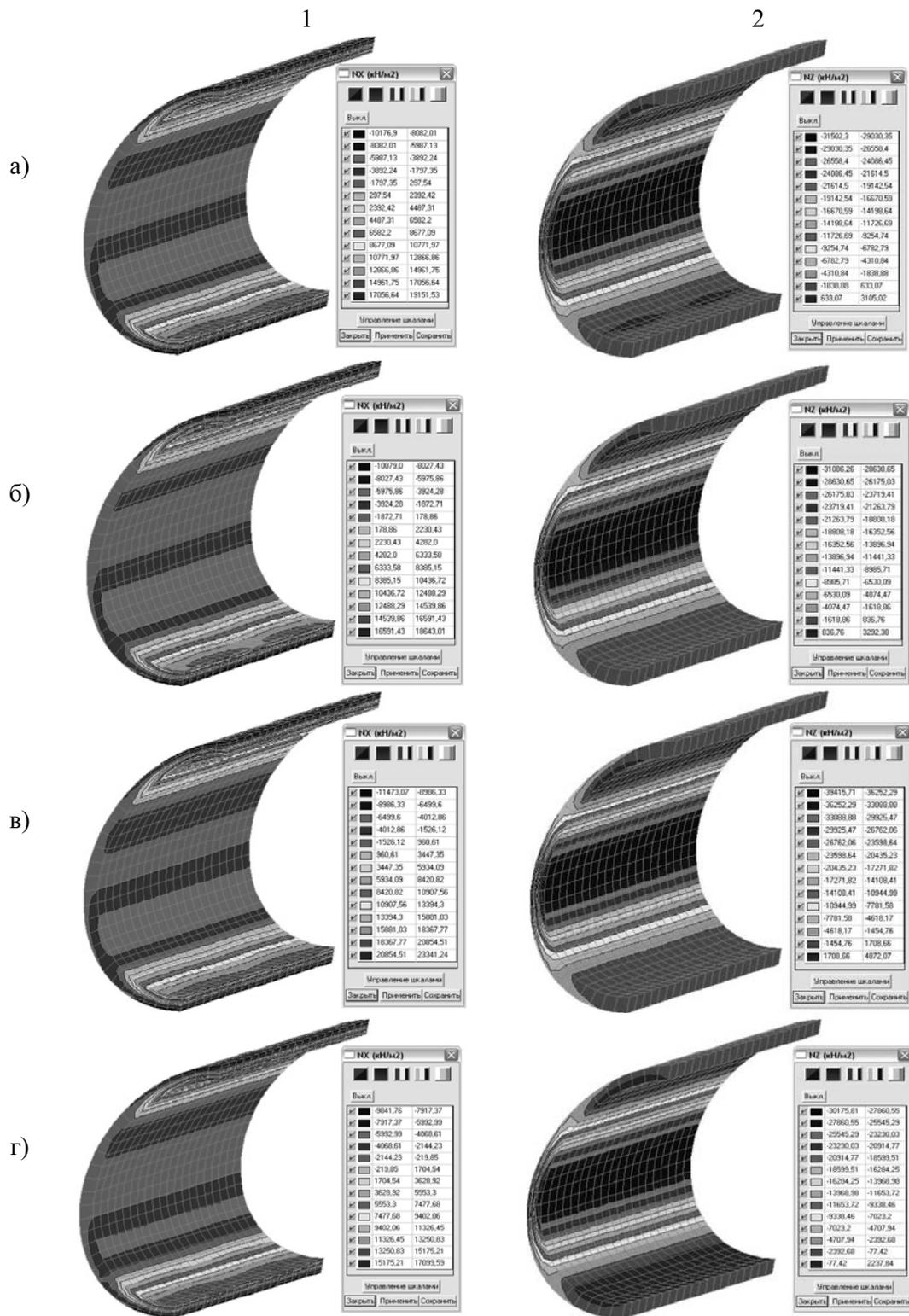


Рис. 4. Напряжения в модели пилонной станции (боковой тоннель):
1) по оси X (горизонтальная); 2) по оси Z (вертикальная)

Глубина заложения станции принимается равной 50 метров, таким образом, над верхней плоскостью модели еще залегает грунт мощностью 40,5 м, который моделируется активной нагрузкой, которая прикладывается к верхней плоскости модели. Объем призмы над моделью – 12 150 м³, вес – 243 000 кН. Количество узлов на верхней плоскости модели – 861 шт., значение узловых сил – 282,23 кН. Следует отметить, что в результаты деформированного состояния включены только данные об общем деформировании модели, что связано со значительным объемом презентационной информации комплекса SCAD, который не может быть приведен полностью из-за ограниченных размеров статьи.

Одновременный анализ перемещений по оси X (горизонтальные) (рис. 2, 1), а-г) в пилонной и проемной частях свидетельствует об их совместной работе, что еще раз доказывает большую адекватность реальной статической работе конструкции пространственной модели. Как видно из распространения изополей горизонтальных перемещений, и пилонная и проемная части работают совместно, и разделение их, как это практиковалось в плоских схемах [6, 7], неверно. Небольшие расхождения в значениях перемещений для модели без слоя (рис. 2., 1), а), отражающееся в изменении второго числа после запятой в сторону уменьшения, а также незначительные вариации формы изополей (изополя под средним и боковыми тоннелями), показывают влияние жесткости пилона на распределение перемещений.

Сравнительный анализ случая массива без слоя (рис. 2, 1), а) и случаев слоистого массива (рис. 2, 1), б-г) позволяет сделать следующие выводы. Появление слабого слоя над замком (рис. 2., 1), б) несколько снижает уровень горизонтальных перемещений (в 1,03...1,05 раза), но на границе матрицы и подошвы слоя с большими деформационными характеристиками появляется изополе со значениями -8,27...-15,35 мм, что свидетельствует о возможных подвижках слоя по грунтовой матрице в сторону бокового тоннеля (об этом свидетельствует знак перемещений). Эта зона находится всего в 2,75 м от замка, и при более глубоком залегании слабого слоя, то есть ближе к замку, существует возможность ее слияния с изополями перемещений непосредственно от обделки. Прогноз такого случая возможен при рассмотрении случая залегания слоя посередине тоннеля (рис. 2, 1), в), анализ перемещений которого свидетельствует о значительном его влиянии на горизонтальные перемещения, значения которых по сравнению со случаем однородного массива (рис. 2., 1), а) увеличились в 1,5...1,6 раза. Из распространения изополей также видно, что зоны увеличения горизонтальных перемещений, как в случае слоя над замком и под лотком (рис. 2., 1), б, г), не наблюдается, хотя слева от обделки бокового тоннеля появилась зона изополей со значениями от -1,71 до +2,22 мм, что не наблюдалось в предыдущих случаях. Перемещения бокового тоннеля увеличились в 1,25 раза (от -12,39 мм в случае однородного массива до -15,5 мм в случае слоя посередине), а близлежащая зона положительных перемещений дает возможность сделать вывод о явной неоднородности горизонтальных перемещений бокового тоннеля в случае слоя, залегающего посередине станционной конструкции. О неоднородности горизонтальных перемещений также свидетельствует разрыв изополей на границах слоя, например изополе со значениями -7,62...-9,59 мм, которое значительно изменило свою форму по сравнению с подобными изополями в других случаях, и разорвалось в районе бокового тоннеля на кровле и подошве слабого слоя. В случае слоя под лотком (рис. 2, 1), г) также на границе кровли слоя и матрицы образуется зона значительных горизонтальных перемещений (значения изополей от -7,92 до -14,43 мм), но общее значение изополей по сравнению со случаем однородного массива уменьшается в 1,1...1,2 раза.

Анализ вертикальных перемещения (по оси Z) еще раз доказывает совместность работы конструкции пилонной станции (рис. 2, 2), а-г), так как и в проемной и в пилон-

ной частях характер распространения изолиний перемещений идентичен, а их значения изменяются незначительно (в 1,01...1,02 раза во всех случаях залегания слоев). Однако, при появлении слоя с большими деформационными характеристиками характер распространения изополей изменяется по сравнению с однородным массивом: в случае слоя над замком (рис. 2., 2), б) перемещениям обделки всей станционной конструкции становится присуща та группа изолиний, которая в однородной модели подстилала конструкцию; в случае слоя посередине (рис. 2., 2), в) форма изополей практически не изменяется, хотя поле слева от обделки бокового тоннеля (значения поля 127,69...-153,23 мм в проемной части) очень сильно уплощается; в случае слоя под лотком (рис. 5, 1-2, г) перемещениям обделки всей станционной конструкции становится присуща та группа изолиний, которая в однородной модели находилась над замком. Важным также является то, что значения перемещений по сравнению с однородной моделью значительно изменяются: в 1,3...1,32 раза – в случае слоя над замком; 1,09...1,1 раза – в случае слоя посередине; 1,39...1,4 раза – в случае слоя под лотком.

Из результатов сравнительного анализа перемещений станционной конструкции следует, что наименее влияющим на ее деформированное состояние является слой над замком. Можно прогнозировать, что если слабый слой лежит значительно выше зоны действия активных перемещений от станционной конструкции, то его действие минимально и в модели его можно не учитывать, производя расчет конструкции с однородным массивом. Наиболее влияющим на деформированное состояние является слой под лотком, так как вертикальные перемещения увеличились практически в 1,4 раза, что может негативно отразиться на самой конструкции. Также значительное влияние, но на горизонтальные перемещения оказывает слой, залегающий посередине, так как он существенно изменяет однородную картину перемещений, значения которых увеличиваются в 1,25 раза, что также может отрицательно повлиять на статическую работу станционной конструкции.

Прежде чем приступать к сравнительному анализу случаев слоистого массива, проведем анализ напряженного состояния станционной конструкции при взаимодействии с однородным массивом (рис. 3-4, 1-2, а). Анализ напряжений по оси X (горизонтальные) (рис. 3., 1, а) позволяет отметить геометрическое положение нескольких концентраторов: концентратор №1 – в месте присоединения обделки бокового тоннеля к пилону (значение напряжений на внутренней стороне обделки -19,21 МПа), концентратор №2 – на верхней части перемычки в присоединении к пилону (значение напряжений +11,03 МПа) и концентратор №3 в замке и лотке бокового тоннеля (рис. 3-4, 1, а) (значение напряжений +16,07 МПа). Также следует отметить, что вся перемычка находится в напряженном состоянии сложного характера, так как на ее верхней части преобладают растягивающие напряжения (изополя напряжений от +0,949 до +11,03 МПа), а на нижней части и в месте пилона и прохода – сжимающие (изополя напряжений от -1,57 до -6,61 МПа). Анализ напряжений по оси Z (вертикальные) также позволяет отметить наличие концентраторов, причем два из них – концентратор №1 (значение напряжений -21,44 МПа) и концентратор №2 (значение напряжений +3,86 МПа) – совпадают. При пересчете данных напряжений по эквивалентным, например, по четвертой теории прочности, их значения будут в несколько раз превышать значение прочности бетона и, следовательно, в этих местах ожидается зоны повышенного трещинообразования. Помимо этого, значительная зона вертикальных напряжений располагается на внутренней поверхности обделки бокового тоннеля (рис. 4, 1-2, а), причем значение в -31,50 МПа также свидетельствует о возможности появления зоны трещин.

Следует отметить, что расположение зон изополей напряжений в трех случаях слоистости по отношению к однородному массиву в рассматриваемом фрагменте станционной конструкции (пилон, обделка среднего и бокового тоннелей и перемычка)

практически не изменяются качественно, что дает возможность достаточно простого сравнения их значений (рис. 3, 1-2, б-г). Расположение концентраторов напряжений не изменяется, что объясняется не столько влиянием слоистости на внутренние несущие конструкции станции пилонного типа, сколько на обделку бокового тоннеля. Изменение горизонтальных напряжений в случае слоя над замком: концентратор №1 – в 1,01 раза, концентратор №2 – 1,16, концентратор №3 – 0,95; в случае слоя посередине: концентратор №1 – в 1,19 раза, концентратор №2 – 1,41, концентратор №3 – 1,37; в случае слоя под лотком: концентратор №1 – в 0,88 раза, концентратор №2 – 0,93, концентратор №3 – 0,92. Изменение вертикальных напряжений в случае слоя над замком: концентратор №1 – в 0,99 раза, концентратор №2 – 1,03; в случае слоя посередине: концентратор №1 – в 1,12 раза, концентратор №2 – 1,22; в случае слоя под лотком: концентратор №1 – в 0,88 раза, концентратор №2 – 0,84. Сравнение вертикальных напряжений на горизонтальном диаметре бокового тоннеля (рис. 4, 2, а-г) также показывает значительные отличия в напряжениях по отношению к однородному массиву: для слоя над замком – в 0,99 раза; для слоя посередине – в 1,25 раза; для слоя под лотком – в 0,96 раза. Как видно из приведенных данных влияние слоя, залегающего посередине конструкции, наиболее выражено количественно, два другие случаи слоистости даже несколько уменьшают напряжения в конструкции, что, для слоя над замком поясняется тем, что его влияние еще несущественно, а для слоя под лотком тем, что значительные перемещения позволяют снизить уровень напряжений.

По проведенному математическому моделированию можно сделать следующие выводы:

1. Для исследования влияния слоистого массива на конструкцию подземных сооружений наиболее целесообразно применять пространственные модели, как наиболее информативные.

2. Наименее влияющим на НДС конструкции является слой над замком и в расчетах такой случай можно заменять однородным массивом.

3. Наиболее влияющим на деформированное состояние является случай слоя под лотком, на напряженное состояние – слой посередине конструкции.

Также следует сделать общий вывод, что проведение расчетов без учета слоистости массива приводит к неверному определению значений НДС конструкции и, соответственно, к неадекватным конструктивным предложениям относительно проектирования станций метрополитена.

Библиографический список

1. Метод граничных элементов в задачах горной геомеханики. / **Новикова Л.В., Пономаренко П.И., Приходько В.В., Морозов И.Т.** – Днепропетровск: Наука и образование, 1997. – 180 с.
2. **Шашенко А.Н., Пустовойтенко В.П.** Расчет несущих элементов подземных сооружений. – К.: Наукова думка, 2001. – 168 с.
3. **Шашенко А.Н., Майхерчик Т., Сдвижкова Е.А.** Геомеханические процессы в породных массивах. – Днепропетровск: Национальный горный университет, 2005. – 319 с.
4. **Петренко В.І., Петренко В.Д., Тютюкін О.Л.** Розрахунок трисклепінчастих станцій метрополітену глибокого закладення. – Дніпропетровськ: Наука і освіта, 2004. – 176 с.
5. **Амусин Б.З., Фадеев А.Б.** Метод конечных элементов при решении задач горной геомеханики. – М.: Недра, 1975. – 144 с.
6. Современные методы прочностных расчетов в метро- и тоннелестроении // **Демешко Е.А., Косицын С.Б., Сергеев В.К., Долодказин Д.Б., Косицын А.С., Потапова О.А.** / Сб. трудов науч.-техн. конф. «Подземное строительство России на рубеже XXI века», Москва, 15-16 марта 2000. – М.: ТАР, 2000. – С. 200-207.
7. **Петренко В.Д., Тютюкін О.Л.** Оцінка впливу порожнин та шарів на напружено-деформований стан системи “кріплення-масив” / Міжвід. зб. наук. праць “Геотехнічна механіка”, ІГТМ НАНУ ім. М.С. Полякова, Дніпропетровськ, 2003. – Вип. 42. – С. 198-204.

8. SCAD для пользователя / Карпиловский В.С., Криксунов Э.З., Перельмутер А.В., Перельмутер М.А., Трофимчук А.Н. – К.: ВВП «Компас», 2000. – 332 с.

© Тютькин А.Л., 2007

УДК 699.162.1

РАХУБА В.О., ПАЗЮК М.Ю. (Запорожская государственная инженерная академия)

ИССЛЕДОВАНИЕ КАЧЕСТВЕННЫХ ИЗМЕНЕНИЙ СЫПУЧЕГО МАТЕРИАЛА ПРИ ЕГО ТРАНСПОРТИРОВАНИИ

Статья посвящена исследованию процессов, происходящих в массе сыпучего материала при его транспортировании. Предложены математические модели изменения фракционного состава материала, составленные на основе балансового метода. Выполнен анализ воздействия на сыпучую массу истирающих и ударных нагрузок. Предложен алгоритм прогнозирования фракционного состава материала на выходе промежуточного бункера агломашины в зависимости от высоты его заполнения.

Повышение эффективности доменного производства может быть достигнуто за счёт совершенствования технологических операций по подготовке агломерационной шихты к спеканию. На качество производимого агломерата существенное влияние оказывает фракционный состав шихты, загружаемой на спекательные тележки агломашины. Поэтому важными требованиями к процессу шихтоподготовки являются получение требуемого гранулометрического состава материала при окомковании и его сохранение при транспортировании на аглоленту. Окомкованная шихта значительно изменяет свой гранулометрический состав при прохождении через загрузочный узел агломашины вследствие наличия на этом участке значительных истирающих и ударных нагрузок [1]. На сегодняшний день отсутствует полное описание процессов, происходящих в сыпучей массе материала на данном участке, поэтому актуальной задачей является получение достоверного математического описания этих процессов и разработка алгоритма прогнозирования фракционного состава шихты, прошедшей через промежуточный бункер агломашины.

С целью изучения механизма разрушения гранул полидисперсного сыпучего материала под действием различного рода нагрузок проводились исследования на лабораторной установке. Исходная шихта, увлажненная до 8 %, окомковывалась в лабораторном грануляторе диаметром 0,6 м при угловой скорости вращения 0,22 1/с. Окомкование, продолжительностью 180 с, проводилось в обычных условиях, с последующим рассевом по фракциям. Отобранные пробы, массой не менее 15 кг, рассеивались по фракциям <1,6 мм, 1,6-3,0 мм, 3-5 мм, 5-7 мм, 7-10 мм, >10 мм.

Сравнение полученных показателей работы лабораторного гранулятора с результатами окомкования железорудного материала в промышленном агрегате по основным фракциям (1,6-3,0 мм, 3-10 мм, >10 мм) свидетельствует о достаточно высокой идентичности этих процессов в производственных и лабораторных условиях.

Шихта, окомкованная в лабораторном грануляторе, перед поступлением в загрузочный узел загружалась в промежуточную емкость, которая имела в сечении прямоугольную форму, размером 0,35×0,35 м. Количество выгружаемого из нее материала регулировалось с помощью выдвижной заслонки, установленной в нижней части ёмкости. Поступающий на загрузочный лоток сыпучий материал, скатываясь по его поверх-

ности, образовывал объёмную фигуру, адекватно процессу формирования слоя агломерационной шихты на спекательных тележках.

В процессе проведения экспериментов периодически отбирались пробы из движущегося по лабораторной установке потока агломерационной шихты. Исследовалось изменение физических свойств материала при различных режимах заполнения емкости в условиях воздействия на сыпучую массу ударных ($H_{п} = 2,0\text{м}$), истирающих ($H_{п} = 0,0\text{м}$) нагрузок и их общего влияния ($H_{п} = 1,0\text{м}$).

Изменение гранулометрического состава под действием различного рода нагрузок, обусловленных падением материала с разной высоты на поверхность загрузочного лотка, характеризуется данными, приведенными в таблице 1.

Табл. 1. Изменение фракционного состава сыпучего материала при движении через промежуточный бункер агломашины

Характеристика материала	Фракции агломерационной шихты, мм					
	<1,6	1,6 - 3	3,0-5,0	5,0 – 7,0	7,0-10,0	>10
Окомкованная шихта, %	34,7	16,3	14,2	16,2	13,5	5,1
Падение с высоты 2 м	41,5	17,5	12,3	14,2	10,9	3,6
Падение с высоты 1 м	34,5	14,9	15,6	16,7	13,1	5,2
Падение с высоты 0 м	49,6	20,5	8,2	11,3	7,6	2,8

Результаты проведенных экспериментов позволяют оценить влияние на фракционный состав шихты отдельно истирающих и ударных нагрузок. Под действием ударных нагрузок ($H_{п} = 2,0\text{м}$) частицы материала раскалываются на относительно более прочные составляющие; модель этого процесса показана на рис. 1.

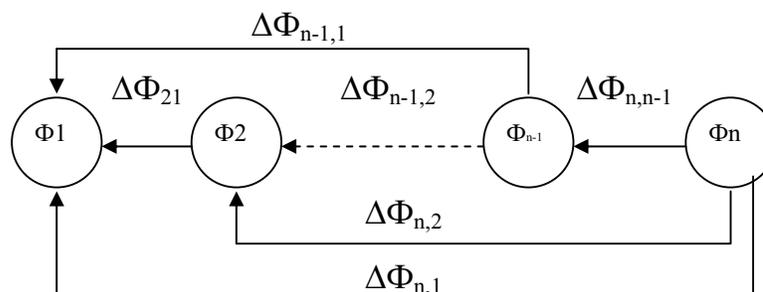


Рис. 1. Схема модели изменения фракционного состава шихты под действием ударных нагрузок

Для получения адекватного описания процессов, протекающих в сыпучей массе материала при прохождении через промежуточный бункер, целесообразно использовать аналитический балансовый метод [2]. Согласно этому методу изменение фракционного состава материала под действием ударных нагрузок описывается следующей системой уравнений:

$$\left. \begin{aligned} \Phi_1'' &= \Phi_1' + \Delta\Phi_{21} + \Delta\Phi_{31} + \dots + \Delta\Phi_{n1} \\ \Phi_2'' &= \Phi_2' - \Delta\Phi_{21} + \Delta\Phi_{32} + \dots + \Delta\Phi_{n2} \\ &\dots\dots\dots \\ \Phi_n'' &= \Phi_n' - \Delta\Phi_{n1} - \Delta\Phi_{n2} - \Delta\Phi_{n3} - \dots - \Delta\Phi_{n,n-1} \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где Φ_i' - количество i -ой фракции в шихте на входе в бункер, %; Φ_i'' - количество i -ой фракции в шихте на выходе из бункера, %; $\Delta\Phi_{ij}$ - количество шихты, перешедшей из i -ой фракции в j -ю в результате воздействия ударных нагрузок.

При уровне заполнения промежуточной ёмкости $H_{сл} = 2,0$ м загрузка сыпучего материала производилась при отсутствии ударных воздействий, поэтому на фракции агломерационной шихты действовали в процессе их движения и выгрузки только истирающие нагрузки. Это обусловило значительное увеличение в поступающем из ёмкости сыпучем материале содержания фракции $<1,6$ мм, при относительно равномерном уменьшении количества фракции $>3,0$ мм. Модель изменения фракционного состава шихты под действием истирающих нагрузок приведена на рис. 2, и описывается системой уравнений (2).

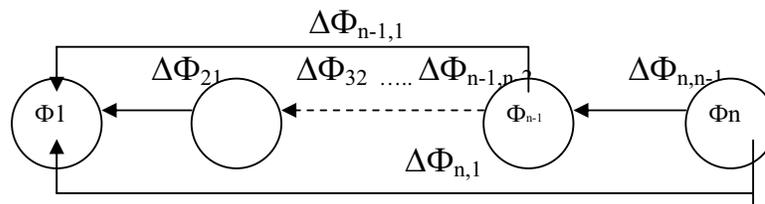


Рис. 2. Схема модели изменения фракционного состава шихты под действием истирающих нагрузок

$$\left. \begin{aligned} \Phi_1'' &= \Phi_1' + \Delta\Phi_{21} + \Delta\Phi_{31} + \dots + \Delta\Phi_{n1} \\ \Phi_2'' &= \Phi_2' - \Delta\Phi_{21} + \Delta\Phi_{32} \\ &\dots\dots\dots \\ \Phi_n'' &= \Phi_n' - \Delta\Phi_{n1} - \Delta\Phi_{n,n-1} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

Решение систем уравнений (1) и (2) для материала, разделённого на 6 классов крупности, было получено с помощью метода квази-Ньютона [3]; результаты моделирования представлены в таблице 2.

Табл. 2. Результаты моделирования изменения фракционного состава шихты при движении через промежуточный бункер агломашины

Направление массопереноса	Ударные нагрузки, %	Истирающие нагрузки, %	Общее воздействие, %
$\Delta\Phi_{21}$	6,80	5,28	12,08
$\Delta\Phi_{31}$	0,00	1,42	1,42
$\Delta\Phi_{41}$	0,00	0,00	0,00
$\Delta\Phi_{51}$	0,00	5,90	5,90
$\Delta\Phi_{61}$	0,00	2,30	2,30
$\Delta\Phi_{32}$	6,55	0,50	7,05
$\Delta\Phi_{42}$	0,00	0,00	0,00
$\Delta\Phi_{52}$	1,45	0,00	1,45
$\Delta\Phi_{62}$	0,00	0,00	0,00
$\Delta\Phi_{43}$	2,43	4,90	7,33
$\Delta\Phi_{53}$	0,71	0,00	0,71
$\Delta\Phi_{63}$	1,50	0,00	1,50
$\Delta\Phi_{54}$	0,43	0,00	0,43
$\Delta\Phi_{64}$	0,00	0,00	0,00
$\Delta\Phi_{65}$	0,00	0,00	0,00

Для косвенной оценки сопротивляемости фракций к ударным и истирающим нагрузкам используем выражение:

$$П = \frac{\Delta\Phi_{ij}}{\Phi_i'} \cdot 100\%,$$

где $\Delta\Phi_{ij}$ - количество материала, перешедшее из i-ой фракции в j-ю при прохождении сыпучей массы через технологический агрегат, %; Φ_i' - содержание i-ой фракции в шихте после окомкования, %.

Показатели сопротивляемости фракций материала показаны на рис. 3.

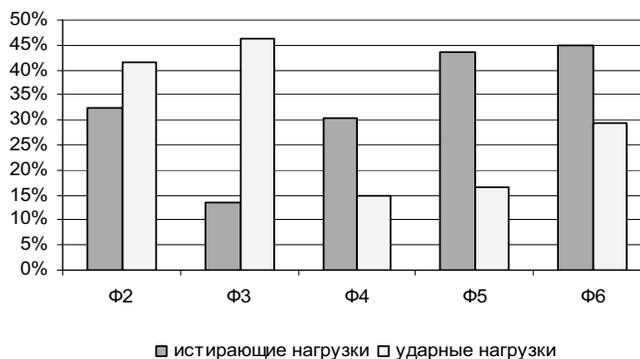


Рис. 3. Показатели сопротивляемости фракций полидисперсного материала к истирающим и ударным нагрузкам

Как показывает анализ полученных результатов, наименьшей относительной сопротивляемостью к истирающим нагрузкам характеризуется фракция >10 мм, макси-

мальной – частицы размером 3-5 мм. Наиболее подвержены воздействию ударных нагрузок гранулы размером 3-5 мм, а наибольшей относительной сопротивляемостью к данному рода нагрузкам характеризуется фракция 5-7 мм.

Использование предложенного метода моделирования позволяет разработать алгоритм прогнозирования фракционного состава окомкованной шихты на выходе из промежуточного бункера. В производственных условиях высота столба шихтовых материалов непостоянна, что приводит к существенному усложнению механизма взаимодействия между частицами в процессе их движения по тракту загрузки шихты на аглоленту. Это определяет необходимость совместного использования для анализа процессов, протекающих в сыпучей среде, моделей, характеризующих структурные изменения в сыпучих материалах под действием ударных и истирающих воздействий. На основе данных моделей был синтезирован алгоритм прогнозирования фракционного состава материала на выходе из промежуточного бункера в зависимости от высоты заполнения бункера.

Для реализации предлагаемого алгоритма требуется предварительное проведение описанных выше опытов для расчета массопереноса под действием различного рода нагрузок в данных технологических условиях. Далее необходимо определить удельный массоперенос, вызванный отдельно ударными и истирающими нагрузками, отнесенный к высоте промежуточного бункера: выражения (3) и (4).

$$\Delta\Phi^{y\delta}_{ударij} = \frac{\Delta\Phi_{ударij}}{H_{бунк}} \quad (3)$$

$$\Delta\Phi^{y\delta}_{истij} = \frac{\Delta\Phi_{истij}}{H_{бунк}} \quad (4)$$

где $\Delta\Phi^{y\delta}_{ударij}$ и $\Delta\Phi^{y\delta}_{истij}$ - удельный массоперенос из *i*-ой фракции в *j*-ю, вызванный соответственно ударными и истирающими нагрузками, %/м; $\Delta\Phi_{ударij}$ и $\Delta\Phi_{истij}$ - абсолютный массоперенос из *i*-ой фракции в *j*-ю, вызванный соответственно ударными и истирающими нагрузками, %; $H_{бунк}$ - высота промежуточного бункера, м.

Предлагаемый алгоритм содержит следующие шаги:

1. Получение информации о текущем уровне заполнения бункера: $H_{сл}$, м.
3. Определение высоты падения материала:

$$H_{пад} = H_1 + (H_{бунк} - H_{сл}) \quad (5)$$

где $H_{пад}$ - высота падения материала, м; H_1 - расстояние от загрузочного устройства до верхней кромки бункера, м;

3. Определение массопереноса под действием ударных нагрузок:

$$\Delta\Phi_{ударij} = H_{пад}\Delta\Phi^{y\delta}_{ударij} \quad (6)$$

4. Определение гранулометрического состава материала при соприкосновении с поверхностью столба материала в бункере: по уравнениям системы (1).

5. Определение массопереноса под действием истирающих нагрузок:

$$\Delta\Phi_{истij} = H_{сл}\Delta\Phi^{y\delta}_{истij} \quad (7)$$

6. Определение гранулометрического состава материала на выходе из промежуточного бункера: по уравнениям системы (2). Здесь в качестве исходного фракционного

состава выступает фракционный состав, определённый в результате решения системы (1).

В условиях комбината «Запорожсталь» высота заполнения промежуточных бункеров агломашин колеблется от 0,5 м до 1,5 м. В данном интервале изменения высоты столба материала было произведено моделирование изменения фракционного состава шихтового материала в соответствии с вышеописанным алгоритмом. Гранулометрический состав окомкованной шихты перед загрузкой в бункер характеризовался значениями, представленными в таблице 1. Результаты моделирования показаны на рис. 4.

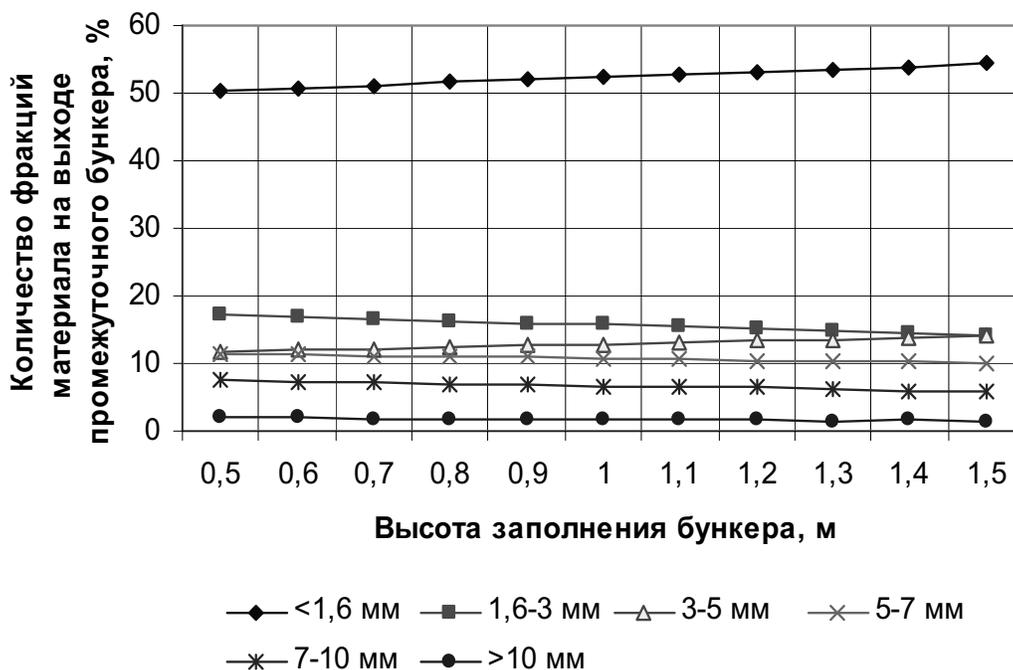


Рис. 4. Влияние степени заполнения промежуточного бункера на фракционный состав выгружаемого материала.

Как видно, при увеличении степени заполнения бункера возрастает количество мелкой фракции, что связано с увеличением площади участка воздействия истирающих нагрузок. При этом амплитуда колебания уровня материала 1 м вызывает изменение количества мелкой фракции на 4 %. При выборе рационального уровня заполнения промежуточного бункера необходимо учитывать влияние колебаний количества шихты на стабильность работы дозатора [1].

Таким образом, балансовый метод моделирования обеспечивает получение достоверного математического описания процессов, происходящих в сыпучей массе под действием истирающих и ударных нагрузок; при этом он позволяет отдельно оценивать их влияние на изменение фракционного состава материала. С использованием данного метода моделирования был разработан алгоритм прогнозирования фракционного состава шихты на выходе промежуточного бункера агломашин по фракционному составу шихты на выходе барабана-окомкователя, который может быть использован в системе управления характеристиками спекаемого на аглоленте слоя.

Библиографический список

1. Пазюк М. Ю., Полещук А. А. Управление поточно-транспортными системами железорудных материалов. – Запорожье: ЗГИА, 1995. – 120 с.
2. Использование балансового метода для исследования и моделирования процессов подготовки железорудного сырья к окускованию / Пазюк М.Ю., Башлий С.В., Ерёменко Д.В., Пазюк Ю.М. – В сб. науч. трудов «Металлургия», Запорожье, ЗГИА, 1999. – С. 23-28
3. www.nsu.ru/education/cmet/node43.html

© Рахуба В.О., Пазюк М.Ю., 2007

УДК 622.807.4

БУЛГАКОВ Ю.Ф.(ДонНТУ), ЗИНЧЕНКО И.Н.(НИИГД «Респиратор»), СЛИЗКО А.Г. (Днепрогипрошахт), КАЮН О.П. (Шахта Красноармейская-Западная №1), МЕЛЬНИКОВА Я.В. (ДонНТУ)

ИССЛЕДОВАНИЯ ДИНАМИКИ КАПЕЛЬНОЙ ЖИДКОСТИ И ЕЁ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ С УГОЛЬНОЙ ПЫЛЬЮ В ВЕНТИЛЯЦИОННОМ ПОТОКЕ

В данной статье изложены результаты теоретических исследований процесса осаждения пыли капельной жидкостью. Предложена система дифференциальных уравнений, описывающая данный процесс, решение которой получено в явном виде. Показано, что частицы пыли с небольшими начальными скоростями и малыми диаметрами будут находиться в области ламинарного режима движения, а капли жидкости больших диаметров с большими скоростями – в области турбулентного и переходного режимов. Это позволяет научно обосновать величины скоростей диспергированных капель, обуславливающих максимальный эффект.

Борьба с угольной пылью, как профессиональной вредностью и источником взрывов метанопылевоздушных смесей, представляет собой сложную научно-техническую задачу. Для её решения проведены многочисленные теоретические и экспериментальные исследования [1 – 11] по гидрообеспыливанию горных выработок за счет орошения водой с предварительной её электризацией и без неё, с использованием различных добавок поверхностно-активных веществ (ПАВ) или без них. Исследования в этом направлении доведены до научно-обоснованных нормативных документов, которые внедрены и позволяют осуществлять на угольных шахтах мероприятия по пылеподавлению и предупреждению взрывов.

Однако существующие способы и средства гидрообеспыливания не всегда обеспечивают снижение запылённости воздуха до санитарных норм. До сих пор до конца не выяснена роль динамического смачивания угольной пыли, и поэтому механизм гидрообеспыливания воздуха орошением остаётся не достаточно изученным.

Исследование процессов взаимодействия взвешенной угольной пыли и диспергированной жидкости в вентиляционном потоке невозможно без рассмотрения динамики пылевых и диспергированных водных потоков. Такое рассмотрение даёт возможность определить скорости, траектории и дальность полёта как частиц пыли, так и капель жидкости в выработке, что позволит установить научно обоснованную эффективность гидрообеспыливания орошением.

При изучении динамики пылевых и диспергированных водных потоков, аналогично [1], будем считать частицы пыли и капли жидкости как отдельные объекты, движущиеся в вентиляционном потоке.

Выберем оси координат (рис.1): x – продольная координата вдоль движения вентиляционного потока с началом от места образования пылевого потока (расположения комбайна) или от места расположения водяного факела, y – поперечная координата снизу вверх с началом у почвы выработки.

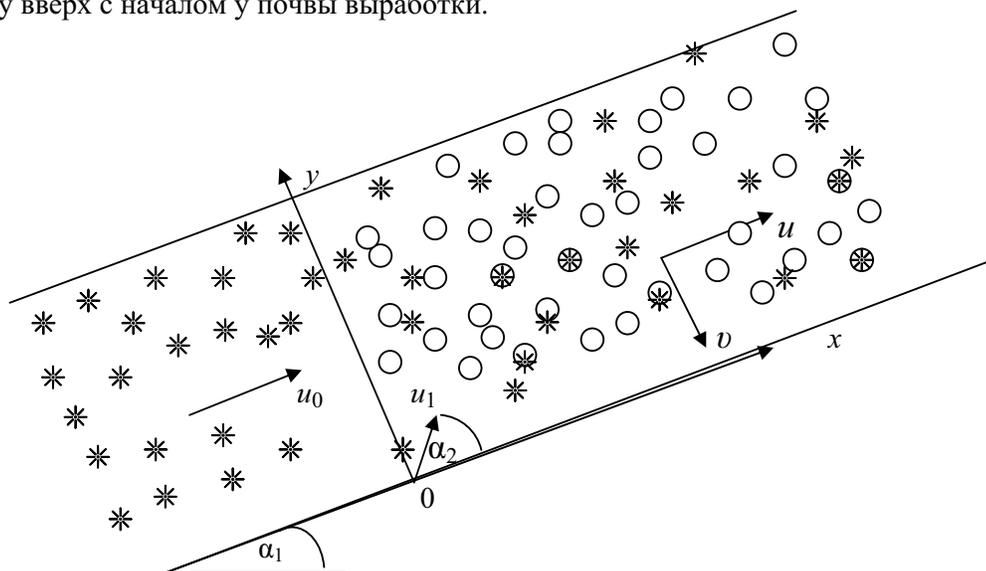


Рис.1. Схема движения и механического взаимодействия распылённой жидкости (кружочки) с угольной пылью (звёздочки) в наклонной выработке

В проекциях на оси координат уравнение движения частиц пыли или капель жидкости представим в виде [12]

$$\begin{aligned} \frac{du}{dt} &= -g \sin \alpha_1 - \frac{6}{\rho \pi d_i^3} W_x; \\ \frac{dv}{dt} &= -g \cos \alpha_1 - \frac{6}{\rho \pi d_i^3} W_y \end{aligned} \quad (1)$$

где u, v – проекции вектора скорости на оси координат, м/с; g – ускорение силы тяжести (принимается равным $9,81 \text{ м/с}^2$); α_1 – угол наклона выработки к горизонту, град; ρ – плотность частицы или капли (обычно принимается равной 1300 кг/м^3 – для частиц угольной пыли и равной 1000 кг/м^3 – для воды); d_i – диаметр i – той частицы или капли, м; W_x, W_y – проекции вектора силы сопротивления движению, Н

Считается, что силы сопротивления движению тела в воздухе пропорциональны кинетической энергии относительного движения и площади миделева сечения тела [13]. Эта зависимость в проекциях на оси координат с учётом знака направления движения (по потоку или против него) может быть представлена в виде

$$W_x = c_x \frac{\pi d_i^2}{4} \rho_0 \frac{|u \pm u_0| (u \pm u_0)}{2};$$

$$W_y = c_y \frac{\pi d_i^2}{4} \frac{\rho_0 |v| v}{2} \quad (2)$$

где c_x, c_y – проекции коэффициента сопротивления на оси координат; ρ_0 – плотность воздуха, кг/м³; u_0 – скорость вентиляционного потока, м/с.

Подставляя выражения (2) в систему уравнений (3), получим

$$\begin{aligned} \frac{du}{dt} &= -g \sin \alpha - \frac{3\rho_0 c_x}{4\rho d_i} |u \pm u_0| (u \pm u_0); \\ \frac{dv}{dt} &= -g \cos \alpha - \frac{3\rho_0 c_y}{4\rho d_i} |v| v \end{aligned} \quad (3)$$

Добавим к уравнениям системы (3) начальные условия, исходя из того, что частицы или капли в месте их образования приобретают под углом наклона к почве выработки скорость, не совпадающую со скоростью воздуха:

$$1) u(0) = u_1 \cos \alpha_2; \quad 2) v(0) = u_1 \sin \alpha_2 \quad (4)$$

Многочисленные экспериментальные исследования [13] показывают, что коэффициент сопротивления тел шаровидной формы подчиняется двучленному закону и может быть с достаточной степенью точности в проекциях на оси координат принят равным

$$\begin{aligned} c_x &= 0,5 + \frac{24\nu}{|u \pm u_0| d_i}; \\ c_y &= 0,5 + \frac{24\nu}{|v| d_i}, \end{aligned} \quad (5)$$

где ν – кинематическая вязкость воздуха, м²/с.

На рис. 2 приведены расчётные кривые (5) и экспериментальные данные [13] зависимости коэффициента сопротивления движению тел шаровидной формы от локального числа Рейнольдса при переходе от ламинарного режима к турбулентному. Под локальным числом Рейнольдса [1] подразумевается отношение динамических сил частицы или капли жидкости к силам вязкости воздуха

$$\text{Re}_x = \frac{|u - u_0| d_i}{\nu}; \quad \text{Re}_y = \frac{|v| d_i}{\nu} \quad (6)$$

Максимальная погрешность расчётных данных, как показали сравнения с экспериментальными данными, не превышает 10 – 20%. Анализ возможных значений локального числа Рейнольдса показывает, что он может меняться в широких пределах. Так, принимая минимальный диаметр $d_{min} = 1$ мкм и минимальную скорость $u_{min} = 0,1$ м/с, получим $\text{Re} = 0,007$. А принимая максимальный диаметр $d_{max} = 1000$ мкм и максимальную скорость $u_{min} = 100$ м/с [2], получим $\text{Re} = 6667$.

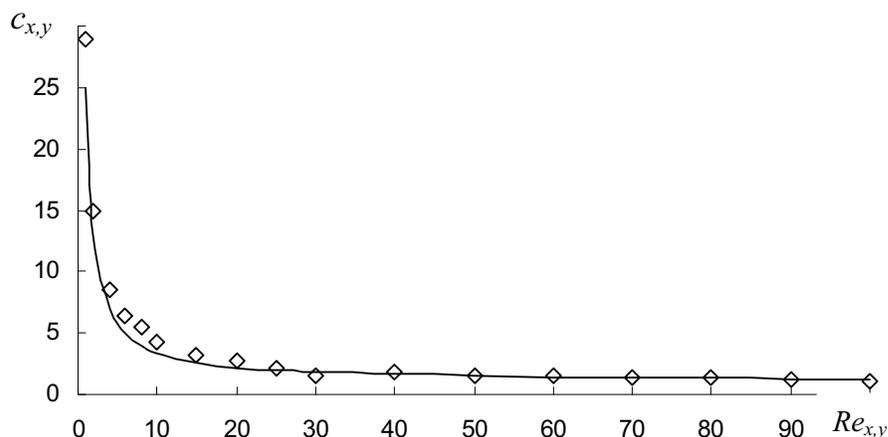


Рис.2. Зависимость коэффициента сопротивления движению тел шаровидной формы от локального числа Рейнольдса при переходе от ламинарного к турбулентному режиму.

Таким образом, движение частиц пыли и капель жидкости будет переходить от турбулентного режима к ламинарному, захватывая и переходный режим. Поэтому рассмотрение только ламинарного режима с использованием закона Стокса, как в работах [1, 2], может привести к грубым ошибкам.

Подставляя формулы (5) в уравнения (3), учтём все возможные режимы движения и получим

$$\begin{aligned} \frac{du}{dt} &= -g \sin \alpha - \frac{3\rho_0}{8\rho d_i} \left[|u \pm u_0| + \frac{48\nu}{d_i} \right] (u \pm u_0); \\ \frac{dv}{dt} &= -g \cos \alpha - \frac{3\rho_0}{8\rho d_i} \left[|v| + \frac{48\nu}{d_i} \right] v \end{aligned} \quad (7)$$

Найдём предельные значения проекций скорости движения частиц или капель, полагая производные в уравнениях (7) равными нулю:

$$\begin{aligned} a_2(u_2 \pm u_0)^2 - a_1(u_2 \pm u_0) - g \sin \alpha_1 &= 0; \\ a_2 v_2^2 - a_1 v_2 - g \cos \alpha_1 &= 0 \end{aligned} \quad (8)$$

где u_2 и v_2 – проекции предельной скорости движения на оси координат, м/с.

В уравнениях (8) учтён знак предельной относительной скорости (продольной и вертикальной – со знаком «минус») и поэтому отброшен модуль скорости. Для простоты записи введены в рассмотрение коэффициенты уравнений (8), равные

$$a_1 = \frac{18\mu_0}{\rho d_i^2}; \quad a_2 = \frac{3\rho_0}{8\rho d_i} \quad (9)$$

Здесь $\mu_0 = \rho_0 \nu$ – динамическая вязкость воздуха, кг/(м·с).

Решая алгебраические уравнения второго порядка (7), найдём предельное значения проекций скорости

$$u_2 = \bar{\tau} u_0 - \frac{2g \sin \alpha_1}{a_1 + \sqrt{a_1^2 + 4a_2 g \sin \alpha_1}}; \quad (10)$$

$$v_2 = \frac{-2g \cos \alpha_1}{a_1 + \sqrt{a_1^2 + 4a_2 g \cos \alpha_1}}$$

Из формулы (9) следует, что при $a_2 = 0$ режим движения ламинарный, а при $a_1 = 0$ – турбулентный.

На рис.3 представлена, установленная по второй формуле (9), зависимость предельной вертикальной скорости от диаметра частиц или капель. Из рис. 3 следует, что пользоваться законом Стокса при оценке вертикальной скорости движения можно только при диаметрах частиц или капель менее 200 мкм. Тем более нельзя пользоваться законом Стокса для продольной скорости в активной зоне действия факела, где локальные числа Рейнольдса, как уже отмечалось, могут составлять несколько тысяч.

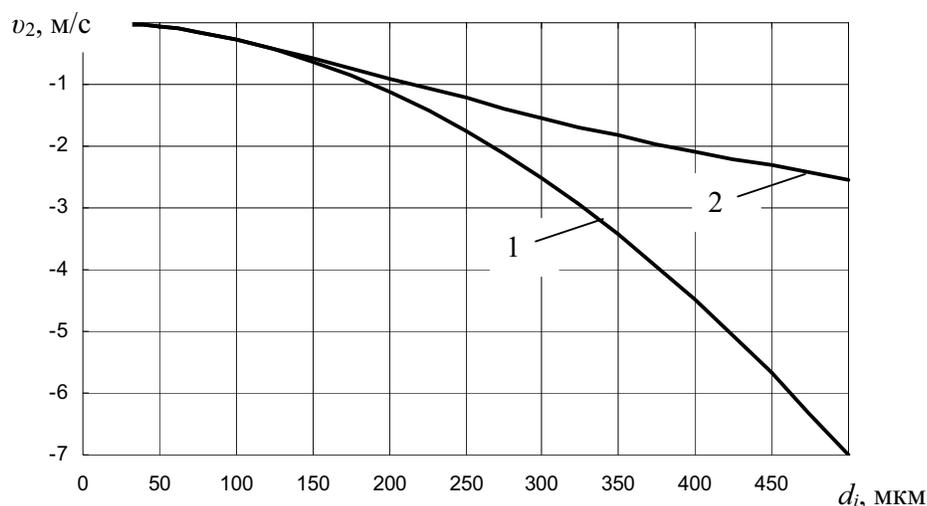


Рис.3. Зависимость предельной вертикальной скорости движения частицы или капли от её диаметра при ламинарном (кривая 1) и смешанном режимах (кривая 2).

Решения системы уравнений (7) с начальными условиями (4) будем искать методом разделения переменных и предварительно, отбрасывая модули и учитывая вместо них знаки, представим систему в виде

$$\frac{d(u - u_0)}{\pm a_2(u - u_0)^2 + a_1(u - u_0) + g \sin \alpha_1} = -dt; \quad (11)$$

$$\frac{dv}{\pm a_2 v^2 + a_1 v + g \cos \alpha_1} = -dt$$

Для первого уравнения системы (2.17), поскольку $(u \pm u_0) > 0$, решение с первым начальным условием (2.8) можно представить в виде [14]

$$t = -\frac{1}{\sqrt{\Delta_x}} \left[\ln \left(\frac{2a_2(u \pm u_0) + a_1 - \sqrt{\Delta_x}}{2a_2(u \pm u_0) + a_1 + \sqrt{\Delta_x}} \right) - \ln \left(\frac{2a_2(u_1 \cos \alpha_2 \pm u_0) + a_1 - \sqrt{\Delta_x}}{2a_2(u_1 \cos \alpha_2 \pm u_0) + a_1 + \sqrt{\Delta_x}} \right) \right] \quad (12)$$

Дискриминант уравнения Δ_x равен

$$\Delta_x = a_1^2 - 4a_2 g \sin \alpha_1 = \left(\frac{18\mu_0}{\rho d_i^2} \right)^2 - \frac{3\rho_0}{2\rho d_i} g \sin \alpha_1 \quad (13)$$

Из выражения (13) следует, что для горизонтальных выработок дискриминант всегда положителен, а для наклонных выработок ($\alpha_1 \leq 30^\circ$) дискриминант положителен при диаметрах частиц или капель меньших 300 мкм, если принять $\rho_0 = 1,3 \text{ кг/м}^3$; $\rho = 1000 \text{ кг/м}^3$; $\mu_0 = 1,95 \cdot 10^{-5} \text{ кг/(м}\cdot\text{с)}$; $g = 9,81 \text{ м/с}^2$.

Оценка величин алгебраических слагаемых, входящих в дискриминант, показывает, что $a_1^2 \gg 4a_2 g \sin \alpha_1$, тем более для горизонтальных выработок. Поэтому можно принять $\Delta \approx a_1^2$. В этом случае формула (12), разрешённая относительно скорости, принимает вид

$$u(t) = u_0 + \frac{(u_1 \cos \alpha_2 - u_0) \exp(-a_1 t)}{1 + \text{Re}_x [1 - \exp(-a_1 t)] / 48}, \quad (14)$$

где Re_x – локальное число Рейнольдса, равное

$$\text{Re}_x = 48(u_1 \cos \alpha_2 \pm u_0)a_2 / a_1 = (u_1 \cos \alpha_2 \pm u_0)d_i / \nu \quad (15)$$

Анализ полученной зависимости показывает, что продольная составляющая скорости движения частицы пыли или капли жидкости меняется от своего первоначального значения до предельного, совпадающего со скоростью воздуха. Эти изменения в большой степени зависят от локального числа Рейнольдса. Как видно из рис.4, чем больше начальная скорость при одном и том же диаметре частицы или капли, тем быстрее падает относительная скорость.

Поэтому частицы пыли с их небольшими начальными скоростями и малыми диаметрами будут находиться в области ламинарного режима движения (рис.4, $\text{Re}_x = 1$), а капли жидкости – в области турбулентного и переходного режимов (рис.4, $\text{Re}_x = 100$ и 1000).

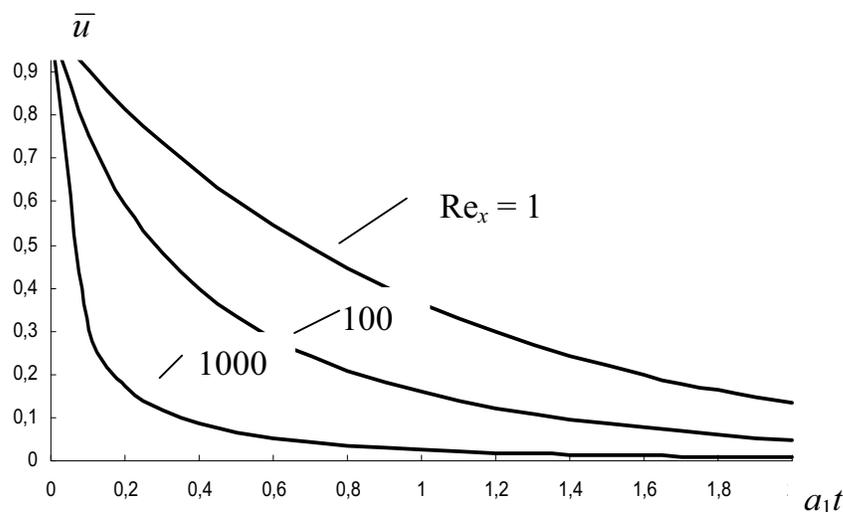


Рис.4. Изменения во времени продольной относительной скорости движения частицы пыли или капли жидкости при разных локальных числах Рейнольдса.

Здесь относительная скорость означает

$$\bar{u} = \frac{u - u_0}{u_1 \cos \alpha_2 - u_0}$$

Рассмотрим дискриминант во втором уравнении (2.13), который при $v > 0$ равен

$$\Delta_y = a_1^2 - 4a_2 g \cos \alpha_1 = \left(\frac{18\mu_0}{\rho d_i^2} \right)^2 - \frac{3\rho_0}{2\rho d_i} g \cos \alpha_1 \quad (16)$$

Анализ порядка величин первого и второго слагаемого показывает, что при $v > 0$ дискриминант может быть как положительным, так и отрицательным в зависимости от диаметра частиц или капель.

Так, если принять $\rho_0 = 1,3 \text{ кг/м}^3$; $\rho = 1000 \text{ кг/м}^3$; $\mu_0 = 1,95 \cdot 10^{-5} \text{ кг/(м}\cdot\text{с)}$; $g = 9,81 \text{ м/с}^2$, $\cos \alpha_1 < 1$, то дискриминант положительный при $d_i < 200 \text{ мкм}$, а при больших диаметрах – отрицательный. В то же время дискриминант всегда положительный при $v < 0$, когда после взлёта начинается падение частицы или капли.

В этом случае решение второго уравнения (11) со вторым начальным условием (4) представим в виде [14]

$$t = \begin{cases} \frac{1}{\sqrt{\Delta_y}} \left[\ln \frac{2a_2 u_1 \sin \alpha_2 + a_1 - \sqrt{\Delta_y}}{2a_2 u_1 \sin \alpha_2 + a_1 + \sqrt{\Delta_y}} - \ln \frac{2a_2 v + a_1 - \sqrt{\Delta_y}}{2a_2 v + a_1 + \sqrt{\Delta_y}} \right], & \text{если } \Delta_y > 0; \\ \frac{2}{\sqrt{-\Delta_y}} \left[\arctg \frac{2a_2 u_1 \sin \alpha_2}{\sqrt{-\Delta_y}} - \arctg \frac{2a_2 v}{\sqrt{-\Delta_y}} \right], & \text{если } \Delta_y < 0 \end{cases} \quad (17)$$

Разрешим формулы (17) относительно вертикальной скорости и получим

$$v(t) = \begin{cases} \frac{(a_1 + \sqrt{\Delta_y}) A \exp(-\sqrt{\Delta_y} t) - a_1 + \sqrt{\Delta_y}}{2a_2 [1 - A \exp(-\sqrt{\Delta_y} t)]}, & \text{если } \Delta_y > 0; \\ \frac{\sqrt{-\Delta_y}}{2a_2} \text{tg} \left[\arctg \frac{2a_2 u_1 \sin \alpha_2}{\sqrt{-\Delta_y}} - \frac{\sqrt{-\Delta_y} t}{2} \right], & \text{если } \Delta_y < 0 \end{cases} \quad (18)$$

Здесь для сокращения записи введён в рассмотрение безразмерный коэффициент

$$A = \frac{2a_2 u_1 \sin \alpha_2 + a_1 - \sqrt{\Delta_y}}{2a_2 u_1 \sin \alpha_2 + a_1 + \sqrt{\Delta_y}} \quad (19)$$

На рис.5 приведены результаты расчёта по формулам (14) и (18) изменения во времени продольной и вертикальной составляющих скорости движения частицы или капли в горизонтальной выработке.

Исходные данные при расчёте приняты следующими: динамическая вязкость воздуха $\mu_0 = 1,95 \cdot 10^{-5} \text{ кг/(м}\cdot\text{с)}$; кинематическая вязкость воздуха $\nu = 1,3 \cdot 10^{-5} \text{ м}^2/\text{с}$; угол наклона факела, расположенного у почвы, к горизонту $\alpha_2 = 45^\circ$; плотность воздуха $\rho_0 = 1,3 \text{ кг/м}^3$; плотность воды $\rho = 1000 \text{ кг/м}^3$; скорость воздуха $u_0 = 1 \text{ м/с}$; начальная скорость капель жидкости $u_1 = 30 \text{ м/с}$; ускорение свободного падения $g = 9,81 \text{ м/с}^2$; средний диаметр капель жидкости $d_k = 200 \text{ мкм}$. Из рис. 5 видно, что спустя чуть более 0,2 с, продольная скорость падает и сравнивается со скоростью воздуха, а вертикальная скорость становится отрицательной.

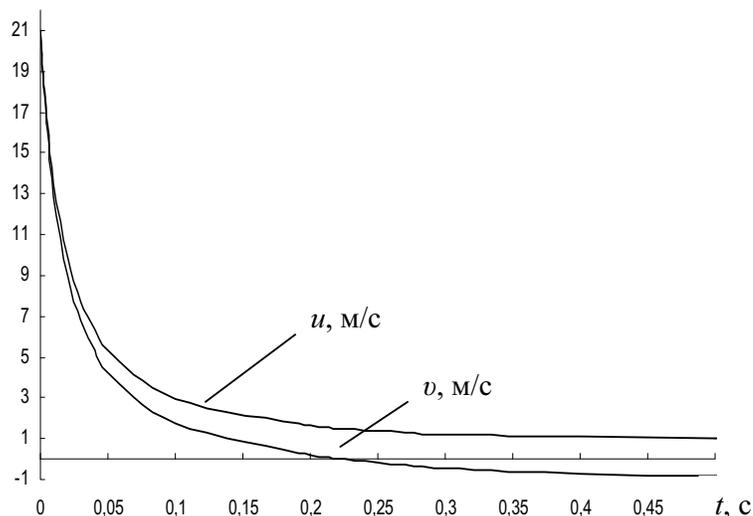


Рис.5. Изменение во времени продольной и вертикальной составляющих скорости движения капель жидкости в горизонтальной выработке после их вылета из форсунки под углом 45^0 .

Поскольку для практического применения ($d_k \leq 200$ мкм) в основном потребуются первая формула (18), проинтегрируем её с учётом (4), а также формулу (14) по времени. Тогда для определения координат местонахождения частицы или капли получим

$$\begin{aligned}
 x(t) &= u_0 t + \frac{48(u_1 \cos \alpha_2 - u_2)}{a_1 \operatorname{Re}_x} \ln[1 + \operatorname{Re}_x [1 - \exp(-a_1 t)] / 48]; \\
 y(t) &= v_2 t + \frac{1}{a_2} \ln \frac{1 - A \exp(-\sqrt{\Delta_1} t)}{1 - A}
 \end{aligned}
 \tag{20}$$

Зная координаты местонахождения капель жидкости можно определить траектории их полёта.

На рис.6 представлены результаты расчёта положения капли жидкости диаметром 100 мкм над почвой выработки в зависимости от расстояния до форсунки при начальной высоте $h_i = 1$ м и угле наклона форсунки к горизонту 0^0 . Там же нанесена штриховая линия, указывающая на то, что положение частицы пыли диаметром 10 мкм почти не меняется на указанной длине.

Из рис.6 следует, что капля жидкости сначала сохраняет прямолинейный путь движения, а затем начинает приближаться под действием сил тяжести к почве выработки, в то время как частица пыли остаётся примерно на той же высоте.

Очевидно, максимальная дальность полёта капель жидкости будет достигнута при расположении сопла форсунки под углом к почве выработки с тем, чтобы первоначальные потери жидкости на почве были минимальными.

Полученные результаты динамики частиц пыли и капель жидкости позволяют исследовать, как происходит взаимодействие распылённой жидкости с угольной пылью.

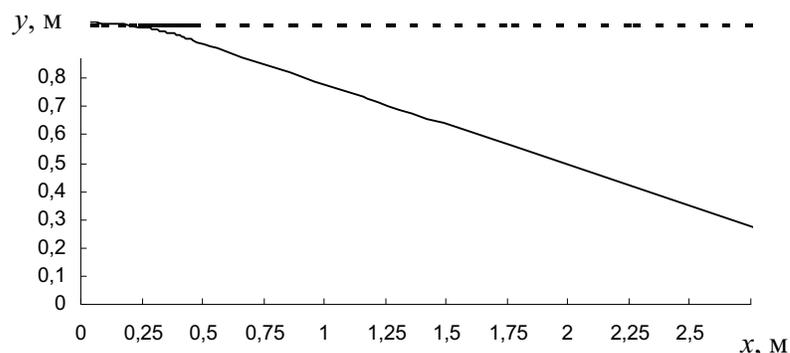


Рис. 6. Положение капли жидкости диаметром 100 мкм (сплошная линия) и частицы пыли диаметром 10 мкм (штриховая линия) над почвой выработки в зависимости от расстояния до форсунки

Будем считать, что взвешенная угольная пыль вдали от источника её образования уже приобрела скорость, совпадающую со скоростью воздуха, и находится во взвешенном состоянии. Концентрация пыли при входе в зону действия водяной завесы будет изменяться согласно [1] пропорционально самой концентрации пыли, относительной скорости движения частиц пыли и капель жидкости, а также суммарной эффективной площади сечения частиц пыли и капель жидкости, в результате чего можно записать

$$V \frac{dC}{dt} = -E \frac{\pi}{4} (md_u^2 + nd_k^2) \sqrt{(u \pm u_0)^2 + v^2} C, \quad (21)$$

где V – некоторый объём выработки, в котором осуществляется взаимодействие пылевого и капельного потоков, m^3 ; C – концентрация пыли в рассматриваемом объёме, $кг/м^3$; E – коэффициент пропорциональности или коэффициент захвата частиц пыли; m – количество частиц пыли в рассматриваемом объёме; n – количество капель жидкости в рассматриваемом объёме; d_u – средний диаметр частиц пыли, м; d_k – средний диаметр капель жидкости, м.

В уравнении (21) в отличие от работ [1, 2] учтена суммарная площадь частиц пыли и капель жидкости, загромождающих сечение выработки, а не сумма их радиусов в квадрате, что лишено физического смысла. Кроме того, рассматривается не только продольная составляющая скорости капель жидкости, но и вертикальная составляющая, вносящая свой весомый вклад, особенно при больших диаметрах капель, что ранее не принималось во внимание.

Представим выделенный объём выработки как произведение

$$V = V_k \frac{V}{V_k} = \rho \frac{\pi}{6} nd_k^3 / Z, \quad (22)$$

где Z – концентрация капель жидкости в рассматриваемом объёме, $кг/м^3$.

Поскольку отношение площадей частиц и капель можно выразить через отношение их начальных концентраций, то получим

$$\frac{md_u^2}{nd_k^2} = \frac{\rho}{\rho_u} \frac{C_0}{Z_0} \frac{d_k}{d_u}, \quad (23)$$

где ρ_c – плотность частиц угля, кг/м³.

Так как $\rho/\rho_c = 1000/1300 = 0,77$, то уравнение (21) с учётом (22) и (23) примет вид

$$\frac{dC}{dt} = -E \frac{3}{2\rho} \frac{d_c + 0,77d_k C_0 / Z_0}{d_c d_k} \sqrt{(u - u_0)^2 + v^2} CZ, \quad (24)$$

где C_0 – начальная концентрация пыли на входе в водяную завесу, кг/м³; Z_0 – начальная концентрация диспергированной воды, кг/м³.

Начальное условие для уравнения (24) будет

$$C(0) = C_0 \quad (25)$$

Решение уравнения (24) с начальным условием (25) можно представить в общем виде [14]

$$C(t) = C_0 \exp \left[-E \frac{3}{2\rho} \frac{d_c + 0,77d_k C_0 / Z_0}{d_c d_k} \int_0^t \sqrt{(u - u_0)^2 + v^2} Z(\tau) d\tau \right] \quad (26)$$

Неизвестной остаётся функция Z концентрации распылённой жидкости в вентиляционном потоке. Для её отыскания используем уравнение нестационарного переноса примеси с учётом их потерь на стенках выработки и на почве под действием сил гравитации [2]:

$$\frac{dZ}{dt} = -\frac{kv_2}{h} Z - \frac{\gamma\Omega}{S} Z, \quad (27)$$

где k – коэффициент неравномерного распределения капель жидкости по высоте; γ – коэффициент потерь капель жидкости на стенках выработки, м/с.

Начальное условие для уравнения (27) будет

$$Z(0) = 0 \quad (28)$$

Решение уравнения (2.39) с начальным условием (2.40) представим в виде

$$Z(t) = Z_0 \exp \left[-\left(\frac{kv_2}{h} + \frac{\gamma\Omega}{S} \right) t \right] \quad (29)$$

Таким образом, подынтегральное выражение будет известной функцией, и сам интеграл может быть вычислен численными методами.

Анализ полученных результатов исследования показывает, что эффект гидрообеспыливания орошением водой взвешенной пыли в большой степени зависит от учёта продольной и вертикальной составляющих скорости распылённой жидкости и будет тем больше, чем больше в потоке воздуха находится частиц пыли и капель жидкости и чем меньше их диаметр. Большую роль при этом играет также коэффициент захвата частиц пыли, который увеличивается при увеличении электростатического заряда капель и уменьшении их поверхностного натяжения добавками ПАВ [1, 2], что требует дополнительных экспериментальных исследований.

Библиографический список

1. Смачивание пыли и контроль запылённости воздуха в шахтах. / Р.Р. Кудряшов, Л.Д. Воронина, М.К. Шуринова, Ю.В. Воронина, В.А. Большаков. – М.: Наука, - 196 с.
2. Физико-химические основы гидрообеспыливания и предупреждения взрывов угольной пыли / В.И. Саранчук, В.Н. Качан, В.В. Рекун и др. – Киев: Наук. Думка, 1984. – 216 с.
3. Медников Е.П. Турбулентный перенос и осаждение аэрозолей. – М.: Наука, 1980. – 176 с.

4. Ищук И.Г., Поздняков Г. А. Средства комплексного обеспыливания горных предприятий. Справочник. – М.: Недра, 1991. – 223 с.
5. Петрухин П.М. и др. Борьба с угольной и породной пылью в шахтах. – М.: Недра, 1981. – 271 с.
6. Борьба с угольной пылью в высокопроизводительных забоях. / Под ред. Ф.С. Клебанова. ИГД им. А.А. Скочинского. – М.: Недра, 1981. – 116 с.
7. Кириин Б.Ф., Журавлёв В.П., Рыжих Л.И. Борьба с пылевыделением в шахтах. – М.: Недра, 1983. – 213 с.
8. Журавлёв В.П., Цыцура А.А., Кудрявцев А.А. Применение гидрообеспыливания на предприятиях чёрной металлургии и в угольной промышленности. – Караганда, 1982. – 22 с.
9. Разработка метода и программы расчёта фракционной эффективности пылеулавливания при попутном капельном орошении. / Под рук. Пирумова А.И. // Сборник НИР и ОКР, 1983. – Серия 14, №31. – 47 с.
10. Поздняков Г. А., Мартынюк Г.К. Теория и практика борьбы с пылью в механизированных подготовительных забоях. – М.: Недра, 1983. – 126 с.
11. Журавлёв В.П., Лоренц А.Х. Исследование и расчёт оросителей с регулируемой характеристикой. // Борьба с силикозом. – М.: Недра, 1982. – т. XI. – С. 67 – 71.
12. Лойцянский Л.Г. Механика жидкости и газа. – М.: Наука, 1970. – 914 с.
13. Седов Л.И. Методы подобия и размерности в механике. – М.: Наука, 1967. – 428 с.
14. Камке Э. Справочник по обыкновенным дифференциальным уравнениям. – М.; Наука, 1976. – 576 с.

© Булгаков Ю.Ф., Зинченко И.Н., Слизко А.Г., Каюн О.П., Мельникова Я.В., 2007

УДК 622,831:537,86

ВАСИЛЬКОВСКИЙ В.А. (ИФГП НАН Украины)

ФИЗИЧЕСКАЯ ИНТЕРПРЕТАЦИЯ ПАРАМЕТРОВ ИНТЕРПОЛЯЦИИ ХОДА ДЕСОРБЦИИ МЕТАНА ИЗ КАМЕННОГО УГЛЯ

Рассматриваются два вида интерполяции для описания опытных данных по десорбции метана из каменного угля. Физическая трактовка параметров интерполяции основана на модели десорбции, представляющей собой суперпозицию процессов диффузии и фильтрации. Показано, что присущая углю дисперсия размера каналов фильтрации газа и микроблоков угля приводят к необходимости выбора интерполяционной функции в виде суммы нескольких составляющих.

При анализе экспериментальных данных о ходе десорбции (или сорбции) метана из каменных углей зачастую возникает необходимость в выборе вида интерполяционной функции описывающей процесс выхода газа. В случае, если точность измерений низка, эта функция может иметь вид экспоненты: $Q(t) = Q_0 \cdot \exp(-t/\tau^{dec})$, где $Q(t)$ – количество газа в угле, а τ^{dec} – характерное время выхода газа. То есть, допускается, что время релаксации к равновесному состоянию системы уголь-газ есть величина постоянная, независящая от стадии десорбции:

$$\tau^{dec} = Q(t)/[\partial Q(t)/\partial t] = const. \quad (1)$$

Теория диффузии и фильтрации [1,2], а также экспериментальные исследования [3,4] показывают, что такое представление о кинетике десорбции является упрощенным. В действительности описание выхода газа одной экспоненциальной функцией оказывается невозможным. Таким образом, физически обоснованный выбор вида ин-

терполяции является важным элементом экспериментального изучения нестационарной эмиссии газов из каменного угля.

На рис.1 символами (Δ) представлен типичный ход десорбции метана из каменного угля в предварительно вакуумированный сосуд известного объема, а именно, изменение количества N метана в сосуде (давление газа P^{mc} в накопительном сосуде) с течением времени.

Представлены также кривые $Q(t) = a \cdot (1 - \exp(-t/\tau^{dec}))$ соответствующие минимальному отклонению экспоненты от экспериментальных точек. (Здесь и далее оптимизация параметров интерполяционной функции проводилась с привлечением компьютерной программы EasyPlot). Рассматривались случаи, когда регистрация десорбции прерывалась после 600, 1800 и 10000 минут выделения газа. Видно, что значения параметров a и τ^{dec} зависят от продолжительности опыта. То есть, параметры десорбции зависят от времени, а интерполяционная функция в виде одной экспоненты не может точно описать весь процесс выхода метана из угля.

Наш анализ показывает, что при выборе вида интерполяции меньшую среднеквадратичную ошибку обеспечивает комбинация “корневой” и экспоненциальной зависимостей

$$Q(t) = a(1 - (1 + bt)^{-0,5}) + \tilde{n}(1 - \tilde{a}\tilde{\delta}p(-t/\tau)) \quad (2)$$

Рассчитанный по формуле (2) параметр $\tau^{dec}(t) = Q(t)/[\partial Q(t)/\partial t]$, непрерывно изменяется во времени, что более точно отражает реальный процесс десорбции. Очевидны так же и неудобства такой интерполяции: теряется наглядность физической интерпретации параметра b в первом слагаемом выражения (2). Поэтому в дальнейшем мы будем пользоваться приближением суммы двух экспонент

$$Q(t) = a(1 - \exp(-t/\tau_1)) + \tilde{n}(1 - \tilde{a}\tilde{\delta}\tilde{\delta}(-t/\tau_2)), \quad (3)$$

которое, как видно из рис.1, удовлетворительно описывает эксперимент. Параметр $\tau^{dec}(t)$, в этом приближении также зависит от t , однако, эта зависимость слабее, чем при интерполяции вида (2). На рис.2 показан фрагмент начального участка выхода метана, который иллюстрирует «возможности» описания хода десорбции функциями вида (2) и (3).

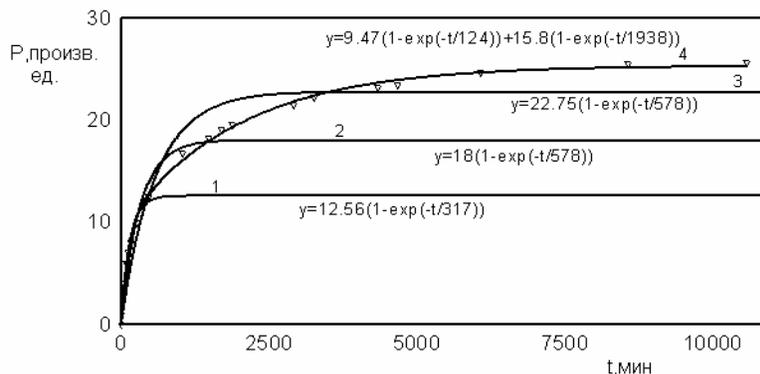


Рис.1. Влияние времени регистрации десорбции на результат расчета параметров функции $y=a(1-\exp(-t/b))$: 600 минут – 1, 1800 минут– 2. 10000 минут –3.[Кривая 4 демонстрирует возможность использования интерполяционной функции вида $y = a(1 - \exp(-t/\tau_1)) + c(1 - \exp(-t/\tau_2))$].

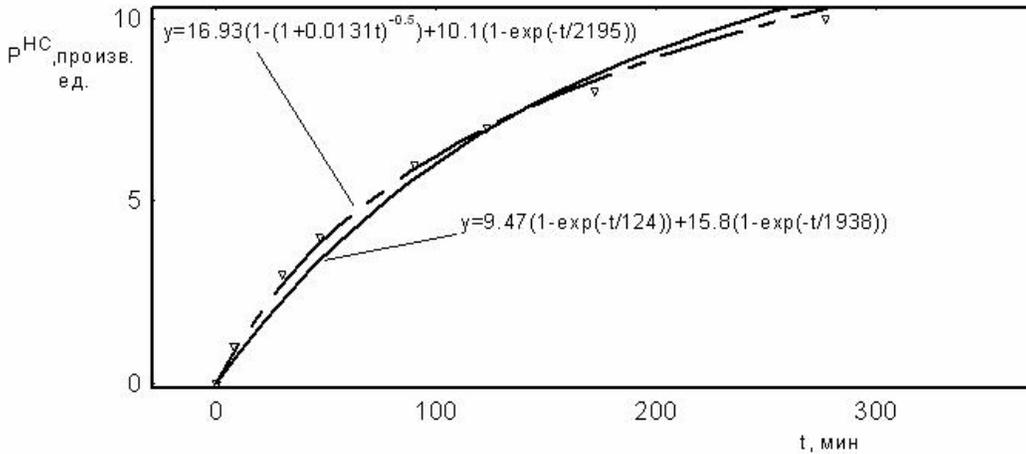


Рис.2. Сравнение результатов интерполяции экспериментальных данных (Δ) функциями (2) и (3).

Таким образом, сделав выбор в пользу приближения (3), мы жертвуем точностью количественных оценок в пользу удобства качественного анализа. Заметим, что в данном случае параметры a и c (точнее, их сумма) соответствуют давлению газа в накопительном сосуде после завершения его выделения из угля. При другой методике регистрации десорбции, например, ЯМР на протонах метана в угле, может быть применима интерполяция вида $a \exp(-t/\tau_1) + c \exp(-t/\tau_2)$ и параметры a и c будут связаны уже с количеством молекул метана в угле.

Чтобы выявить физический смысл компонент разложения (3), необходимы сведения о механизмах выделения газа из каменных углей. Наши исследования показывают [3,4], что все особенности кинетики десорбции метана из каменных углей нельзя объяснить наличием только одного механизма выхода метана. Они являются следствием суперпозиции двух механизмов: газ путем диффузии из закрытых пор микроблоков (в дальнейшем «блоков» – мельчайших элементов угля без открытых пор) поступает в открытые поры и трещины, в которых он, двигаясь далее к поверхности угля, испытывает эффект фильтрации. Последний приводит к зависимости плотности потока газа, времени его истечения от средней длины и других характеристик транспортных каналов (открытых пор угля). Поскольку при вязком течении параметр фильтрации D_f уменьшается в ходе десорбции [2], то существует момент времени, когда устанавливается баланс диффузионного и фильтрационного потоков. Таким образом, весь процесс десорбции можно условно разделить на две фазы: первая – это фаза процессов, предшествующих установлению баланса потоков, и вторая – завершающая фаза, когда источником выделяемого углем газа есть только его диффузия из закрытых пор в открытые поры.

Время действия первой фазы можно оценить, рассчитав характерное время фильтрационного процесса – $\tau^f(t) = R^2 \eta \gamma / \pi^2 \kappa P_f(t)$. При вязкости метана $\eta = 10^{-5} \text{ кг м}^{-1} \text{ сек}^{-1}$, открытой пористости $\gamma = 0,1$, проницаемости угля $\kappa = 10^{-16} \text{ м}^2$ (для открытых пор диаметром $\sim 2000 \text{ \AA}$) и перепаде давления газа в фильтрационном канале $P_f = 50 \text{ атм} = 5 \cdot 10^6 \text{ кг м}^{-1} \text{ сек}^{-2}$ время $\tau^f(t)$ в случае гранул угля радиусом $R=0,12 \text{ мм} = 12 \cdot 10^{-5} \text{ м}$ составляет всего 10^{-8} сек . При $P_f=0,5 \text{ атм}$ время $\tau^f(t)$ будет равно 10^{-6} сек .

Таким образом, первая фаза десорбции газа из мелких гранул угля настолько скоротечна, что из-за трудностей технического характера в реальных опытах ею приходится пренебрегать. Следовательно, десорбция газа, наблюдаемая в опытах с мелкими гранулами угля (размером 1 см и меньше), постоянно проходит в условиях баланса диффузионного и фильтрационного потоков газа и представляет вторую фазу десорбции. Эта фаза более длительная и ее характерное время (время релаксации), как показано в работе [4], определяется выражением

$$\tau^{dec}(t) = \tau^f(t)(1+U) + \tau^d(t), \quad (4)$$

где U – коэффициент, характеризующий соотношение количества газа в микроблоках и в открытых порах угля, $\tau^d = r_{ia}^2 / D^d$ – характерное время диффузии газа из блоков, r_{ia} – размер блока, а D^d – коэффициент диффузии. Из формулы (4) следует, что в отсутствие фильтрации время выхода газа из угля будет полностью определяться временем диффузии τ^d из угольного блока. Размер блоков пока не определен, однако можно предположить, что в углях, как и во всех неоднородных по плотности и составу материалах, существует дисперсия их размера. Проведем далее краткий анализ хода десорбции газа из угля и попытаемся выявить особенности ее кинетики, связанные с дисперсией размера угольных блоков.

Согласно теории [1], диффузия газа из мелких блоков происходит быстрее, чем из крупных. Поэтому при диффузии постепенно будут появляться блоки частично или полностью свободные от метана. Это должно приводить к тому, что в ходе диффузии будет изменяться средний размер «активных» (содержащих метан) блоков. Характер этого изменения, как следует из формулы (6) работы [4], близок к экспоненциальному – $\exp(-D_d \cdot t / r_{ia}^2)$.

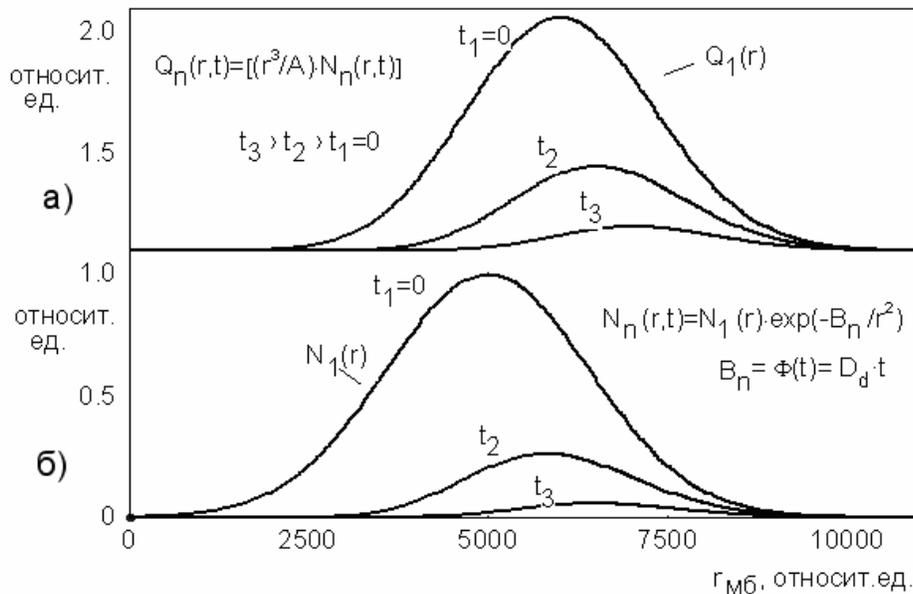


Рис.3. Схематичное изображение изменения содержания метана в блоках (а) и количества «активных» блоков (б) в зависимости от их размера при десорбции. (Рисунок создан с использованием выражения (6) работы [4]).

В нижней части рисунка 3 схематично показана функция распределения $N(r_{ia})$ «активных» блоков по их размеру r_{ia} и трансформация этой функции в ходе десорбции. В верхней части рисунка показан характер изменения количества Q метана в блоках различного размера с течением времени. Видно, что по мере выхода метана, средний размер блоков, из которых продолжается диффузия, растет. Поскольку время диффузии зависит от размера блока, этот процесс должен сопровождаться увеличением параметра τ^d . Это служит причиной, по которой в заключительной фазе десорбции газа характерное время диффузии должно быть наибольшим.

Подобный эффект проявляется также в случае разложения кривой десорбции на две составляющие. На рис.4 показана трансформация функций распределения молекул газа в мелких и более крупных блоках. В исходном состоянии (перед десорбцией) их суммарное распределение соответствует начальной кривой ($t_1=0$) на рис.3а. С течением времени соотношение количества «активных» блоков малого и большого размеров уменьшается, в результате чего в заключительной фазе десорбции диффузия метана происходит, преимущественно, из блоков больших. Это проявляется в более раннем завершении процесса, описываемого первой составляющей функции (3).

Таким образом, можно утверждать, что в (3) составляющая с бóльшим τ описывает кинетику десорбции газа при его диффузии из группы блоков большого размера. Параметр τ^d в выражении (4), при этом, имеет смысл среднего значения $\bar{\tau}^d = \overline{r_{ia}^2} / D^d$, так как он определяется квадратом среднего значения r_{ia} группы крупных микроблоков. Несмотря на то, что крупных блоков меньше, чем более мелких, их суммарный объем может быть достаточно большим, чтобы определять значительное содержание метана в угле.

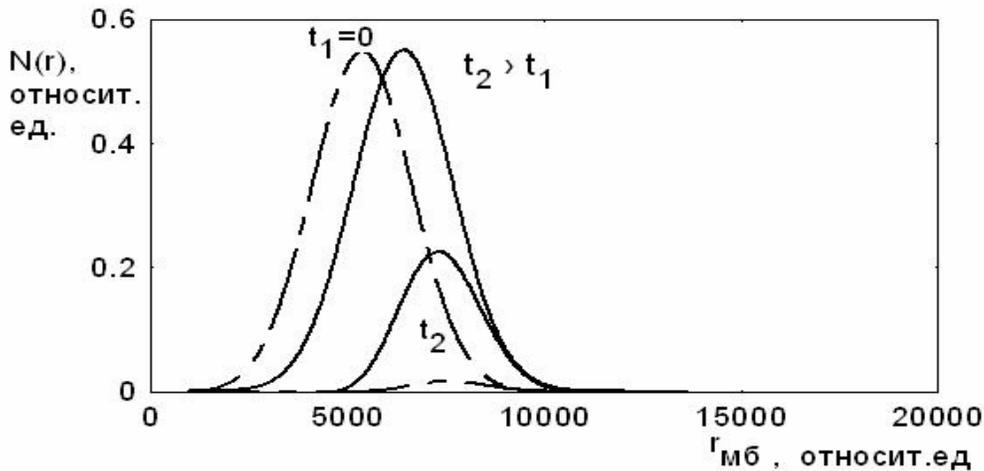


Рис.4. Характер изменения функций распределения размера мелких и крупных «активных» блоков в ходе десорбции. (Сплошной линией – крупные блоки, пунктиром – мелкие блоки).

Логика анализа требует далее принять, что другая – «быстрая» – составляющая интерполяционной функции должна быть связана с выходом метана из более мелких блоков угля. В случае мелких блоков из-за дисперсии их размера характерное время диффузии всегда может быть достаточно малым ($\tau^d \sim r_{ia}^2$), а диффузионный поток достаточно большим, чтобы выполнялось условие его баланса с фильтрационным потоком в любой разумный (соответствующий условиям эксперимента) начальный пери-

од десорбции. Для определенности, далее, фазу десорбции из мелких микроблоков будем называть – α -фазой, а составляющую десорбции из крупных микроблоков – β -фазой. Очевидно, что выход газа в этих фазах происходит параллельно.

Таким образом, наличие дисперсии размера блоков приводит к такой же дисперсии параметра диффузии τ^d , а разделение блоков на две группы со средними значениями $(r_{i\alpha})_1$ и $(r_{i\alpha})_2$, приводит к такому же разделению τ^d на две составляющие.

Для полноты анализа физики процессов в α - и β -фазах необходимо выяснить значение в этих процессах фильтрационных характеристик угля. Из выражения (4) видно, что характерные времена десорбции в этих фазах зависят не только от параметров диффузии, но и параметров фильтрации газа. Характерное время фильтрации зависит от длины открытых пор или трещин, как $\tau^f \sim R^2$, поэтому очевидно, что чем больше гранулы угля, тем больше будет характерное время выхода газа из угля.

Рассмотрим, далее, как будут отличаться параметры фильтрации при балансе потоков фильтрации и диффузии из крупных и мелких блоков. На рисунках 5а,б схематично показаны элементы угля, состоящие из блоков больших – $(r_{m\beta})_2$ и малых – $(r_{m\alpha})_1$, и, примыкающей к ним, открытой поры длиной R , а также распределение в этих элементах концентрации молекул газа при десорбции. Тонированная область на рисунках отражает количество оставшихся в угле молекул газа, а заштрихованная – количество газа выделившегося из угля к моменту наступления баланса диффузионного и фильтрационного потоков. Видно, что интенсивный диффузионный поток из малых блоков обеспечивает более высокий перепад давления газа в фильтрационном канале, чем в случае когда диффузия происходит из блоков крупных. В результате этого характерное время фильтрации газа $\tau^f(t) \sim 1/P_f(t)$ после его диффузии из небольших блоков (α -фаза) будет меньше, чем в случае диффузии из больших блоков. Этот вывод иллюстрируется рис.6.

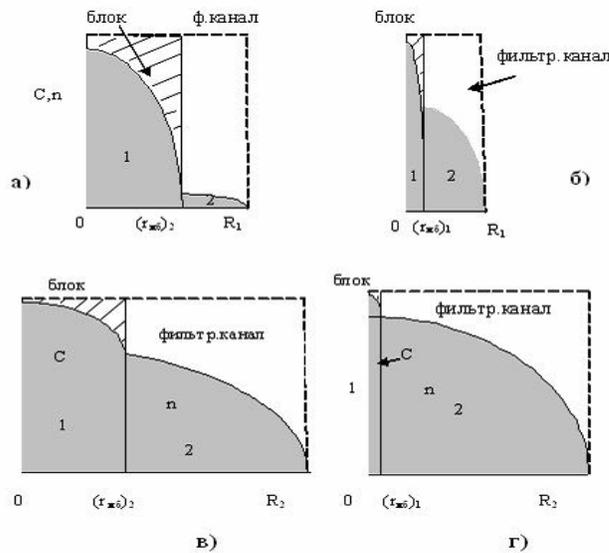


Рис.5. Схема распределения концентрации метана C – в микроблоках (1) и n – в открытых порах (2) при балансе диффузионного и фильтрационного потоков. Используются обозначения: R_2 – гранула большого размера, R_1 – гранула мелкая, $(r_{m\beta})_2$ – большой микроблок, $(r_{m\alpha})_1$ – малый микроблок.

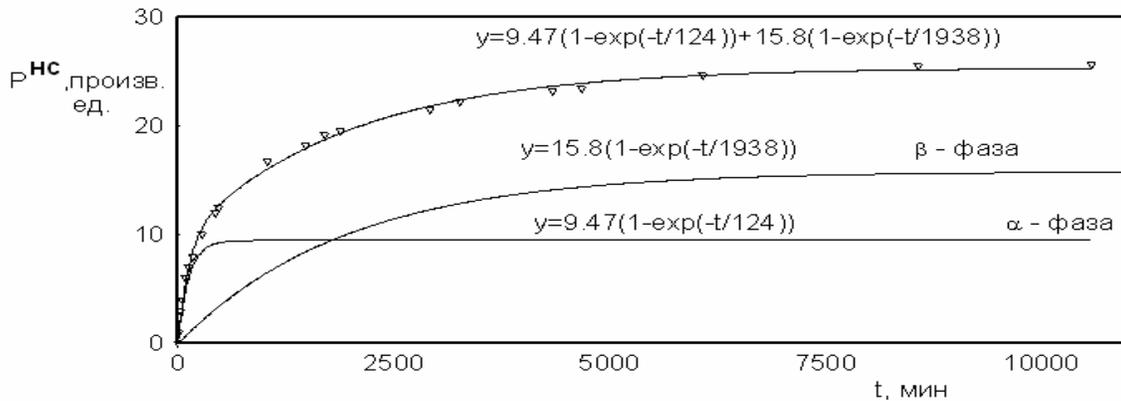


Рис.6. Разложение хода десорбции на две составляющие на основе интерполяционной функции (3).

Таким образом, α - и β -фазы отличаются не только характерным временем диффузии, но и характерным временем фильтрации $\tau^f(t)$. Последний при разделении десорбции на α - и β -фазу представляет собой среднее значение $-\overline{\tau^f}$ в каждой фазе и в совокупности с $\overline{\tau^d}$ определяет $\overline{\tau^{дан}}$ в (4).

Кроме вклада в характерное время десорбции размер гранул (длина открытых пор R) влияет на исходное количество газа в α - и β - фазах. Чтобы показать это, обратимся к рисункам 5а и 5в и сравним распределение концентрации молекул метана в элементах угля при десорбции из гранул малого и большого размера. На рисунках заметно различие в распределении газа, связанное с размером гранулы угля. В мелких гранулах из-за короткого пути фильтрации и большой начальной интенсивности газового потока баланс потоков фильтрации и диффузии наступает после значительного уменьшения содержания газа в открытых порах и блоках. В крупных гранулах, наоборот, баланс потоков наступает при большей концентрации газа в угле.

Таким образом, дисперсия размера фильтрационных каналов и микроблоков угля определяет необходимость выбора интерполяционной функции в виде суммы нескольких составляющих. Каждая из этих составляющих описывает выход газа из определенной группы блоков угля. В рассмотренном выше примере интерполяции в виде суммы двух функций микроблоки разбиваются на две группы, отличающиеся средним значением их размера и, соответственно, временем выхода метана из угля. Очевидно, что чем больше число составляющих интерполяционной функции, тем она точнее будет описывать экспериментально наблюдаемый ход десорбции.

Библиографический список

1. Тихонов А.Н., Самарский А.А. – М.:Наука, 1966, 724 с.
2. Лейбензон Л.С. Движение природных жидкостей и газов в пористой среде. М.-Л.: ОГИЗ, 1947, 244 с.
3. Алексеев А.Д., Васильковский В.А., Калугина Н.А. Кинетика и механизмы десорбции метана из угля // Физико-технические проблемы горного производства. Донецк. 2005. –Вып.8.- с.9-21.
4. Васильковский В.А., Молчанов А.Н., Калугина Н.А. Фазовые состояния и механизмы десорбции метана из угля // Физико-технические проблемы горного производства. Донецк. 2006. –Вып. 9, с.62-70.

© Васильковский В.А., 2007

УДК 539.377

СЕМЕРАК М.М., СУБОТА А.В. (ЛДУБЖД)

ТЕРМОНАПРУЖЕНИЙ СТАН ТВЕЛІВ ЯДЕРНИХ РЕАКТОРІВ

Определено и исследовано напряженно-деформированное состояние цилиндрической оболочки твела, обусловленное тепловыделением ядерного топлива. Проведен анализ закона изменения величины термонапряжений по толщине оболочки.

Основним найбільш напруженим елементом ядерного реактора є тепловиділяючий елемент (твел), основу якого складає активний об'єм, заповнений ядерним паливом. В даний час в ядерному реакторобудуванні використовуються твели різних конструкцій: стрижневі, кільцеві, кульові, складного профілю, плоскі та інші. Найбільш поширеною конструкцією в енергетичних, дослідницьких і транспортних реакторах є стрижнева [1]. Довжина такого твела в залежності від призначення буває від 0,6 м до декількох метрів, а діаметр – від 5 до 20 мм і більше.

Для оболонок твелів використовують труби із різних сталей, алюмінію, цирконію і їх сплавів. Найбільш поширеним паливом є двоокис урану в вигляді таблеток або прутків, а зазор між оболонкою і таблетками заповнюють гелієм, що покращує теплопередачу від пального до оболонки. Тепло, яке продукує внутрішній об'єм твела через оболонку передається теплоносію який омиває його зовнішню поверхню (рис. 1).

Для знаходження розподілу температури в перерізі твела розглянемо рівняння теплопровідності. Прийmemo циліндричну систему координат початок якої розміщено в центрі поперечного перерізу провідника, а вісь r лежить в площині перерізу.

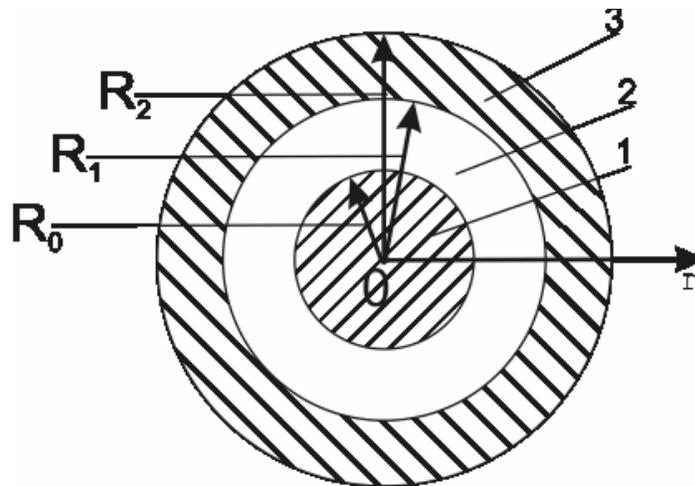


Рис. 1. Поперечний переріз твела: 1-ядерне паливо; 2-зазор; 3-оболонка.

Визначення температурного поля таблетки ядерного палива зводиться до розв'язання диференційного рівняння стаціонарної теплопровідності [2]

$$\frac{d^2 T_0}{dr^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{dT_0}{dr} = -\frac{q_v}{\lambda}, \quad (1)$$

де $T_0(r)$ – температура таблетки палива, $^{\circ}\text{C}$; q_v – питома потужність тепловиділення, $\text{Вт}/\text{м}^3$; λ – коефіцієнт теплопровідності, $\text{Вт}/\text{м}\cdot\text{К}$.

Рівняння (1) перепишемо у вигляді

$$\frac{1}{r} \cdot \frac{d}{dr} \left(r \frac{dT}{dr} \right) = -\frac{q_v}{\lambda}.$$

Інтегруючи це рівняння двічі по r , знайдемо загальний розв'язок,

$$T = -\frac{q_v}{4\lambda} r^2 + A_1 \ln r + A_2, \quad (2)$$

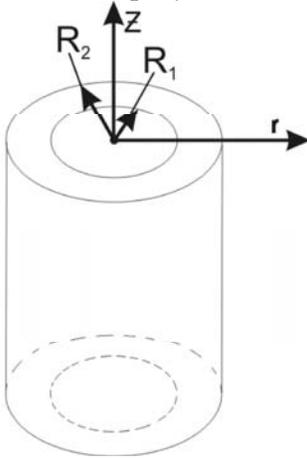
де A_1 і A_2 – сталі інтегрування, які знаходимо із граничних умов. Перша умова полягає в тому, що величина температури в центрі перерізу ($r=0$) є обмеженою. Тому $A_1=0$ і розв'язок має вигляд

$$T = -\frac{q_v}{4\lambda} r^2 + A_2.$$

Розв'язуючи рівняння теплопровідності в оболонці твела і враховуючи умови теплообміну в зазорі і на поверхні $r=R_2$ знаходимо A_2 і одержимо закон розподілу температури в циліндричній оболонці.

Перепад температури між зовнішньою і внутрішньою поверхнею оболонки твела може перевищувати 1000°C . Градієнт температури по товщині оболонки твела зумовлює появу в них температурних напружень і деформацій. Температурні напруження накладаються на силові напруження і їх сумарна величина в значній мірі впливає на міцність і надійність твелів [3].

Рис.2. Розрахункова схема оболонки твела.



Переміщення u вздовж радіуса r в поперечному перерізі циліндричної оболонки знаходиться з диференціального рівняння [4].

$$\frac{d}{dr} \left[\frac{1}{r} \cdot \frac{d(ur)}{dr} \right] = \frac{1+\nu}{1-\nu} \alpha_t \frac{dT}{dr}, \quad (3)$$

де ν – коефіцієнт Пуассона; α_t – коефіцієнт температурного лінійного розширення; T – температура циліндричної оболонки.

Інтегруючи це рівняння двічі по r знайдемо загальний розв'язок

$$u = \frac{1}{r} \cdot \frac{1+\nu}{1-\nu} \int_{R_1}^r \alpha_t T r dr + Ar + \frac{B}{r}, \quad (4)$$

де A і B сталі інтегрування.

Радіальні температурні напруження σ_r знаходяться за формулою [4].

$$\sigma_r = \frac{E}{1+\nu} \left[-\frac{1+\nu}{1-\nu} \cdot \frac{1}{r^2} \int_{R_1}^r \alpha_t T r dr + \frac{A}{1-2\nu} - \frac{B}{r^2} + \frac{\nu}{1-2\nu} \varepsilon_z \right], \quad (5)$$

де ε_z – деформація вздовж осі z ; E – модуль пружності.

Оскільки зовнішня поверхня циліндра $r = R_2$ та внутрішня $r = R_1$ вільні від навантаження, то граничні умови запишуться

$$\sigma_r = 0 \text{ при } r = R_1, \sigma_r = 0 \text{ при } r = R_2. \quad (6)$$

Прирівнюючи вираз (5) до нуля при $r = R_1$ і $r = R_2$ будемо мати два рівняння для визначення сталих інтегрування А і В.

$$A = \frac{(1+\nu) \cdot (1-2\nu)}{1-\nu} \cdot \frac{1}{R_2^2 - R_1^2} \int_{R_1}^{R_2} \alpha_t T r dr - \mu \varepsilon_z; \quad B = \frac{1+\nu}{1-\nu} \cdot \frac{R_1^2}{R_2^2 - R_1^2} \int_{R_1}^{R_2} \alpha_t T r dr.$$

Враховуючи сталі інтегрування вирази для знаходження температурних напружень приймають вигляд [4].

$$\sigma_r = \frac{E}{1-\nu} \left[-\frac{1}{r^2} \int_{R_1}^r \alpha_t T r dr + \frac{r^2 - R_1^2}{r^2 (R_2^2 - R_1^2)} \cdot \int_{R_1}^{R_2} \alpha_t T r dr \right], \quad (7)$$

$$\sigma_\phi = \frac{E}{1-\nu} \left[\frac{1}{r^2} \int_{R_1}^r \alpha_t T r dr + \frac{r^2 - R_1^2}{r^2 (R_2^2 - R_1^2)} \cdot \int_{R_1}^{R_2} \alpha_t T r dr - \alpha_t T \right], \quad (8)$$

$$\sigma_z = \frac{E}{1-\nu} \left[\frac{2\nu}{R_2^2 - R_1^2} \int_{R_1}^{R_2} \alpha_t T r dr + (1-\nu) \cdot \varepsilon_z - \alpha_t T \right], \quad (9)$$

де $\sigma_\phi; \sigma_r$ – відповідно кільцеві та осьові температурні напруження.

В останньому виразі невідома величина ε_z . Якщо циліндр має змогу вільно розширяться, то ε_z знаходимо з умов, що поздовжня сила **N** в поперечному перерізі дорівнює нулю, тобто

$$N = \int_0^{2\pi} \int_{R_1}^{R_2} \sigma_z \cdot r \cdot dr \cdot d\phi = 0 \quad (10)$$

З рівності (10) знаходимо

$$\varepsilon_z = \frac{2}{R_2^2 - R_1^2} \int_{R_1}^{R_2} \alpha_t T r dr, \quad (11)$$

Підставляючи це значення ε_z в (9) одержимо:

$$\sigma_z = \frac{E}{1-\nu} \left(\frac{2}{R_2^2 - R_1^2} \int_{R_1}^{R_2} \alpha_t T r dr - \alpha_t T \right). \quad (12)$$

Обчислити інтеграл $\int \alpha_t T r dr$ та визначити напруження можна, якщо відомий закон розподілу температури $T(r)$ по товщині стінки циліндра.

Якщо внутрішня температура стінки $r = R_1$ циліндричної оболонки твєла дорівнює T_g , а зовнішня стінка підтримується при температурі T_s , то закон розподілу має вигляд

$$T = T_6 - \frac{T_6 - T_3}{\ln \frac{R_2}{R_1}} \cdot \ln \frac{r}{R_1}. \quad (13)$$

Враховуючи (13) вираз (7)-(9) приймає вигляд

$$\sigma_r = \frac{\alpha_t E}{2(1-\nu)} \left[C \cdot \ln \rho - \left(1 - \frac{1}{\rho^2}\right) \cdot C \cdot \frac{1}{1 - \frac{1}{\rho_2^2}} \ln \rho_2 \right], \quad (14)$$

$$\sigma_\varphi = \frac{\alpha_t E}{2(1-\nu)} \left[\left(1 - \frac{1}{\rho^2}\right) \cdot \left(2T_6 + C \cdot \left(\frac{1}{2} - \frac{1}{1 - \frac{1}{\rho_2^2}} \cdot \ln \rho_2\right)\right) + C \cdot \frac{1}{2} \cdot (\rho_2^2 - 1) - T_6 \right], \quad (15)$$

$$\sigma_z = \frac{\alpha_t E}{1-\nu} \left[C \cdot \left(\frac{1}{2} - \frac{1}{1 - \frac{1}{\rho_2^2}} \ln \rho_2 + \ln \rho\right) \right], \quad (16)$$

$$\text{де } \rho = \frac{r}{R_1}, \quad \rho_2 = \frac{R_2}{R_1}, \quad C = \frac{T_6 - T_3}{\ln \frac{R_2}{R_1}}.$$

За формулами (14) – (16) проведені дослідження температурних напружень для випадку коли $T_3=450$ °С, $T_6=1150$ °С, $\alpha_t = 14.8 \cdot 10^{-6} \frac{1}{K}$, $\nu = 0.3$, $E = 1.3 \cdot 10^{11}$ Па, $R_1 = 9 \cdot 10^{-3}$ м, $R_2 = 10.8 \cdot 10^{-3}$ м.

Результати досліджень зображені графічно на рис. 3.

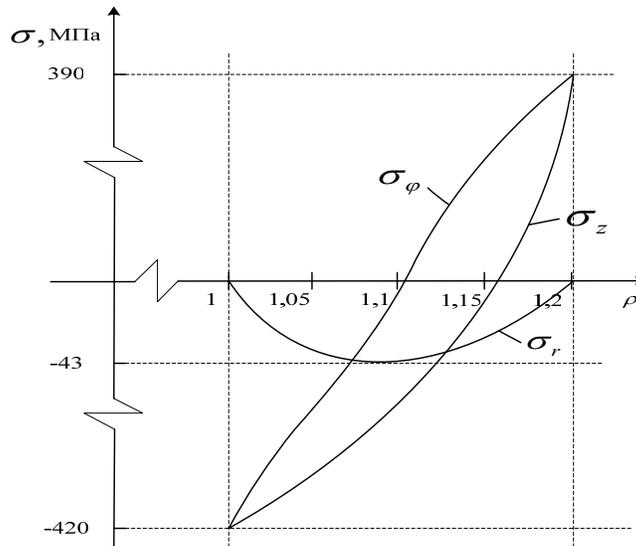


Рис.3. Зміна температурних напружень по товщині оболонки твєла

Аналіз одержаних результатів показує, що найбільшого значення радіальні напруження σ_r досягають в середині стінки оболонки. Кільцеві і осьові напруження максимальних значень досягають на внутрішній і зовнішній поверхнях оболонки. На внутрішній поверхні вони є стискаючими, а на зовнішній – розтягуючими. В роботі також досліджено вплив товщини оболонки і її фізико-механічних параметрів на величини температурних напружень.

Бібліографічний список

1. **Власов Н.М., Федик И.И.** Тепловыделяющие элементы ядерных ракетных двигателей. – М.: ЦНИИатоминформ, 2001. – 208 с.
2. **Лыков А.В.** Теория теплопроводности. – М.: Высшая школа, 1967. – 600 с.
3. **Гейтвуд Б.Е.** Температурные напряжения применительно к самолетам, снарядам, турбинам и ядерным реакторам. – М.: Иностран. литер., 1959. – 350 с.
4. **Тимошенко С.П. Гудьер. Дж.** Теория упругости. – М.: Наука. 1975. – 576 с.

© Семерак М.М., Субота А.В., 2007

УДК 622.25

БАБИЮК Г.В., СМЕКАЛИН Е.С. (Донбасский государственный технический университет)

СИСТЕМНЫЙ АНАЛИЗ ПОКАЗАТЕЛЕЙ РАБОТЫ ГОРНОПРОХОДЧЕСКИХ БРИГАД НА УГОЛЬНЫХ ШАХТАХ

В статье представлен новый методологический подход к строительству и эксплуатации горных выработок угольных шахт на основе моделирования горнопроходческих работ как обособленного звена угледобывающего предприятия.

Одним из факторов, сдерживающих развитие горных работ на угольных шахтах, является неэффективность горнопроходческих работ. Оснащение лав новыми очистными комплексами МКД-90, обеспечивающими нагрузку до 1500 т/сутки, предполагает проведение подготовительных выработок со скоростями не ниже 150 м/мес, тогда как средняя скорость проходки на шахтах Луганского региона не превышает 50 м/мес при буровзрывной технологии и 90 м/мес при комбайновой [1].

Малая эффективность горнопроходческих работ обусловлена целым рядом причин, среди которых можно отметить усложнение горно-геологических условий проведения выработок, использование морально устаревшей и изношенной техники, которая часто выходит из строя и не может обеспечить требуемую производительность, падение уровня организации труда и квалификации проходчиков, недостаточное финансирование работ и несвоевременное обеспечение всеми видами ресурсов, а также отсутствие информации о многих влияющих факторах, и в первую очередь, о свойствах основного предмета труда, т.е. массива горных пород. Принимаемые в такой непредсказуемой ситуации инженерные решения, зачастую, не в состоянии адекватно отображать случайность в производственных отношениях. Это проявляется в потерях рабочего времени проходческими бригадами и в неопределенности получения конечного результата труда, который до сих пор планируется на основе месячных нормативов, рассчитываемых через укрупненные комплексные нормы выработки [2] или задаваемых ди-

рективно в зависимости от технологической схемы проведения выработки, площади поперечного сечения и прочности пересекаемых горных пород.

Невыполнение проходческими бригадами своих заданий по проведению выработок в результате случайного воздействия перечисленных факторов связано с производственным риском, который сопровождается экономическим риском и подлежит обязательному учету в производственных отношениях. Учет случайных потерь рабочего времени и связанного с ними риска возможно на основе системного рассмотрения горнопроходческих работ в виде организационно-технологической системы, включающей комплекс производственных участков, выполняющих работы по сооружению выработок, а также общестроительные, обеспечивающие и специализированные работы, всю совокупность материальных, энергетических и информационных отношений между ними, и кроме того, весь набор средств и предметов труда на всех уровнях производственной иерархии.

В условиях существования риска возникает настоятельная необходимость в использовании при планировании показателей горнопроходческих работ вероятностно-статистических моделей, позволяющих наилучшим из возможных способов (с точки зрения поставленных перед производителем работ задач) учитывать случайные факторы при реализации инженерных решений и оплате труда за произведенную продукцию, т.е. в управлении риском. При этом под управлением понимается использование в производственной деятельности совокупности современных методов, приемов и мероприятий, позволяющих установить реальную структуру горнопроходческой системы, характеризующуюся своими специфическими показателями, которые отображают поведение ее элементов в конкретных условиях, позволяют прогнозировать наступление рискованных ситуаций и принимать меры по исключению или снижению отрицательных последствий таких событий.

Основными показателями, с помощью которых оценивается эффективность проведения выработок на угольных шахтах, являются месячные темпы подвигания забоя, производительность труда проходчиков, количественный состав проходческих бригад и коэффициент рациональности использования рабочего времени. Рассмотрим их сущность и проанализируем, при каких условиях достигаются их оптимальные значения.

Месячная скорость проведения выработки (м/мес) при циклической технологии работ с учетом потерь рабочего времени выражается следующей зависимостью:

$$V_{np} = n_{\text{ц}} \cdot l_{\text{з}} = \frac{l_{\text{з}} \cdot T_{\text{см}} \cdot k_{\text{см}} \cdot k_{\text{дн}}}{T_{\text{ц}} + \sum_{i=1}^m T_{n_i}}, \quad (1)$$

где $n_{\text{ц}}$ – число циклов в месяц; $l_{\text{з}}$ – длина заходки, определяемая при буровзрывной технологии через длину шпура $l_{\text{ш}}$ ($l_{\text{з}} = l_{\text{ш}} \cdot \eta$, здесь η – коэффициент использования шпура) и обычно равная шагу крепи $l_{\text{з}} = l_{\text{кр}}$ при комбайновой технологии; $T_{\text{см}}$ – продолжительность смены; $k_{\text{см}}$, $k_{\text{дн}}$ – число рабочих смен в сутках и рабочих дней в месяце соответственно; T_{n_i} – случайные потери рабочего времени по i -й причине в проходческом цикле; m – число потерь рабочего времени на уровне комплексного процесса; $T_{\text{ц}}$ – нормативная продолжительность проходческого цикла:

$$T_{\text{ц}} = \sum_{j=1}^n (T_{\text{м}_j} + T_{\text{п}_j})(1 - k_{\text{с}_j}) + T_{\text{т.п}}, \quad (2)$$

где T_{mj} и T_{pj} – продолжительности машинных и ручных нормируемых процессов соответственно; k_{cj} – коэффициент совмещения во времени j -го процесса; n – число горнопроходческих процессов; $T_{т.п}$ – продолжительность регламентируемых технологических перерывов.

Производительность труда рабочих (м/чел.×смену), называемая на шахтах комплексной выработкой, определяется из следующего выражения:

$$P = \frac{n_u \cdot l_z}{k_{дн} \cdot n_{бр}}, \quad (3)$$

где $n_{бр}$ – явочная численность проходческой бригады.

Коэффициент использования рабочего времени, представляющий собой вероятность того события, что в текущий момент времени с нормативным режимом выполняются работы, предусмотренные проектом, выражается следующей зависимостью:

$$k_{p.в} = \frac{\overline{T_n}}{\overline{T_n} + \overline{T_n}} = \frac{1}{1 + \sum_{i=1}^m k_{ni}}, \quad (4)$$

где $\overline{T_n} + \overline{T_n}$ – соответственно средние нормативные затраты и потери рабочего времени за достаточно продолжительный период; $k_{ni} = \frac{T_{ni}}{T_{ni}}$ – коэффициент, характеризующий долю i -го вида потерь рабочего времени.

Если потери рабочего времени отсутствуют, т.е. $\overline{T_n} = 0$, коэффициент $k_{p.в} = 1$. С ростом потерь коэффициент $k_{p.в}$ стремится к нулю, а скорость проведения выработки V_{np} и производительность труда P уменьшаются, так как снижается число проходческих циклов за месяц n_u . Связь между значениями показателей V_{np} и P и потерями рабочего времени на уровне проходческого цикла ($T_n = T_u$) легко установить, выразив из (4) суммарные потери $\sum T_{ni}$ и подставив их в выражение для числа циклов в месяц:

$$n_u = k_{p.в} \frac{T_{см} \cdot k_{см} \cdot k_{дн}}{T_u}. \quad (5)$$

Тогда зависимости (1) и (3) можно записать в виде:

$$V_{np} = k_{p.в} \cdot (V_{np})_н; \quad (6)$$

$$P = k_{p.в} \cdot P_н, \quad (7)$$

где $(V_{np})_н$ и $P_н$ – соответственно нормативная скорость проведения выработки и нормативная производительность труда.

Зависимость между показателями горнопроходческих работ, выражаемая через (1) и (3), имеет следующий вид:

$$V_{np} = P \cdot k_{дн} \cdot n_{бр}. \quad (8)$$

Из (8) следует, что между численностью проходческой бригады и скоростью проведения выработки имеет место линейная связь. Такая зависимость часто используется на практике при определении численного состава проходческих бригад на основе принятого подвигания забоя за сутки, числа рабочих смен в сутки и рабочих дней в месяце, а также величины комплексной нормы выработки (производительности труда P , принятой в качестве меры для его оплаты). Однако этот способ планирования деятельности проходческих бригад является нерациональным, так как при расчете не учитывается организация работ при выполнении процессов проходческого цикла (последовательная или параллельная схемы), величина совмещения процессов во времени и расстановка рабочих на машинных работах с регламентируемой численностью и ручных работах, где число рабочих ограничено фронтом рабочих мест.

Реальная функция $V_{np} = f(n_{бр})$ – нелинейна (рис.1), с ростом численности бригады она стремится к своему предельному значению $max(V_{np})$, характеризующемуся потенциальными возможностями конкретной технологической схемы производства работ и уровнем потерь рабочего времени ($max(V_{np}) = k_{p.в}(V_{np})_н$), а с обеих сторон она ограничена минимально ($min(n_{бр})$) и максимально ($max(n_{бр})$) возможными численностями проходческой бригады. Функция $P = f(n_{бр})$ также не есть простая гипербола, которая при $n_{бр} = 0$ стремится в бесконечность, что следует из выражения (3), а в действительности она представляет собой экстремальную куполообразную кривую (рис.1), которая при значении $min(n_{бр})$ достигает максимума, а затем с ростом численности проходческой бригады нелинейно снижается до $min P$, характерного для $max(V_{np})$. Следует заметить, что дальнейший рост $n_{бр}$ не дает увеличения скорости проведения выработки, а лишь приведет к падению производительности труда до нуля. Отмеченные закономерности можно проследить, подставив в выражения (1) и (3) зависимость для определения продолжительности проходческого цикла (2), выраженную через затраты рабочего времени на машинных и ручных процессах:

$$V_{np} = l_3 \cdot \frac{T_{см} \cdot k_{см} \cdot k_{ди} \cdot k_{p.в}}{\sum_{j=1}^n \left(\frac{W_j}{Q_{эj}} + \frac{N_{pj}}{n_{pj}} \right) (1 - k_{cj}) + T_{т.п}} ; \quad (9)$$

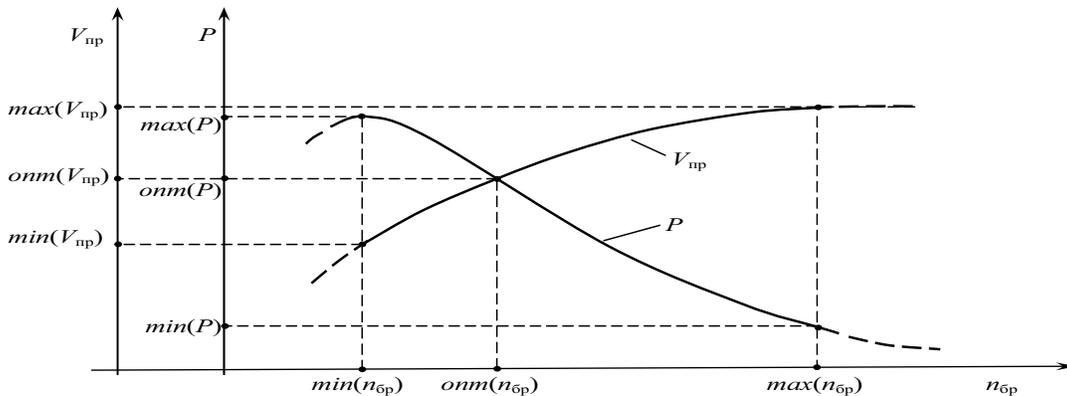


Рис. 1. Зависимости скорости проведения выработок V_{np} и производительности труда P от численности проходческой бригады $n_{бр}$

$$P = l_3 \cdot \frac{T_{cm} \cdot k_{cm} \cdot k_{p.в}}{\left[\sum_{j=1}^n \left(\frac{W_{mj}}{Q_{oj}} + \frac{N_{pj}}{n_{pj}} \right) (1 - k_{cj}) + T_{т.п} \right] \cdot n_{бр}}, \quad (10)$$

где W_{mj} – объем работ по j-му машинному процессу; Q_{oj} – эксплуатационная производительность горнопроходческой машины; N_{pj} – трудоемкость работ (чел×смен) по j-м ручному процессу, определяемая через объем работ и норму выработки рабочего, $N_{pj} = W_{pj} / H_{вырj}$; n_{pj} – число рабочих на j-м ручном процессе.

Анализ рис.1 и зависимостей (9) и (10) показывает, что при недостаточной укомплектованности проходческих забоев рабочими и максимальной продолжительности проходческого цикла, т.е. минимальной численности бригады и последовательной схеме организации работ, производительность труда проходчиков будет максимальной, а темпы проведения выработки снизятся до нижнего предела $\min(V_{np})$, определяемого из выражения:

$$\min(V_{np}) = \frac{T_{cm} \cdot k_{он}}{S_{св} \cdot N_{ц}} \cdot \min(n_{бр}), \quad (11)$$

где $S_{св}$ – площадь поперечного сечения в свету; $N_{ц}$ – удельная трудоемкость работ (чел×смен/м³) на цикл.

Излишняя численность проходческой бригады, характерная для скоростной проходки, хотя и приводит к увеличению темпов проведения выработки до $\max(V_{np})$, однако сопровождается снижением производительности труда из-за отсутствия в отдельные промежутки времени фронта работ для части проходчиков. Оптимальные значения показателей V_{np} и P достигаются лишь при условии рационального комплектования проходческих бригад рабочими ($онт(n_{бр})$), т.е. при обеспечении полной занятости проходчиков в течение смены за счет совмещения во времени отдельных процессов и полного использования имеющегося фронта работ.

Приведенный выше анализ основывался на представлении показателей горнопроходческих работ в виде детерминированных величин. Однако на практике они имеют заранее неизвестные значения, зависящие от случайных обстоятельств и принимающие любые значения в некотором интервале, т.е. являются непрерывными случайными величинами. Для задания случайной величины недостаточно иметь ее возможные значения, необходимо также знать вероятности их появления, иными словами, как часто могут появиться те или иные значения показателей при одних и тех же условиях.

Распределения случайных показателей горнопроходческих работ, т.е. совокупность их значений и соответствующие им вероятности, изучались по статистическим данным, собранным за 2002-2005 годы в ОАО "Краснодонуголь" (112 выработок), ГП "Ровенькиантрацит" (305 выработок), ГП "Свердловантрацит" (115 выработок) и за 1995-2006 годы в ГП "Луганскуголь" (130 выработок). Данные обрабатывались в целом и группировались по видам выработок (I-полевые горизонтальные; II – наклонные; III – пластовые горизонтальные), по типам применяемых на шахтах технологических схем (девять схем с механическим и буровзрывным способами разрушения пород) и темпам проведения (обычная и скоростная проходка) выработок.

Статистические данные обрабатывались на ЭВМ. Методика, кроме расчета математического ожидания, среднеквадратичного отклонения, коэффициента вариации и других статистических характеристик, предусматривала подбор интервалов вариационного ряда, построение гистограмм и теоретических распределений случайной величины, которые сравнивались с эмпирическими с помощью критериев согласия Пирсона (χ^2_α) и Колмогорова ($\lambda_{кр}$) при уровне значимости $\alpha=0,05$. Полученные эмпирические и теоретические распределения показателей горнопроходческих работ демонстрируется на рис.2 на примере общей выборки для шахт ГП "Свердловантрацит".

Анализ рис. 2 позволяет отметить, что на уровне комплексного процесса (проходческого цикла) распределения коэффициента $k_{р.в}$, скорости проведения выработки $V_{пр}$ и производительности труда проходчиков P лучше соответствуют гамма-закону. Данный вывод хорошо согласуется с сущностью гамма распределения, которое как частные случаи включает экспоненциальный и нормальный законы. Если доля нормативных затрат рабочего времени при сооружении выработки существенно меньше его потерь, то эмпирическое распределение приближается к экспоненциальному закону, а с уменьшением потерь времени гамма распределение стремится к усеченному слева нормальному закону, которые теоретически соответствует условию $\sum_i^m T_{ii} = 0$. Внешний вид эмпирических распределений практически

одинаков для всех предприятий, видов выработок и типов технологических схем, так как гистограммы имеют правостороннюю асимметрию, обусловленную значительными потерями рабочего времени. Исключение составляет лишь схема, соответствующая проведению штреков вслед за лавой, для которой коэффициент $k_{р.в} = 0,6$. В этом случае вершина функции с максимальной вероятностью (мода) переместилась вправо, а распределение приобрело левостороннюю асимметрию и лучше описывается бета-законом.

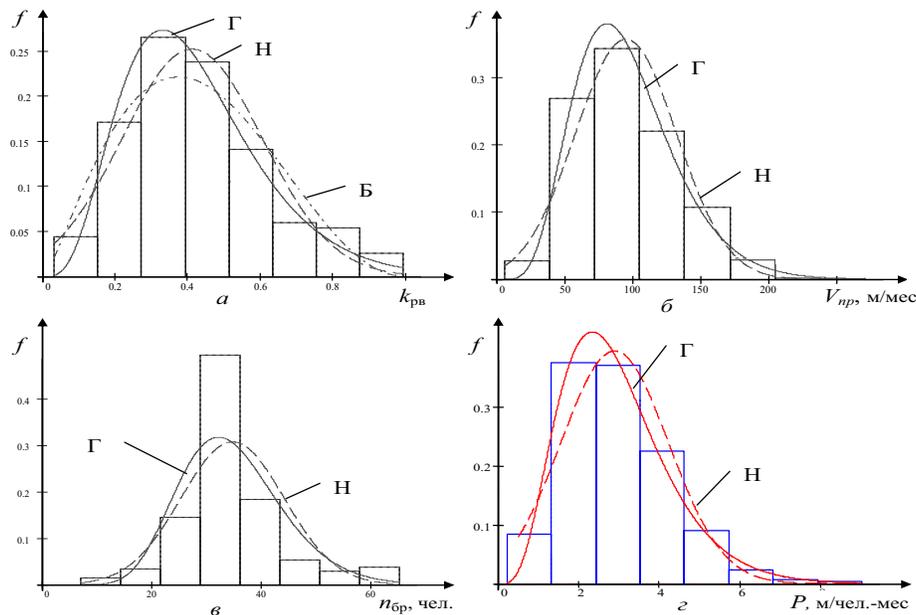


Рис. 2. Гистограммы и теоретические нормальные (Н), гамма (Г) и бета (Б) распределения для коэффициента использования рабочего времени $k_{р.в}$ (а), месячной скорости проведения $V_{пр}$ (б), численности проходческих бригад $n_{бр}$ (в) и производительности труда P (з) на уровне комплексного процесса

Численность проходческих бригад также является случайной величиной (рис.2, в). Распределение $n_{бр}$ ближе к нормальному закону, а кривая имеет незначительный размах и острую вершину. Например, средняя численность бригад при проведении выработок на шахтах ГП "Свердловантрацит" $\overline{n_{бр}} = 34,7$ чел. с коэффициентом вариации $k_{\sigma} = 0,27$, причем между показателями для буровзрывной ($\overline{n_{бр}} = 37,6$ чел., $k_{\sigma} = 0,45$) и комбайновой ($\overline{n_{бр}} = 37,6$ чел., $k_{\sigma} = 0,17$) технологий ощутимой разницы нет.

Корреляционная связь между скоростью проведения выработки V_{np} и численностью проходческой бригады $n_{бр}$ наилучшим образом описывается экспоненциальной зависимостью вида:

$$V_{np} = a_0(1 - e^{-a_1 n_{бр}}), \quad (12)$$

где a_0 и a_1 – параметры регрессионного уравнения, рассчитанные по методу наименьших квадратов для различных технологических схем.

Параметр a_0 в зависимости (12) представляет собой максимальную скорость проведения выработки $max(V_{np})$ из обрабатываемой выборки, т.е. наилучший результат, достигнутый бригадой, к которому асимптотически стремится зависимость при возрастании численности бригады. Выражение в скобках является коэффициентом использования рабочего времени, величина которого свидетельствует о том, насколько эффективно работают проходчики по отношению к достигнутому ими же уровню.

Следует отметить, что на большинстве шахт горнопроходческие бригады работают неэффективно, так как коэффициент использования рабочего времени по отношению к уровню, задаваемому укрупненными комплексными нормами выработки [2], в целом по Луганскому региону составляет $k_{p,в} = 0,247$ [1]. С одной стороны, использование нормативов из сборника [2] несколько занижает значение показателя $k_{p,в}$, так как он не отражает теперешнее состояние с нормированием труда в отрасли, однако, с другой стороны, такой подход дает наглядное представление об эффективности горнопроходческих работ и о возможностях проходческих бригад, реализованных в недавнем прошлом.

По нашему мнению невысокая эффективность горнопроходческих работ, в первую очередь, обусловлена несоответствием используемой методологии планирования и управления работами при сооружении выработок изменчивым и неопределенным условиям производства, характеризующимся огромным числом случайных и неопределенных факторов. При таком большом количестве факторов, непредвиденное изменение любого из них ведет к нарушению запроектированного технологического режима и потерям рабочего времени. В подобных условиях при управлении горнопроходческими работами нужно использовать методы принятия оперативных решений, позволяющие быстро реагировать на происходящие изменения либо предвидеть возможные возмущения в пространстве и во времени за весь жизненный цикл выработки.

Такой методологический подход к строительству и эксплуатации горных выработок угольных шахт согласуется с развиваемой в последнее время общей методологией освоения подземного пространства [3], базирующейся на моделировании производственной деятельности как организационно-технологических системы. Рассмотрение горнопроходческих работ не как обособленного звена угледобывающего предприятия в рамках только процессов, характерных для проходческого забоя, а как целостной системы, взаимодействующей с природной средой, т.е. массивом горных пород,

результатом чего является горная выработка как геотехническая система [4], функционирующая в течение всего жизненного цикла, позволит проектировать и реализовывать работы по сооружению выработок с учетом всех существенных внешних и внутренних связей и ограничений, использовать самые разнообразные модели, в частности, принимать во внимание вероятностные и неопределенные факторы, а также риск производителя. Реализация такого подхода позволит без существенных инвестиций улучшить показатели горнопроходческих работ, и обеспечить требуемую надежность выработок в течение всего срока службы. Это равнозначно расширению производства, но со значительно меньшими затратами, что особенно актуально в условиях нынешней кризисной ситуации в угольной промышленности страны.

Библиографический список

1. **Бабюк Г.В., Смекалин Е.С.** Анализ эффективности горнопроходческих работ на шахтах Луганского региона // Проблемы горного дела и экологии горного производства / П.Н. Должиков, В.Д. Рябичев, Г.С. Левчинский и др. – Донецк: "Вебер" (Донецкое отделение), 2007. – С.65-76.
2. **Укрепленные** комплексные нормы выработки для шахт Донецкого и Львовско-Волинского угольных бассейнов. – М.: МУП СССР, 1988. – 586с.
3. **Корчак А.В.** Методология проектирования строительства подземных сооружений – М.: "Недра коммюникейшенс ЛТД", 2001. – 416с.
4. **Бабюк Г.В.** Горная выработка как геотехническая система. // Изв. вузов. Горный журнал. – №1. – 2006. – С.15-21.

© Бабюк Г.В., Смекалин Е.С., 2007

УДК 622.3

MILAN MIKOLÁŠ (VŠB - Technical University of Ostrava, Czech Republic), OLEG MOROZ (DonNTU)

PLANS FOR THE UTILISATION OF LIMESTONE DEPOSIT IN THE LIETAVA PROTECTED DEPOSIT AREA

The article deals with various aspects of utilisation of the significant reserved deposit of mineral raw materials for building.

1. Introduction

The determination of principles of the protection of mineral resources and the rational utilisation of mineral resources are, under conditions of the present market economy, an integral part of the policy of any state with the occurrence of deposits of reserved minerals. These principles should be exploited in the stages of geological exploration through the opening and preparation (development) and mining of mineral deposits, up to mineral processing and beneficiation and also in the area of occupational safety and health, operational safety and environmental protection at performing these activities.

The existence of the reserved deposit of limestones and marls in the protected area of the deposit of Lietava put, already during my holding the position of the authorised representative for mining activities and activities carried out by mining methods in the cement works,

Cementáreň Lietavská Lúčka, a pressure on me to ensure the protection of this deposit and subsequently to ensure the rational utilisation of this reserved deposit.

In the given locality, one of single-component raw materials of best quality (without the need to add any limestone for correction) for cement production in the territory of the Slovak Republic (henceforth referred to as SR) occurs. In the reserved deposit of Lietava-Drieňovica a great amount of reserves of marl and limestone suitable for chemical-technological processing in the Z-3 category (expected reserves) was approved by Decision of the Ministry of the Environment of the Slovak Republic (henceforth referred to as ME SR) No. 161/2003 issued with effect from 22 April 2000. I believe that the subject deposit can be rationally utilised by the cement works, Cementáreň Lietavská Lúčka (henceforth referred to as CLL) or by another organisation in Slovakia or a foreign country in the framework of a business plan (view of a part of the deposit is there in Figs. 1, 2).



Fig. 1. View of a part of the deposit of Drieňovica

Fig. 2. Part of the deposit of Drieňovica, Lietava castle at the back

From the point of view of national economy, the given locality represents a huge quantity of good-quality reserves that can be mined, processed and beneficiated for not tens of but even several hundred years.

The fact that during my 23-year acting in CLL as well as after moving to VSB-Technical University of Ostrava I prepared many materials required for the utilisation of the deposit of Lietava-Drieňovica led me to dealing with the protection and utilisation of that deposit. I proposed the delimitation of exploration area, submitted the application for the stipulation of mining claim (extraction area), solved legislative issues following from the mining and related regulations, ensured the special statements of authorities and organisations concerned, etc. As a responsible planner, I managed the preparation of a plan and report on environmental impact assessment for the given locality according to valid legislation of SR. At partial phasing down the coal mining industry and the complete stagnation of ore mining in SR, I regard the maximal utilisation of resources of mineral raw materials for the construction sector at complying with all legislative requirements for mining processing, beneficiation with keeping regulations for occupational safety and health and operational safety up to the total mitigation of consequences of mining activity and the recovering and bringing the mining-affected area into a condition for cultivation, forest fund, water bodies, etc. according to the prepared reclamation plan as necessary.

2. Basic Data for the Application for Mining Claim Stipulation

The decision on stipulation of the Lietava protected deposit area Ref. No. 14/63/Na-Ba/1991 ensuring the protection of this reserved deposit against disabling or impeding its extraction was issued by the District Mining Office in Banská Bystrica on October 17, 1991.

In July 1995 I submitted the application for the delimitation of exploration area for the company, Cementáreň Lietavská Lúčka, to ME SR according to valid legislation for the delimitation of exploration area, including statements of authorities and organisations concerned. It was the proposal for the next stage of exploration, namely the stage of detailed exploration; in the past merely prospecting was performed in the years 1954, 1964 and 1976. A part of submitted documentation was the map on a scale 1:25000, on which the exploration area, the protected deposit area and other facts required for the delimitation of exploration area were plotted.

By course of § 24 of the Act of National Council of the Slovak Republic No. 214/2002 (henceforth referred to as NC SR), through which the exact wording of Act No. 44/1988 Coll. on Protection and Use of Mineral Resources (the Mining Act) is promulgated, I as the authorised representative for mining activities and activities carried out by mining methods submitted on behalf of the cement works, Cementáreň Lietavská Lúčka, a.s., the application for the stipulation of Lietava mining claim in the sense of § 28 of Act No. 44/1988 Coll. (Mining Act) as subsequently amended (the exact wording was promulgated by the NC SR Act No. 214/2002 Coll.). When submitting the application, § 24 of the NC SR Act No. 214/2002, section 2 was used, according to which that organisation is preferred in the stipulation of mining claim for which the exploration area has been delimited and which performs exploration works on its own expenses. Moreover, the provision of § 28 of section 3 of the mentioned Act was also used. It says that the District Mining Office can commence proceedings for the stipulation of mining claim even in the event that all documents and documentation prescribed by implementary regulations to the NC CR Act No. 214/2002 (exact wording of Act 44/1988 Coll. – Mining Act) are not available.

3. Input Data on Geographic Situation of the Deposit, Its natural, Geological, Technical and Technological Properties

The deposit of Lietava-Drieňovica is situated in cadastral areas of the municipalities of Lietava (832 111), Lietavská Lúčka (832 138) and Lietavská Svinná (832 162). All these cadastral areas are located in the district of Žilina (511). The exploration area is there on the map sheets 26-33-01 and 26-33-06 (M=1:10 000). From the orographic point of view, the deposit belongs to the Strážovské vrchy Mts. – to their northmost parts. The altitude difference of the deposit moves from 395 m above sea level to 615 m above sea level. The surface of the deposit extends over the area of about several ten hectares and is rather thickly wooded. The area of interest is mainly drained by the Lietavka stream running behind the north boundary of the deposit, and partially by the Svinianka stream that flows behind the south boundary of the deposit. Both the streams join the Rajčianka River that is a tributary of the Váh. In the surroundings of the deposit, sporadic springs of fissure or debris character are there. The quantity of water in the watercourses and springs depends mainly on atmospheric precipitation. The distance between the west boundary of the deposit and Lietavská Lúčka is about 3 km (the same with the cement works); the town of Žilina is about 9 km far from there. In the vicinity of the area concerned, the Žilina-Rajec railway line goes. The distance between the railway station at Lietavská Lúčka and the deposit is 2 km.

The marly limestones have the following average chemical composition (from the stage of prospecting performed in the year 1976):

Table 1. Average Chemical Composition of Limestones; Prospecting in 1976

SiO ₂	13.8	%
Al ₂ O ₃	3.3	%
Fe ₂ O ₃	1.7	%
CaO	43.1	%
MgO	1.4	%

Table 2. Average chemical composition from 3 boreholes drilled in 1997

SiO ₂	12	-	15	%
Al ₂ O ₃	3	-	4	%
Fe ₂ O ₃	1.3	-	1.8	%
CaO	42	-	48	%
MgO	1	-	1.3	%
Ignition loss	33	-	36	%

Table 3. Physical-mechanical Properties of the Raw material for Aggregate

Density	2 712	2 763	kg.m ⁻³
Absorptivity	0.66	1.32	%
Porosity	2.41	3.76	%
Compactness	96.24	97.59	%
Abrasiveness	29.72	32.40	%
Crushability	12.10	12.54	%
Impact strength	1.14	1.51	%
Grindability	77	80	Kpcmom ⁻³
Dry strength	102	150	MPa
Strength after absorption	100	138	MPa
Weatherability – 5 cycles	0.15	0.18	%
Frost resistance		0.70	%

These physical-mechanical tests were performed on samples prepared from the solid core of compact, fine-grained limestones with hornfels and also of dark grey sandy limestones.

4. Plan for Deposit Utilisation

4.1. Utilisation of the Deposit of Drieňovica for Cement Manufacturing

For the purpose of deposit utilisation for cement manufacturing, I propose a plan of the building of a new plant, or I recommend the modernisation of the present works, Cementáreň.

4.2. Use of and Technology for Processing the Extracted Raw Material into Aggregates

In the Lietava mining claim, the three-step size reduction technology will be applied to raw material processing into aggregates. The crushed raw material will be subsequently separated into specific fractions.

For processing the raw material into aggregates, it will be necessary to use the selective method of mining, or to use a suitable kind of desilter. A loamy material formed in this method of utilisation will be deposited separately on a spoil heap. This material will be used for reclamation in the future.

4.3. Technology for Limestone Beneficiation – Very Finely Milled Limestone

Milled limestones for various branches of industry (agriculture, forestry, desulphurisation, dyestuffs, feed mixtures, glass works, etc.) can be produced by using the technology for their production.

4.4. Technology for Limestone Beneficiation – Micromilled Limestones

Micromilled limestones for special purposes (health service, rubber industry, and others) can be produced by the new established technology.

5. Conclusion

The submitted habilitation thesis deals with various aspects of utilisation of the significant reserved deposit of mineral raw materials for building. At present, these issues are topical not only in the Slovak Republic, but also in the whole of the European Union. It is gratifying that after a certain stagnation of the mining of raw materials for building in the last decade of the past century, an increase in production in quarries occurs in the countries of Central Europe at present.

© Milan Mikoláš, Oleg Moroz, 2007

УДК 622. 2: 536. 21

ВЕНГЕРОВ И. Р. (ДОН ФТИ им. А. А. Галкина НАН Украины)

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ЭКОЛОГИЧЕСКИ ЧИСТЫХ ГЕОТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ

Кратко перечислены объекты и системы геотехнологий, характерные технологические и физические процессы, дана классификация математических моделей. Предложен новый метод построения и исследования моделей процесса переноса (фильтрации, тепло- и массопереноса) для двумерной базисной области – цилиндрической оболочки конечной ширины и длины.

Геотехнологии относительно молоды, но уже продемонстрировали свою перспективность [1-4]. В их рамках осуществляется управление физико-химическими, фильтрационными и тепломассообменными процессами в подземных полостях, трещи-

новато-пористых коллекторах и горных массивах при канализированном (скважинном) транспорте веществ и флюидов на поверхность земли. Это позволяет учитывать экологические требования еще на этапах математического моделирования и проектирования систем. [5-7]

1. Объекты и системы. Мы относим к геотехнологиям строительство и эксплуатацию подземных сооружений любого назначения, кроме шахт и рудников. Для совокупности теоретических методов исследования (математических моделей) процессов переноса импульса, массы и тепла в них, адекватен, на наш взгляд, термин «теплофизика геотехносферы» [8]. Объекты геотехносферы: 1.Скважины различного назначения; 2.Системы геоэнергетики (подземные тепловые котлы (ПТК), аккумуляторы тепла и холода, газифицируемые угольные (сланцевые) пласты); 3.Подземные транспортные сооружения (туннели, каналы, трубопроводы); 4.Подземные сооружения производственно-складского назначения (технологические камеры, склады, хранилища).

При математическом моделировании объектов и систем геотехносферы, как показывает анализ источников [1-9], для форм подземных полостей и примыкающих к ним частей горного массива принимают идеализированные геометрии, соответственно: прямоугольная щель, цилиндрический канал, сфера, слой конечной и полубесконечной ширины и такие же цилиндрические и сферические оболочки.

2. Процессы. К технологическим процессам относятся: 1.Подземное строительство (проходка скважин, выработок, камер, взрывное разупрочнение массивов – образование камуфлетных полостей, зон искусственной трещиноватости; упрочнение горных пород (замораживание, инъекционное упрочнение); термическое разрушение горных пород); 2.Термохимическое воздействие на пласты и залежи (плавление, возгонка, растворение, выщелачивание, газификация, нагнетание теплоносителей и химических реагентов); 3.Извлечение геотермальных ресурсов (природные парагидротермы, тепло «сухих» горных пород (ПТК)). В основе всех технологических процессов – физико-химические процессы и процессы переноса. [1-3,7] Трудности математического моделирования этих процессов связаны с нестационарностью, неоднородностью, нелинейностью геотехнологических систем. [7-11]

3. Классификация матмоделей. Подавляющее большинство матмоделей процессов переноса в объектах геотехносферы представляют собой краевые задачи для уравнений в частях производных параболического типа (при математической эквивалентности большинства фильтрационных и тепломассообменных моделей, что позволяет далее, не ограничивая общности, пользоваться «языком теплопроводности»).

Целесообразно, отвлекаясь от модельной конкретики, классифицировать всё многообразие моделей по их математической структуре [8,9], используя для различных задач парные характеристики: 1) линейные и нелинейные; 2)стационарные и нестационарные; 3) однородные и неоднородные; 4) локальные и нелокальные; 5) одномерные и неодномерные; 6) ординарные и неординарные; 7) корректные и некорректные.

Создание целостной теории (системы взаимосвязанных моделей) геотехнологических процессов требует тесного сотрудничества инженеров-технологов и теплофизиков (прикладных математиков). Приведенная классификация будет, на наш взгляд, этому способствовать, концентрируя усилия на том или ином классе моделей, приложения которых возможны для множества технологических процессов. Далее рассматривается одна из таких «базовых» задач – переноса в двумерной цилиндрической оболочке.

4. Классическая постановка задачи. Уравнение теплопереноса имеет вид:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \nabla^2 T, \nabla^2 = \nabla_r^2 + \nabla_x^2, T = T(x, r, t), (x, r) \in \Omega_I^{(1,2)}, t > 0 \quad (1)$$

$$\nabla_r^2 = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial}{\partial r} \right), \nabla_x^2 = \frac{\partial^2}{\partial x^2}, \Omega_I^{(1,2)} = \begin{cases} x \in (0, L) \\ r \in (R_0, R_1) \end{cases}, a = \frac{\lambda}{\rho c}$$

Здесь: $T(x, r, t)$ - температура; λ, ρ, c - соответственно: коэффициент теплопроводности, плотность, удельная весовая теплоёмкость; R_0, R_1 - внутренний и внешний радиусы цилиндрической оболочки; L - её длина. Краевые условия к (1):

$$T(x, r, t)|_{t=0} = \varphi(x, r), (x, r) \in \Omega_I^{(1,2)} \quad (2)$$

$$T(x, r, t)|_{x=0} = \nu^{(-)}(r, t), T(x, r, t)|_{x=L} = \nu^{(+)}(r, t), r \in (R_0, R_1), t > 0 \quad (3)$$

$$T(x, r, t)|_{r=R_0} = \mu^{(-)}(x, t), T(x, r, t)|_{r=R_1} = \mu^{(+)}(x, t), x \in (0, L), t > 0 \quad (4)$$

5. Биобобщенная постановка задачи. (Термин «биобобщенная» предлагается автором для отличия от обычных обобщенных постановок краевых задач [12, 13]). Вводим характеристические функции:

$$\theta(t) = \begin{cases} 1, t > 0 \\ 0, t \leq 0 \end{cases}, X_I(x) = \begin{cases} 1, x \in (0, L) \\ 0, x \notin (0, L) \end{cases}, X_2(r) = \begin{cases} 1, r \in (R_0, R_1) \\ 0, r \in (R_0, R_1) \end{cases} \quad (5)$$

Представив $X_1(x)$ и $X_2(r)$ через $\theta(x)$ и $\theta(r)$ соответственно находим [14]:

$$\frac{d\theta(t)}{dt} = \delta(t), \frac{dX_1(x)}{dx} = \delta(x) - \delta(x-L), \frac{dX_2(r)}{dr} = \delta(r-R_0) - \delta(r-R_1) \quad (6)$$

Здесь $\delta(t)$, $\delta(x)$ и т. д. соответствующие δ - функции Дирака. Биобобщенная функция $\tilde{T}(x, r, t)$ вводится формулой:

$$\tilde{T}(x, r, t) = \theta(t) X_1(x) X_2(r) T(x, r, t) \quad (7)$$

Она удовлетворяет однородным краевым условиям и уравнению, следующему из (1) при подстановке в него (2) ÷ (7):

$$\frac{\partial \tilde{T}}{\partial t} = a \nabla^2 \tilde{T} + \tilde{\psi}(x, r, t) + \tilde{\phi}(x, r, t) + \tilde{R}(x, r, t), \quad (8)$$

$$\tilde{\psi}(x, r, t) = \varphi(x, r) \delta(t), \tilde{\phi} = \tilde{\phi}_1(x, t) + \tilde{\phi}_2(r, t), \tilde{R} = \tilde{R}_1(x, t) + \tilde{R}_2(r, t),$$

$$\begin{aligned}\tilde{\phi}_1(x,t) &= -a \left[v^{(-)}(r,t) \delta'(x) - v^{(+)}(r,t) \delta'(x-L) \right], \\ \tilde{\phi}_2(r,t) &= -a \left[\mu^{(-)}(x,t) \delta'(r-R_0) - \mu^{(+)}(x,t) \delta'(r-R_1) \right]\end{aligned}\quad (9)$$

Функции $\tilde{R}_1(x, t)$ и $\tilde{R}_2(r, t)$ не приводим, т. к. они содержат δ -функции, что ведет, в силу принимаемых далее однородных граничных условий для функции Грина, к выпадению \tilde{R}_i ($i=1,2$) из структуры решения.

6. Структура решения задачи. Биобобщенная постановка краевой задачи позволяет сразу записать ее решение:

$$\tilde{T}(x, r, t) = \int_0^L \int_{R_0}^{R_1} \int_0^t dx' r' dr' dt' \tilde{G}(x, x', r, r', t, t') [\tilde{\psi}(x', r', t') + \tilde{\phi}(x', r', t')] \quad (10)$$

Здесь $\tilde{G}(x, r, t)$ - функция Грина краевой задачи, удовлетворяющая уравнению.

$$\frac{\partial \tilde{G}}{\partial t} - a \nabla^2 \tilde{G} = \frac{\delta(r-r')}{2\pi r'} \delta(x-x') \delta(t) \quad (11)$$

и граничным условиям:

$$\tilde{G}|_{r=R_0} = \tilde{G}|_{r=R_1} = \tilde{G}|_{x=0} = \tilde{G}|_{x=L} = 0 \quad (12)$$

7. Метод определения функции Грина заключается в преобразовании Лапласа (по переменной t) задачи (11), (12), что даёт:

$$p \bar{G} - a \nabla^2 \bar{G} = \delta(x-x') \frac{\delta(r-r')}{2\pi r'}, \quad \bar{G} = \int_0^\infty e^{-pt} \tilde{G}(x, r, t) dt, \quad (13)$$

$$\bar{G}(x, x', r, r', p) = \{p - a \nabla^2\}^{-1} \left(\delta(x-x') \frac{\delta(r-r')}{2\pi r'} \right) \quad (14)$$

Осуществив в (14) обратное преобразование Лапласа, найдем:

$$\begin{aligned}\tilde{G}(x, x', r, r', t) &= \theta(t) \exp\left(at \nabla^2\right) \left(\delta(x-x') \frac{\delta(r-r')}{2\pi r'} \right) = \\ &= \left[\theta(t) \exp\left(at \nabla_r^2\right) \left(\frac{\delta(r-r')}{2\pi r'} \right) \right] \left[\theta(t) \exp\left(at \nabla_x^2\right) (\delta(x-x')) \right] = \\ &= \tilde{G}_1(x, x', t) \tilde{G}_2(r, r', t)\end{aligned}\quad (15)$$

В (15) использовано разложение операторных экспонент в ряды и представление δ -функции рядами по собственным функциям соответствующих задач Штурма – Лиувилля [15]. Таким образом, функция Грина задачи факторизована на одномерные (по координатам) функции Грина \tilde{G}_1 и \tilde{G}_2 .

Аналитические выражения для функций $\tilde{G}_1(x, x', t)$ и $\tilde{G}_2(r, r', t)$ известны, однако являются достаточно громоздкими (в особенности – для $\tilde{G}(r, r', t)$). Поэтому найдем их приближенно, методом Бубнова - Галеркина, ограничиваясь первым приближением (справедливым для не очень малых моментов времени). [15] Эти приближения имеют вид:

$$\tilde{G}_1(x, x', t) = \frac{30\theta(t)}{L} \exp\left(-10F_0^{(1)}\right) \psi_1(x) \psi_1(x'), \quad (16)$$

$$\tilde{G}_2(r, r', t) = \frac{30\theta(t)}{\pi R_0^2 (d^2 - 1)} \exp\left(-10F_0^{(2)}\right) \psi_2(r') \alpha^2(r'),$$

$$F_0^{(1)} = \frac{at}{L^2}, F_0^{(2)} = \frac{at}{\Delta R^2}, \Delta R = R_1 - R_2, \alpha = \frac{R_1}{R_0} \quad (17)$$

$$\psi_1(x) = \left(1 - \frac{x}{L}\right) \left(\frac{x}{L}\right), \psi_2(r) = \left(1 - \frac{r - R_0}{\Delta R}\right) \left(\frac{r - R_0}{\Delta R}\right)$$

На основе полученных формул можно, осуществив соответствующие предельные переходы, найти решение для систем.

$$\Omega_{I,+}^{(1,2)}(x \in (0, L), r \in (R_0, \infty)), \Omega_{+,I}^{(1,2)}(x \in (0, \infty), r \in (R_0, R_1)),$$

$$\Omega_{+,+}^{(1,2)}(x \in (0, \infty), r \in (R_0, \infty)), \quad (18)$$

а также решать неординарные задачи – для слоисто-неоднородных систем (с радиальными, продольными и комбинированными слоями).

Автор выражает благодарность профессору Костенко В. К., стимулировавшему эту работу.

Библиографический список

1. **Аренс В. Ж.** Геотехнологические методы добычи полезных ископаемых. –М.: Наука, 1975. – 158 с.
2. **Аренс В. Ж., Хчеян Г. Х.** Современное состояние и перспективы развития термических методов бесшахтной добычи полезных ископаемых. –В кн.: Физические процессы горного производства/ Всесоюз. межвуз. сб-к, вып 12. – Л.: Из-во ЛПИ, 1982, с 106-113.
3. **Голубев В. С., Кричевец Г. Н.** Динамика геотехнологических процессов. –М.: Недра, 1989. – 120 с.
4. **Дядькин Ю. Д.** Проблемы геотермальной технологии. – Промышленная теплотехника, 1997, т. 19, №6, с. 48-52
5. **Швецов П. Ф., Зильберборд А. Ф.** Под землю, чтобы сберечь землю. –М.: Наука, 1983. –144 с.
6. **Дядькин Ю. Д., Парийский Ю. М., Богуславский Э. И.** Гидромеханические, теплофизические и экологические основы создания циркуляционных систем тепла Земли. –В кн.: Физические процессы горного производства/ Межвуз. сб-к, вып 4. –Л.: Изд-во ЛПИ, 1977, с. 49-57
7. **Аренс В. Ж., Дмитриев А. П., Дядькин Ю. Д.** и др. Теплофизические аспекты освоения ресурсов недр. –Л.: Недра, Л.о, 1988. –336 с.
8. **Венгеров И. Р.** Нелинейные модели теплофизики геотехносферы. – В кн.: Физико-технические проблемы горного производства/ Сб-к научн. трудов, вып. 9.- Донецк: ИФГП НАНУ, 2006, с. 32-47
9. **Венгеров И. Р.** Тепломассоперенос в шахтах и рудниках. (Математические модели). 7. Принципы развития парадигмы. – Препринт. Дон ФТИ – 2002 – 7 – Донецк: Изд-во Дон ФТИ им. А. А. Галки на НАН Украины, 2002.- 111 с.
10. **Лялько В. И.** Тепломассоперенос в литосфере. –Киев: Наукова думка, 1985. – 260 с.

11. **Состояние** и перспективы развития исследований в области теплофизики в УССР/ Ред. статья. - Промышленная теплотехника, 1986, т. 8, №1, с. 3-14.
12. **Владимиров В. С.** Уравнения математической физики. – М.: Наука, 1967. – 436 с.
13. **Шварц Л.** Математические методы для физических наук. – Пер. с франц. – П.: Мир, 1965. 258 с.
14. **Венгеров И. Р.** Хроноартефакты термодинамики. – Донецк: Норд-Пресс, 2005. – 236 с.
15. **Венгеров И. Р.** Теория переноса в слоистых системах. – Препринт. Дон ФТИ АН УССР – 1982 – 27. – Донецк: Дон ФТИ АН УССР, 1982. 64 с.

© Венгеров И. Р., 2007

УДК 622.016

СТАРИКОВ Г.П. (ИФГП НАН Украины), НОВИКОВ А.О., ШЕСТОПАЛОВ И.Н. (Дон-НТУ)

ПРЕДЕЛЬНОЕ СОСТОЯНИЕ ГОРНОГО МАССИВА, АРМИРОВАННОГО ПРОСТРАНСТВЕННЫМИ АНКЕРНЫМИ СИСТЕМАМИ

В статье изложены результаты лабораторных исследований по определению основных механических характеристик породного массива, армированного пространственными анкерными системами.

В последние годы, в Украине, разработан и утвержден ряд программных документов, цель которых повысить эффективность работы угольной промышленности. К 2010 году намечено увеличить добычу угля до 100 млн.т. При этом, одним из приоритетных направлений снижения затрат на добычу угля в этих программах является внедрение новых технологий с использованием анкерной крепи.

Несмотря на определенные успехи в их выполнении, объемы крепления выработок анкерной крепью в настоящее время составляют не более 40 км.

По мнению авторов, основной причиной, препятствующей широкому внедрению анкерной крепи на шахтах Украины является не достаточное понимание ее роли в процессе поддержания выработки, а также отсутствие нормативной базы, позволяющей с учетом конкретной геомеханической ситуации, обосновано принять ее параметры.

В настоящее время, расчет параметров анкерной крепи производится в соответствии с требованиями нормативных документов [1,2,3,4], в основу которых положены представления об анкерной крепи как о несущей конструкции, работающей по схемам «Подшивка» и «Сшивка». Расчет параметров анкерной крепи, как правило, основывается на необходимости соотнести ее «несущую способность» с величиной «нагрузки на крепь», которая формируется в результате разрушения вмещающего выработку массива и реализующихся в ее полость смещений пород. Такие представления о механизме взаимодействия анкерной крепи и массива приводят к ограничению области ее применения, как самостоятельной конструкции, второй категорией устойчивости выработок (смещения контура не превышают 200 мм) и завышению значений плотности установки анкеров, делая применение анкерной крепи экономически не целесообразным.

По мнению авторов, возводимая в приконтурном массиве анкерная крепь, представляет собой композитную, породно-металлическую конструкцию, размещение в которой пространственной совокупности армирующих элементов (анкеров), позволяет изменить структуру и деформационные свойства массива, создать препятствия его разрушению, управлять формированием вокруг выработки зоны разрушенных пород.

В настоящее время, в паспортах крепления, как правило, закладывается радиальное расположение анкеров, что, по мнению авторов, является самым не рациональным, т.к. область влияния анкеров на массив в этом случае минимальная. В ДонНТУ, на протяжении последних 10 лет предложены принципиально новые, пространственные схемы анкерования массива, позволяющие при минимальном количестве анкеров максимально использовать его несущую способность. Однако, проведение шахтных экспериментов по изучению особенностей деформирования породного массива в выработках с анкерным креплением весьма трудоемко и затруднительно, поэтому авторы вынуждены использовать лабораторные методы.

Задачей данных исследований являлось установление предельных прочностей и деформаций породного массива, при различных схемах его анкерования.

Исследования проводились на образцах из цементно-песчаных растворов [5]. Изготавливались кубические образцы 55x55x55 мм, которые моделировали участок породного массива объемом 1 м³. Моделировались горные породы прочностью 20, 30, 40 и 50 МПа, залегающие на глубине 1000 м. В моделируемом участке породного массива располагались 4 анкера из стальной проволоки диаметром 1 мм.

Схемы пространственного размещения анкеров в моделях представлены на рисунке 1.

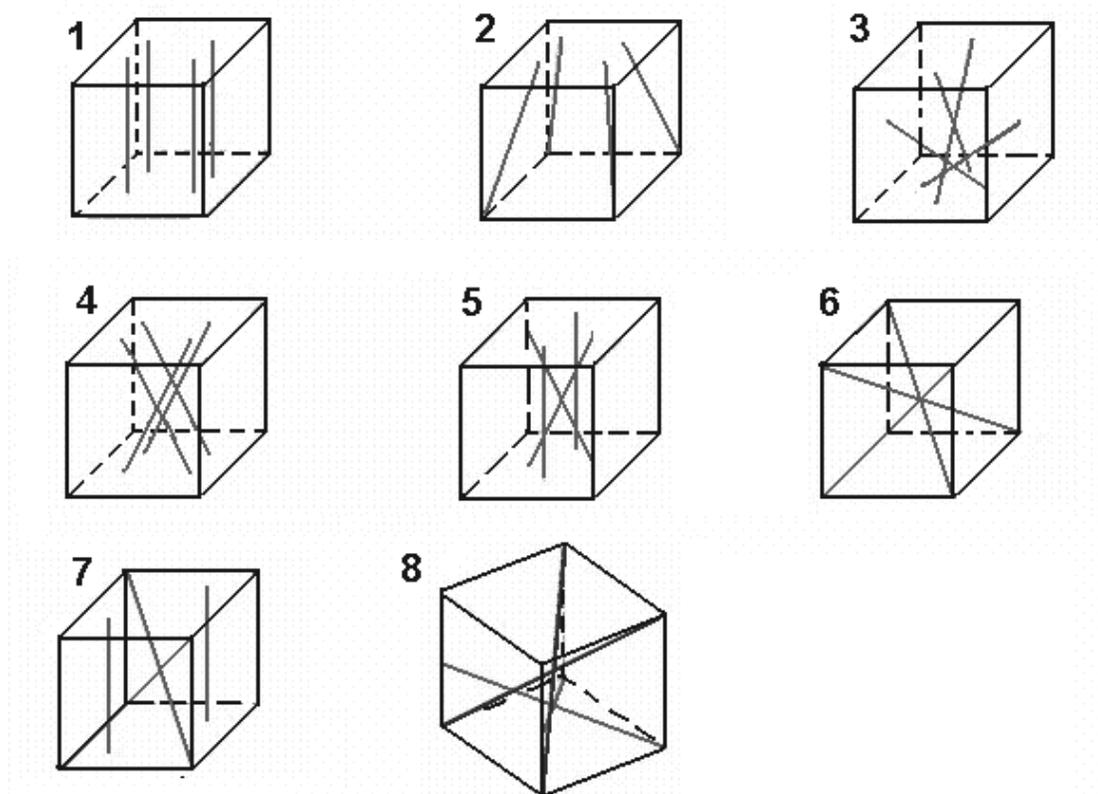


Рис. 1. Схемы анкерования образцов

По стандартным методикам [6,7,8] проводились испытания образцов на одноосное сжатие, одноосное растяжение и объемное сжатие. Испытания образцов производились на жестких прессах с фиксацией величины прикладываемой нагрузки и соответствующей величины деформации (рисунок 2).



Рис. 2. Общий вид установки для испытаний образцов на объемное сжатие

Всего было испытано 216 образцов (по двадцать семь образцов в каждой серии). В каждой серии испытывались по три одинаковых образца, относящихся к схемам армирования 1-8. Результаты испытаний на одноосное сжатие и растяжение представлены в таблицах 1 и 2.

Табл. 1. Результаты испытаний на одноосное сжатие

№	Моделируемая прочность на сжатие, МПа	Прочность модели на сжатие при армировании по схеме, Мпа							
		1	2	3	4	5	6	7	8
1	20	5,70	7,20	6,00	6,20	5,20	5,20	5,15	5,60
2	30	10,20	12,80	10,90	11,00	9,30	9,30	9,35	10,10
3	40	13,10	16,30	13,90	14,20	12,00	1,95	11,90	12,90
4	50	19,20	24,50	20,80	21,00	17,60	7,50	17,60	19,00

Табл. 2. Результаты испытаний на одноосное растяжение

№	Моделируемая прочность на сжатие, МПа	Прочность на растяжение при армировании по схеме, Мпа							
		1	2	3	4	5	6	7	8
1	20	0,65	0,7	0,75	0,70	0,70	0,80	0,65	0,70
2	30	0,95	0,95	1,10	1,00	1,00	1,20	0,95	1,05
3	40	1,35	1,35	1,50	1,50	1,50	1,70	1,40	1,50
4	50	1,85	1,85	2,1	2,05	2,05	2,30	1,90	2,05

По результатам испытаний образцов на объемное сжатие были определены следующие параметры, характеризующие несущую способность породного массива армированного пространственными анкерными системами при объемном напряженном состоянии: предельное значение напряжений $\sigma_{пр}$, предельные относительные деформации $\varepsilon_{пр}$, относительные остаточные деформации $\varepsilon_{ост}$. Значения этих параметров для массива с прочностью пород на одноосное сжатие 20, 30, 40 и 50 МПа и схем анкерования 1-8 представлены в таблицах 3-6.

Табл. 3. Основные параметры, характеризующие предельное состояние массива прочностью 20 МПа, армированного пространственными анкерными системами

Номер схемы армирования образца	Предельное значение напряжений $\sigma_{пр}$, МПа	Предельные относительные деформации $\varepsilon_{пр}$, %	Относительные остаточные деформации $\varepsilon_{ост}$, %
1	36,89	9,96	10,52
2	55,44	14,28	14,95
3	40,15	12,74	13,48
4	67,82	16,49	17,54
5	86,33	18,45	19,80
6	86,34	16,47	17,30
7	82,57	19,79	20,63
8	46,69	10,10	11,09

По результатам испытаний образцов с прочностью 20 МПа (табл.3) установлено, что все предлагаемые схемы (2-8) по всем сравниваемым показателям лучше традиционной (схема 1) с радиальным расположением анкеров. Они обеспечивают повышение предельного значения разрушающих напряжений в 1,26 – 2,34 раза, предельных относительных деформаций на 0,14 – 9,83 %, относительных остаточных деформаций – на 0,57 – 10,11 %. Лучшими оказались схемы 7, 5, 4, 6 и 2.

Табл. 4. Основные параметры, характеризующие предельное состояние массива прочностью 30 МПа, армированного пространственными анкерными системами

Номер схемы армирования образца	Предельное значение напряжений $\sigma_{пр}$, МПа	Предельные относительные деформации $\varepsilon_{пр}$, %	Относительные остаточные деформации $\varepsilon_{ост}$, %
1	66,35	13,66	14,76
2	86,28	15,91	16,52
3	71,40	14,56	15,75
4	78,64	14,50	15,27
5	81,74	15,25	16,30
6	76,05	15,50	16,22
7	75,87	14,01	14,96
8	81,11	14,35	14,95

Аналогичные результаты были получены при испытаниях образцов с прочностью 30 МПа (табл.4). Предлагаемые схемы пространственного анкерования позволили повысить предельное значение разрушающих напряжений в 1,08 – 1,3 раза, предельных относительных деформаций на 0,35 – 2,25 %, относительных остаточных деформаций – на 0,19 – 1,76 %. Лучшими оказались схемы 2, 5, 6, 4 и 8.

Табл. 5. Основные параметры, характеризующие предельное состояние массива прочностью 40 МПа, армированного пространственными анкерными системами

Номер схемы армирования образца	Предельное значение напряжений $\sigma_{пр}$, МПа	Предельные относительные деформации $\varepsilon_{пр}$, %	Относительные остаточные деформации $\varepsilon_{ост}$, %
1	80,12	10,73	12,04
2	114,18	11,43	13,03
3	116,72	12,90	14,50
4	115,76	10,79	12,1
5	113,07	13,09	14,90
6	113,51	14,08	15,41
7	107,75	15,03	16,59
8	104,84	10,83	12,25

В породах с прочностью 40 МПа (табл.5), предлагаемые схемы 2-8 пространственного анкерования позволили повысить предельное значение разрушающих напряжений по сравнению со схемой радиального расположения анкеров(схема 1) в 1,31 – 1,46 раза, предельных относительных деформаций на 0,10 – 4,3 %, относительных остаточных деформаций – на 0,21 – 4,55 %. Лучшими оказались схемы 7, 6, 5, 3 и 2.

Табл. 6. Основные параметры, характеризующие предельное состояние массива прочностью 50 МПа, армированного пространственными анкерными системами

Номер схемы армирования образца	Предельное значение напряжений $\sigma_{пр}$, МПа	Предельные относительные деформации $\varepsilon_{пр}$, %	Относительные остаточные деформации $\varepsilon_{ост}$, %
1	98,77	9,33	10,46
2	132,34	12,02	13,98
3	100,21	12,66	13,47
4	132,18	10,93	12,68
5	117,56	17,07	19,39
6	106,95	14,22	15,27
7	145,19	12,86	15,21
8	136,27	12,14	13,84

Сравнивая результаты испытаний образцов с прочностью 50 МПа (табл.6) можно отметить, что все предлагаемые схемы по значениям всех анализируемых показателей лучше традиционной (схема 1) с радиальным расположением анкеров. Они обеспечи-

вают повышение предельного значения разрушающих напряжений в 1,01 – 1,47 раза, предельных относительных деформаций на 1,60 – 7,74 %, относительных остаточных деформаций – на 2,22 – 8,93 %. Лучшими оказались схемы 5, 7, 6, 2 и 4.

Выводы.

1. Армирование массива горных пород предлагаемыми пространственными анкерными системами в позволяет повысить предельные значения разрушающих напряжений, в среднем, в 2,3 раза по сравнению с традиционным радиальным расположением анкеров, предельные относительные деформации до 19,8 % , а относительные остаточные деформации – до 20,7 % (против соответственно 13,66 и 14,76 % для радиального расположения анкеров).

2. Применение пространственных схем анкерования пород позволяет улучшить и другие механические характеристики, по сравнению с наиболее распространенной радиальной схемой расположения анкеров. Так, прочность на одноосное растяжение увеличивается до 1,26 раза; прочность на одноосное сжатие – в 1,3 раза; коэффициент сцепления – в 1,2 раза; угол внутреннего трения – на 2 – 4 град., остаточную прочность – в 1,4-1,7 раза. Это позволяет сделать вывод о том, что размещение в массиве пространственной совокупности армирующих элементов изменяет его структуру и деформационные свойства, создает препятствия разрушению и дает возможность управлять формированием вокруг выработки зоны разрушенных пород.

3. Наилучшими с точки зрения полученных прочностных и деформационных характеристик оказались схемы армирования 5,6,2 и 4 . Предполагается провести более детальные исследования механизма разрушения горных пород, армированных анкерами, в условиях обобщенного растяжения.

4. Полученные предварительные данные (на основании аналитических расчетов и экспериментальных исследований) позволяют прогнозировать уменьшение размеров зоны разрушения вокруг подготовительных выработок на 25-75%.

Библиографический список

1. **Указания** по рациональному расположению, охране и поддержанию горных выработок на угольных шахтах СССР. – Изд. 4-е, дополненное. Л., 1986. – 222 с.
2. **КД 12.01.01.201-98.** Расположение, охрана и поддержание горных выработок при отработке угольных пластов на шахтах. Методические указания, 1998. – 149 с.
3. **КД 12.01.01.501-98.** Система обеспечения надежного и безопасного функционирования горных выработок с анкерным креплением. Общие технические требования.
4. **СОУ-П 10.1.05411357.010.** Система обеспечения надежного и безопасного функционирования горных выработок с анкерным креплением. Общие технические требования, 2007. – 62 с.
5. **Кузнецов Г.И., Будько М.Н., Филипова А.А., Шклярский М.Ф.** Изучение проявлений горного давления на моделях. Углетехиздат, 1959.-151с.
6. **Породы горные.** Методы определения предела прочности при одноосном сжатии : ГОСТ 21153.2-84.-Взамен ГОСТ 21153.2-75-М.: Государственный комитет СССР по стандартам: Изд-во стандартов,1984.-10с.
7. **Породы горные.** Методы определения предела прочности при одноосном растяжении.: ГОСТ 21153.3-85.-Взамен ГОСТ 21153.3-75;ГОСТ 21153.4-75 .-М.: Государственный комитет СССР по стандартам: Изд-во стандартов,1986.-14с.
8. **Породы горные.** Метод определения предела прочности при объемном сжатии: ГОСТ 21153.8-88.-М.: Государственный комитет СССР по стандартам: Изд-во стандартов,1988.-17с.

© *Стариков Г.П., Новиков А.О., Шестопалов И.Н., 2007*

УДК 614.841

ГИВЛЮД М.М., ЮЗЬКІВ Т.Б., АРТЕМЕНКО В.В., ТОДОРЕСКУ А.Л. (ЛДУ БЖД)

ВОГНЕСТІЙКІСТЬ БЕТОНУ, АРМОВАНОГО БАЗАЛЬТОВИМИ ВОЛОКНАМИ

В статье приведены результаты исследований по влиянию базальтового волокна на прочностные характеристики бетона при нагревании. Показано, что армирование бетона в растянутой зоне базальтовыми волокнами повышает при нагревании прочность на изгиб и огнестойкость. Дополнительная обработка поверхности бетона огнезащитным составом положительно влияет на термические свойства бетона при нагревании свыше 400 °С.

Наукові та техніко-економічні прогнози на найближчі десятиліття свідчать про необхідність подальшого покращення якості бетонів при високих температурах, чого можна досягнути за рахунок раціонального добору компонентного складу, а також модифікування їх поверхні. Відбувається корінна переорієнтація поглядів матеріалознавства на проблему довговічності на експлуатаційної надійності бетонів на різних видах в'язучих, які можуть працювати в умовах підвищених температур та дії вогню [1,2].

Головним фактором, який впливає на будівельні бетонні конструкції при пожежі є висока температура, за рахунок чого вони втрачають несучу здатність і руйнуються. Дія високої температури та механічних навантажень веде до створення в конструкціях деформацій теплового розширення, зсідання і повзучості [3,4]. В процесі нагрівання і дії високих температур на довговічність будівельних бетонних конструкцій суттєво впливає фазовий склад в'язучого і наповнювача за рахунок різниці термомеханічних властивостей. Напруження, які виникають у бетоні внаслідок температурного градієнта при нагріванні можуть привести до його руйнування [5,6]. Також, важливим елементом, що впливає на поведінку бетонних конструкцій при нагрівання є вид армуючого компонента та його поведінка в умовах пожежі.

Для порівняльних досліджень в якості армуючого матеріалу використовували базальтове волокно, яке одержано із розплаву. Його стійкість до дії високих температур визначається рекристалізаційною здатністю, що приводить до суттєвої втрати міцності і руйнуванню та температурною стійкістю, яка відповідає температурі появи рідкої фази.

Стійкість волокна проти рекристалізації пов'язана із вмістом в ньому оксидів-склоутворювачів. Кристалізаційна здатність системи залежить від компонентного складу волокна і визначається із врахуванням діаграми стану. Чим менший в системі вміст склоутворювача, тим більша швидкість охолодження розплаву. Здатність оксидів до склоутворення визначається критерієм Гаріно-Каніна, який має наступний вигляд:

$$A = z^2 \cdot \left(\frac{V_v}{V_c} \right) \cdot \frac{4}{3}$$

де z – валентність, V_v і V_c – відповідно сумарний об'єм пустот і катіонів в одиниці маси.

Оксиди, які мають критерій A більше 1000 є типовими склоутворювачами. Із шести оксидів-склоутворювачів з критерієм більше 1000 найбільш доцільно використовувати SiO_2 і його вміст в системі має бути не меншим 30 мас.%. Для зменшення температуростійкості в склад волокна можуть входити вогнетривкі оксиди

(Al_2O_3 , MgO , CaO), що відповідає складу природних базальтів, з якого одержують вказаний матеріал.

Втрата міцності при рекристалізації залежить не тільки від речовинного складу волокна, але і від його діаметра. В товстих волокнах (більше 10 мкм) внутрішні напруги, які приводять до руйнування в процесі кристалізації набагато більші, ніж в тонких (1–5 мкм). Тому, жаростійкі базальтові волокна повинні мати діаметр не більше 5 мкм.

Вивчення змін властивостей досліджуваних бетонних зразків на основі портландцементу (ПЦ П/А-Ш), шлакопортландцементу (ШПЦ Ш/А), гранітного заповнювача (фракція 5-20 мм) і базальтового волокна при високих температурах проводили після їх тверднення протягом 28 діб з подальшим нагріванням при 200, 400, 600, 800 і 1000⁰С з витримкою 2 години. Розрахункова марка вихідного бетону В 20.

Характер зміни міцності бетонів при нагрівання наведено в таблиці 1.

Табл. 1. Фізико-механічні властивості бетону при нагріванні (ГОСТ 310.1-4)

№	температура нагрівання, °С	Границя міцності, МПа					
		при стиску			при згині		
		не армований	на основі ПЦ П/А-Ш (армований базальтовим волокном)	на основі ШПЦ Ш/А (армований базальтовим волокном)	не армований	на основі ПЦ П/А-Ш (армований базальтовим волокном)	на основі ШПЦ Ш/А (армований базальтовим волокном)
1	20	20,36	21,29	19,87	1,35	1,94	1,62
2	200	29,78	31,03	27,92	1,52	2,51	2,43
3	400	17,21	20,01	21,33	1,03	2,04	2,12
4	600	10,42	12,62	14,21	0,62	1,64	1,82
5	800	3,12	5,19	9,14	0,98	1,57	1,89
6	100	3,87	6,03	9,82	1,09	1,83	2,08

Аналіз зміни фізично-механічних властивостей бетону (табл. 1) залежно від температури показав, що при нагріванні до 200⁰С міцність на стиск і згин зростає відповідно на 45-50 і 14-40 % за рахунок ущільнення структури, виділення води із гелеподібних складових в'язучого і кристалізації кальцію гідроксиду. Нагрівання до 400⁰С приводить до зменшення міцності бетону на стиск при майже стабільній міцності на згин армованих базальтовими волокнами зразків. Значне падіння міцності на стиск (25-50 %) проходить при нагріванні в інтервалі температур 400–600⁰С за рахунок дегідратації продуктів тверднення цементу. Мінімальне зменшення міцності на стиск спостерігається для бетонів на основі шлакопортландцементу. Необхідно відзначити, що міцність на згин зменшується на 40 % для неармованого волокнами зразка і на 12,5-25 % для армованого. Нагрівання зразків до 800⁰С приводить до зменшення міцності на стиск не армованого бетону майже на 85 %, що практично означає його руйнування. Для бетону на основі шлакопортландцементу зменшення міцності при цій же температурі складає близько 50 %. поверхня зразків покрита тріщинами розміром від 3 до 30 мм. Подальше нагрівання до 1000⁰С веде до незначного підвищення міцності зразків на стиск і згин внаслідок часткового спікання матеріалу за рахунок активного кальцію оксиду.

Згідно даних електронної мікроскопії, в основній масі мікроструктура в'язучого представлена значною кількістю гідратних утворень у вигляді дрібних голчатих і лускоподібних кристалів, рівномірно розподілених серед гідросилікатної маси в об'ємі твердуючої речовини (рис. 1 а). При нагріванні до 600°C на формування мікроструктури цементного каменю впливають процеси термодеструкції складових продуктів гідратації клінкеру. Мікрофотографія сколу бетону при вказаній температурі (рис. 1 б) підтверджує попередні дані про зміну структури в результаті чого вона перетворюється із щільної в рихлу. Пористість в'язучої складової сильно зростає внаслідок утворення окремих субмікрокристалів. Нагрівання до 1000°C приводить до часткового оплавлення поверхні бетону з одночасною появою значної кількості крупних пор і розривів (рис. 1 в).

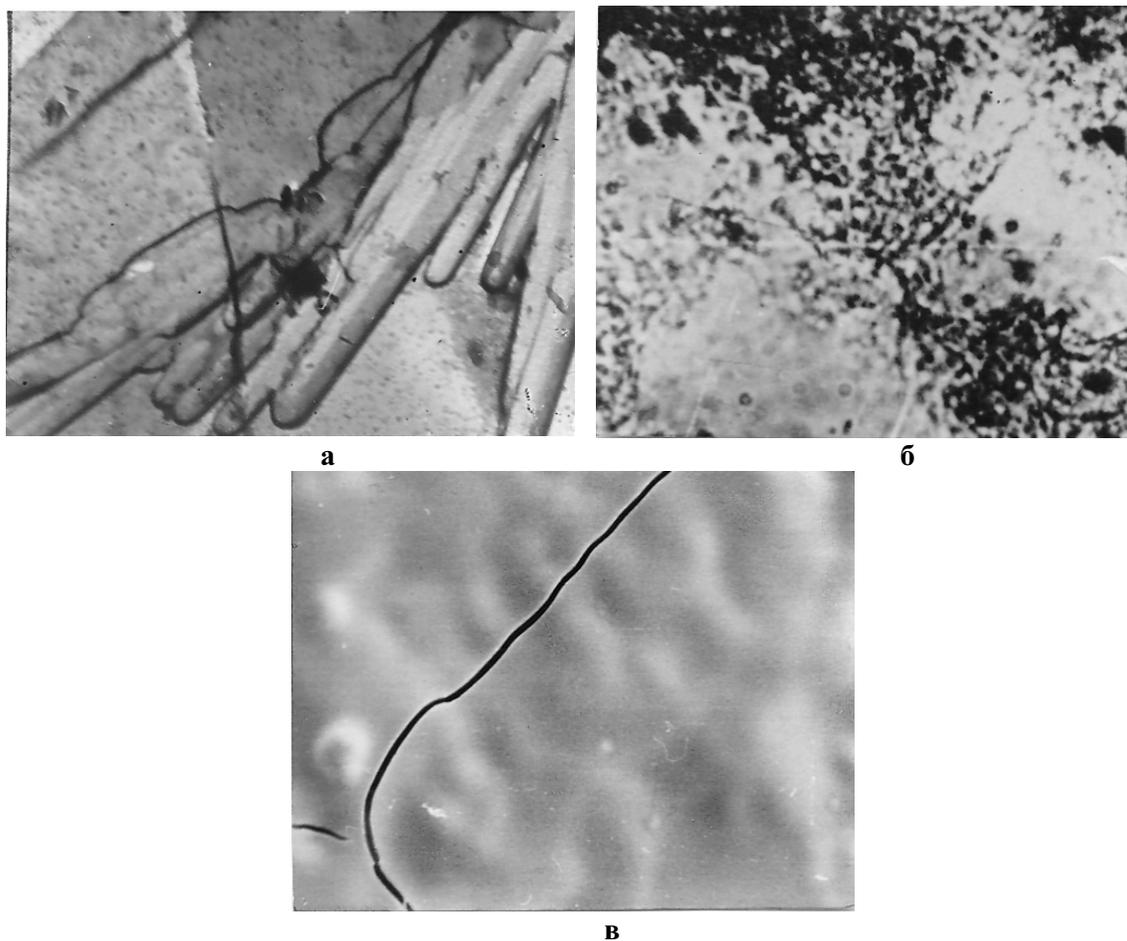


Рис. 1. Мікроструктура цементно-піщаної складової бетону при нагріванні до а – вихідна, б – 600°C , в – 1000°C .

При нагріванні бетону проходить зміна пористості, яка відіграє значну роль на значення фізико-механічних показників матеріалу. Згідно даних рис. 2, пористість бетону починає активно зростати при нагріванні вище від 400°C .

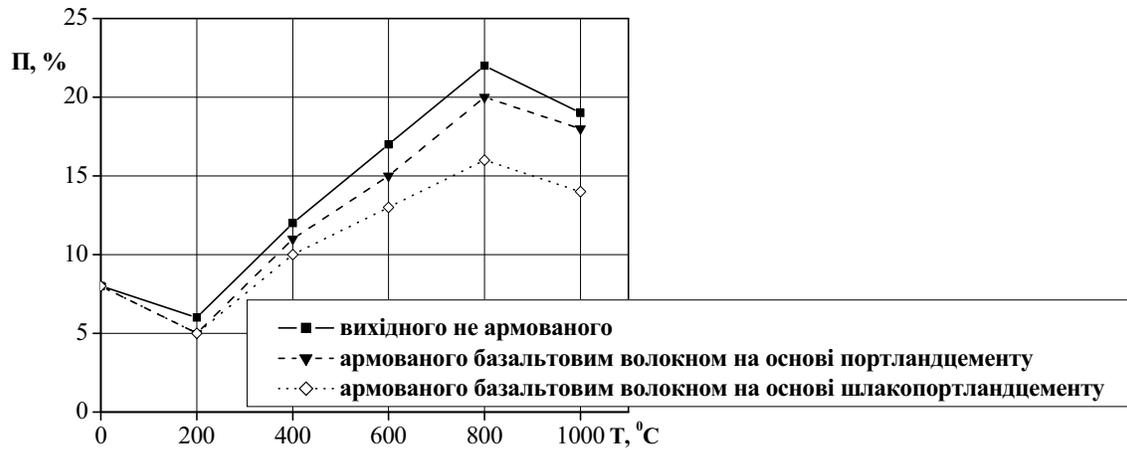


Рис. 2. Зміна пористості бетону при нагріванні.

В інтервалі температур 400–800 °С проходить збільшення пористості бетону на 45–50% для вихідного неармованого і армованого базальтовим волокном на основі портландцементу.

Для бетону на основі шлакопортландцементу характер зміни пористості при нагріванні має менш екстремальний характер. Збільшення пористості в цьому інтервалі температур нагрівання складає всього 6%, що можна пояснити утворенням на поверхні дегідратованих частинок тонкої плівки скловидної фази із шлакової складової цементу та стабілізацією структурно-активних компонентів. За рахунок явища адсорбційного модифікування поверхні окремих частинок високов'язкою скловидною фазою виникають сприятливі умови формування мінімально напруженої мікроструктури, результатом чого є вищі показники міцності, порівняно із зразками на основі портландцементного в'язучого.

Нагрівання всіх досліджуваних зразків в інтервалі температур 800–1000 °С зменшує пористість на 12–17% з рахунок процесів спікання компонентів бетону і часткового оплавлення його поверхні.

Межа вогнестійкості рядового бетону на портландцементі і гранітному крупному заповнювачі без армування складає 45 хв., армованому – 62 хв., а на шлакопортландцементі – 72 хв.

Для збільшення довговічності розроблених складів бетонів при експлуатації в умовах високих температур доцільно застосовувати вогнезахисті покриття, у яких захисний механізм ґрунтується на процесі спучування в умовах пожежі і утворенню на поверхні матеріалу жаростійкого шару.

Розроблено склади покриттів на основі органічного в'язучого (карборансилоксанова смола), мінерального (Al_2O_3) і теплоізолюючого (аеросил) наповнювачів.

Механізм вогнезахисної дії покриття базується на створенні тепло ізолюючого і температуростійкого шару на поверхні матеріалу за рахунок спучення при нагріванні з формуванням пористої і міцної структури, армованої ниткоподібними кристалами алюмінію силікату. Покриття володіє високою адгезійною міцністю при кімнатній температурі (5,3–5,8 МПа), а нагрівання в інтервалі температур 400–1000 °С зменшує її значення на 15–20% за рахунок термоокисної деструкції в'язучого. Покриття на сухий бетон наноситься пошарово товщиною 3–4 мм. При нагріванні зразків вище від 400 °С

за рахунок газоподібних продуктів термодеструкції карборансилоксану проходить спучення покриття і його об'єм зростає у 8,3÷11,4 рази при задовільній адгезійній міцності до бетону.

При випробуванні межа вогнестійкості для рядового бетону без армування склала 62 хв., армованому – 83 хв., а на шлакопортландцементі – 105 хв.

Висновок. Проведеними дослідженнями встановлено факт збільшення фізико-механічних властивостей бетону шляхом армування розтягнутої зони базальтовими волокнами при дії високих температур. Шляхом нанесення на поверхню бетону покриття, яке спучується при нагріванні, можна збільшити межу вогнестійкості на 30-40 %.

Бібліографічний список

1. ДСТУ Б.В.1.1-4-98. Будівельні конструкції. Методи випробувань на вогнестійкість. Загальні вимоги.
2. Шабанова Г.Н., Тараненкова В.В., Романова В.В. Специальные вяжущие на основе композиций системы $\text{CaO}-\text{BaO}-\text{Fe}_2\text{O}_3$ // Вопросы химии и химической технологии. – Днепропетровск, УГХТУ, 2003, №6. – С. 66-69.
3. Некрасов К.Д., Шейкин А.Е., Федоров А.Е. Влияние нагревания на прочность тяжелого бетона. Труды НИИЖБ „Жаростойкие бетоны”, – Госстройиздат, –1964.
4. Т.Б. Юзьків, М.З. Лоза. Вплив високих температур на міцність композиційних портландцементів з механохімічною активацією. Збірник наукових праць „Пожежна безпека”, №6, ЛПБ, 2005 р. С. 68-70.
5. Гивлюд М.М., Свідерський В.А., Федунь А.Б. Жаростійкі антикорозійні захисні покриття для конструкційних матеріалів. Мат. III Міжн. конф. Львів, 1996. – С. 182-184.
6. Гивлюд М.М., Вахула О.М., Топилко Н.І. Вплив температури нагрівання на процеси масопереносу в зоні контакту покриття-підкладка // Вісн. нац. ун-ту „Львівська політехніка” „Хімія, технологія речовин та їх застосування” – 2004. - №497. – С. 131-134.

© Гивлюд М.М., Юзьків Т.Б., Артеменко В.В., Тодореску А.Л., 2007

УДК 35.088.2:669.018.62

БЕЛАЯ Н.С., ПОЛЕВАЯ А.В. (ДонНТУ)

УЛУЧШЕНИЕ УСЛОВИЙ ТРУДА ПРИ СВАРКЕ ЧЕРНЫХ МЕТАЛЛОВ В УГЛЕКИСЛОМ ГАЗЕ

В данной статье, на основании аттестации рабочих мест проведен анализ условий труда при сварке черных металлов в углекислом газе. Разработана математическая модель взаимодействия потоков приточно-вытяжной вентиляции, а также разработан сварочный стол с боковым отсосом вредностей и нижним притоком воздуха.

На основании санитарного паспорта, аттестации рабочих мест сварщиков был произведен анализ условий труда при сварке черных металлов в углекислом газе. Существенное влияние на условия труда оказывает состояние воздушной среды. Наличие большого количества сварочных постов, проведение различных видов сварки приводит к загрязнению воздушной среды не только на рабочем месте, но и в цехе. На основании изучения условий труда установлено, что наиболее неблагоприятные условия труда наблюдались при полуавтоматической сварке черных металлов в среде углекислого газа. При сварке в среде защитных газов дуга и зона плавления защищены от влияния кислорода и азота воздуха струей защитного газа, не взаимодействующего с расплавленным

металлом и вытесняющим воздух из зоны горения дуги, что препятствует окислению, а также испарению легирующих элементов.

Электрическая дуга между сварочной проволокой и основным металлом достигает высокой температуры и служит источником тепла, необходимым для местного расплавления металла. Под действием высокой температуры сварочной дуги металл не только плавится, но и кипит. Пары кипящего металла конденсируются, окисляются кислородом воздуха и образуют при этом тончайшую пыль окислов. Основной факел вредностей поднимается вертикально вверх за счет подъемных сил в конвективном воздушном потоке, возникающем над нагретым металлом. Некоторая часть пыли и газов разбрасывается радиально под влиянием микровзрывов в дуге. Находясь в запыленной атмосфере, сварщик подвергается как внешнему вредному воздействию, так и внутреннему во время дыхания. Изучению вредностей, выделяющихся при проведении видов сварочных работ, посвящено большое количество исследований.

Исследовалось состояние воздушной среды в ремонтном цехе по ремонту шахтного оборудования при полуавтоматической сварке стали марки Ст3 проволокой СВ08Г2С в среде углекислого газа. Пробы отбирались на фильтры АФА-В-18. Отбор проб производили с помощью аспиратора типа 822 завода «Красногвардеец», который обеспечивает объемную скорость протягивания анализируемого воздуха от 0,1 до 20 л/мин. В качестве санитарно-гигиенических характеристик определяли количество аэрозоля, выделяющегося при расплавлении 1 кг сварочной проволоки, и концентрации токсичных веществ в воздухе на рабочем месте сварщика.

Запыленность воздуха вычислялась по формуле:

$$n = \frac{m_2 - m_1}{Q \cdot t} 1000, \quad (1)$$

где n – весовая концентрация пыли, мг/м³; m_1 – вес чистого фильтра, мг; m_2 – вес фильтра с пылью, мг; Q – расход воздуха, л/мин; t – продолжительность взятия проб, мин.

Продолжительность взятия проб зависит от степени запыленности воздуха, скорости отбора пробы и необходимой навески пыли на фильтре и вычисляется по формуле:

$$t = \frac{m}{C \cdot Q} 1000, \quad (2)$$

где C – предельно допустимая концентрация пыли, мг/м³.

В качестве местного отсоса использована вертикальная панель конструкции Т.С. Карачарова с расходом воздуха $Q = 4100 \text{ м}^3/\text{ч}$ и скоростью в живом сечении $v = 1,1 \text{ м/с}$. Результаты исследования показали, что процесс сварки стали марки Ст3, проволокой Св-08Г2С при полуавтоматической сварке в углекислом газе сопровождается интенсивным образованием окислов марганца, окиси углерода, окислов железа, окислов азота. Запыленность в зоне дыхания сварщика составила 12,2-1,6 мг/м³, т.е. выше предельно-допустимой – 4 мг/м³. Среднее содержание окислов азота составило 6 мг/м³ при предельно-допустимой – 5 мг/м³, окиси углерода – 40-50 мг/м³, предельно-допустимая концентрация 20 мг/м³. Значительные концентрации пыли и газов при сварке в углекислом газе является основанием для проведения мероприятий по оздоровлению воздушной среды.

Таким образом, применение боковой панели равномерного всасывания для удаления вредностей при сварке стали Ст3 проволокой Св08Г2С в среде углекислого газа недостаточно эффективно. И в результате к боковому отсосу вредностей добавили нижний приток воздуха. На рисунке 1.1 представлена наклонная боковая панель и сва-

ручной стол с нижним притоком воздуха. С помощью приточной струи осуществляется транспортировка вредностей в сторону отсоса. Благодаря воздействию приточной струи основной вентилирующий поток делается более стабильным, эффективность продувки рабочего места повышается.

Боковая панель состоит из всасывающей решетки 1, приемника 2, воздуховода 3, шиберы 4. рабочий стол 5 состоит из приточной решетки 6, щелевых отверстий 7 приемника 8, воздуховода 9, сварочный шов 10.

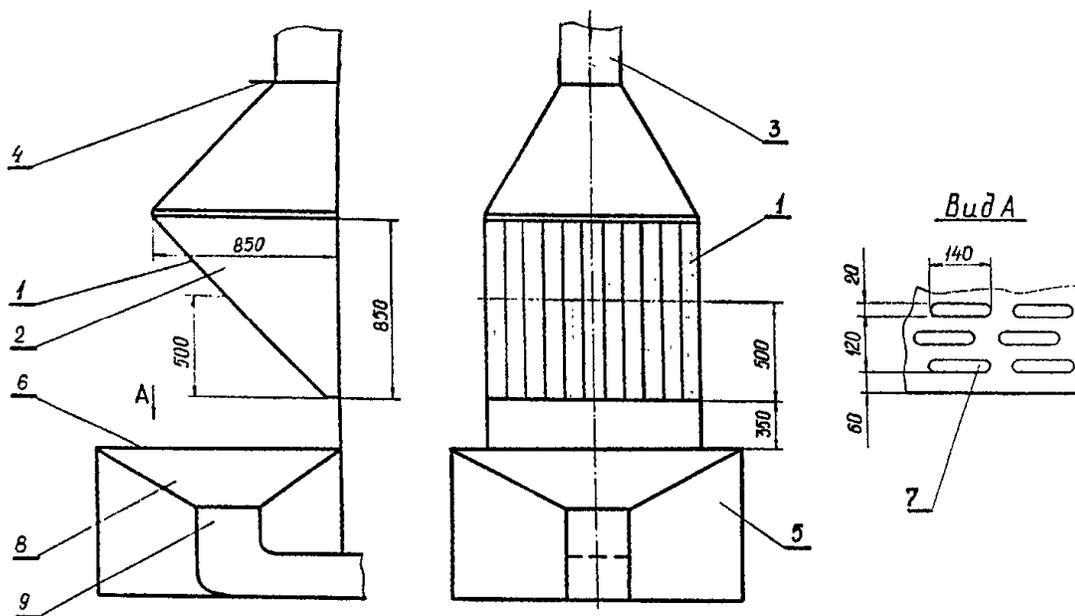


Рис.1. Стол с боковым отсосом вредностей и нижним подводом воздуха (1 – всасывающая решетка; 2, 8 – приемник; 3, 9 – воздуховод; 4 – шибер; 5 – стол; 6 – приточная решетка)

Сечение входного отверстия зависит, прежде всего, от поверхности стола, на котором осуществляется сварка металла. С увеличением площади стола требуется увеличить и расход воздуха. В таких случаях необходимо не увеличивать входное отверстие, а равномерно распределять их по всей площади с регулировочными окнами, которые открываются по мере передвижения горелки по поверхности стола. При этом расход воздуха будет значительно снижен. Определяющим параметром расхода воздуха является количество выделяющихся при сварке вредностей.

Величина $\ln \frac{C_o}{C_{пдк}}$ по данным исследования колеблется в пределах от 1 до 100.

при этом расход воздуха будет изменяться до 5 раз.

Все это справедливо для $y = \text{const}$, то есть для определенного расстояния от места сварки металла.

Этот параметр для каждого конкретного случая будет различным, так как он зависит от способа сварки: ручной, автоматической, дистанционной и др.

Скорость воздуха во входном отверстии $v = 6,8$ м/с. Площадь сечения входного канала в аспирационное укрытие $S = 0,2$ м². Расход воздуха определяем по формуле $Q = S v = 6,8 \cdot 0,2 = 1,36$ м³/с = 5000 м³/ч.

Скорость выхода приточного воздуха принимаем не более 0,5 м/с. Расход приточного воздуха определяем по формуле:

$$Q_l = 236 B l \frac{v_{мин}^2}{v_1} \quad (3)$$

где Q_l – расход приточного воздуха через одну щель, м³/ч; B – расстояние между приточным и вытяжным отверстиями, м; $v_{мин}$ – скорость на оси потока в критическом сечении, м/с; v_1 – средняя скорость движения воздуха в приточном отверстии, м/с; l – длина приточной щели, м.

Рассмотрим сечение струи, вытекающей из прямоугольного отверстия размером 140x20 мм. Определим основные параметры этой струи.

Полусное расстояние

$$S_o = 0,41 \frac{v_o}{a} \quad (4)$$

где v_o – половина ширины отверстия ($v_o = 0,01$ м); a – коэффициент турбулентности ($a = 0,11$).

$$S_o = 0,41 \frac{0,01}{0,11} = 0,036 \text{ м}$$

Длина участка формирования

$$S_n = 1,03 \frac{v_o}{a} \quad (5)$$

$$S_n = 1,03 \frac{0,01}{0,11} = 0,095 \text{ м}$$

Тангенс угла α одностороннего расширения струи

$$\operatorname{tg} \alpha = 2,40,11 = 0,264 \quad \alpha = 15^\circ$$

Расстояние от приточного отверстия до критического сечения определяем по формуле:

$$X_{кр} = 0,875 B = 0,875 \cdot 0,6 = 0,525 \text{ м} \quad (6)$$

Осевая скорость приточной струи в критическом сечении

$$v_{мин} = \frac{1,2 \cdot v_o}{\sqrt{\frac{ax}{v_o} + 0,41}} = \frac{1,2 \cdot 0,5}{\sqrt{\frac{0,11 \cdot 0,35}{0,01} + 0,41}} = 0,3 \text{ м/с} \quad (7)$$

Средняя скорость в приточном отверстии

$$v_1 = \frac{0,82 \cdot v_o}{\sqrt{\frac{ax}{v_o} + 0,41}} = \frac{0,82 \cdot 0,5}{\sqrt{\frac{0,11 \cdot 0,35}{0,01} + 0,41}} = 0,18 \text{ м/с} \quad (8)$$

Расход приточного воздуха определяем

$$Q_l = 236 \cdot 0,6 \cdot 0,14 \frac{0,01}{0,11} \quad (9)$$

Площадь щелевых отверстий составляет – 0,6 м², одной щели – 0,0020 м². суммарный расход приточного воздуха $Q_{пр} = 2000 \text{ м}^3/\text{ч}$.

На основании аттестации рабочих мест проведен анализ условий труда при сварке черных металлов в углекислом газе. Исследовалось состояние воздушной среды в ремонтном цехе по ремонту шахтного оборудования при полуавтоматической сварке стали марки Ст3 проволокой СВ08Г2С в среде углекислого газа. В качестве местного отсоса была использована боковая панель равномерного всасывания. Концентрация пыли и газов превышали предельно-допустимые. Разработана математическая модель взаимодействия потоков приточно-вытяжной вентиляции. Разработан сварочный стол с боковым отсосом вредностей и нижним притоком воздуха. Благодаря воздействию приточной струи основной вентилирующий поток делается более стабильным, эффективность продувки рабочего места повышается.

Библиографический список

1. **Справочник** проектировщика. Вентиляция и кондиционирование воздуха. Стройиздат, 1978.- 509 с.
2. **Халецкий И.М.** Вентиляция и отопление заводов черной металлургии. М.: Металлургия, 1981. – 239 с.
3. **Рысин С.А.** Вентиляционные установки машиностроительных заводов.-Справочник.-М.: Машиностроение, 1964. – 164 с.

© Белая Н.С., Полевая А.В., 2007

УДК 622.233:622.235

ШУЛЬГИН П.Н. (Донбасский государственный технический университет)

АВТОМАТИЗАЦИЯ РАСЧЕТОВ ПАСПОРТОВ БУРОВЗРЫВНЫХ РАБОТ

В статье представлена программа автоматизированного расчета паспортов буро-взрывных работ, позволяющая проектировать как параметры зарядов, так и расположение шпуров.

Буровзрывные работы является универсальным и практически единственным высокоэффективным способом разрушения горных пород при проходке горных выработок. Наиболее ответственным элементом паспорта буровзрывных работ является вруб, который во многом предопределяет глубину подвигания забоя и качество дробления горной массы.

Из всех многочисленных типов врубов, предложенных к настоящему времени, наиболее прогрессивными являются прямые врубы, образованные шпурами, пробуренными перпендикулярно к плоскости забоя (щелевой, призматический и спирально-шагающий врубы, двойной ступенчатый вруб, прямой вруб с «подчищающим» шпуром, прямые врубы с центральным незаряженным шпуром большего диаметра и др.) [1-4].

Большое значение для повышения эффективности проходки горных выработок имеет выбор рациональных параметров буровзрывных работ (БВР). Правильно подобранные тип вруба, тип взрывчатого вещества (ВВ), количество и расположе-

ние шпуров в забое, заряды в шпурах обеспечивают оптимальные показатели буровзрывных работ.

Целью работы является разработка программы по автоматизации расчета паспортов буровзрывных работ, при сооружении полевых горных выработок с использованием наиболее прогрессивного прямого цилиндрического вруба. Данный вруб [5,6] представляет собой шесть шпуров, расположенных по окружности, в центре которой расположен центральный шпур длиной несколько большей, чем остальные шпуры, причем расстояние между шпурами на окружностях равны между собой, и равны радиусу окружности (рис. 1).

Такая конструкция вруба позволяет добиться максимальной концентрации энергии взрыва. Только в случае такой конструкции вруба взрывная волна от всех зарядов успевает в одно и то же время достигнуть центра вруба и каждого соседнего шпура, что обеспечивает самый высокий уровень разрушения пород.

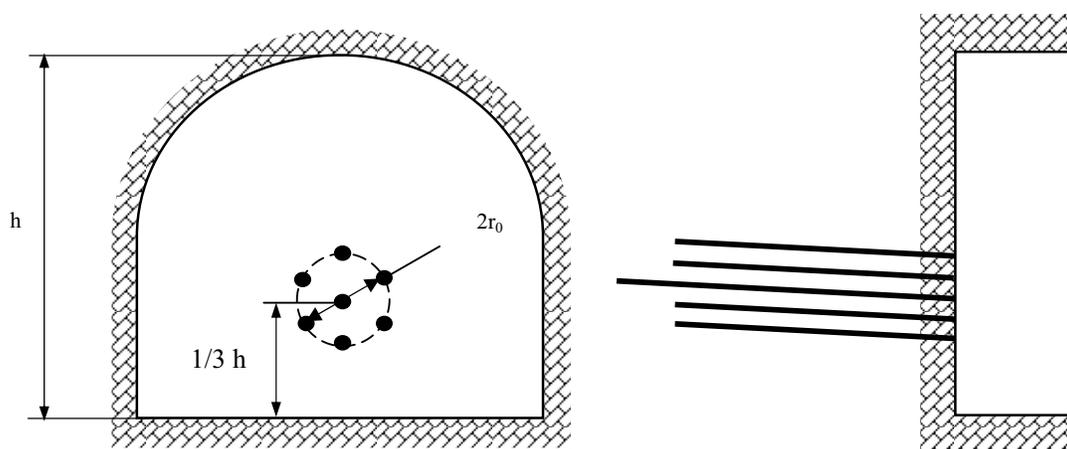
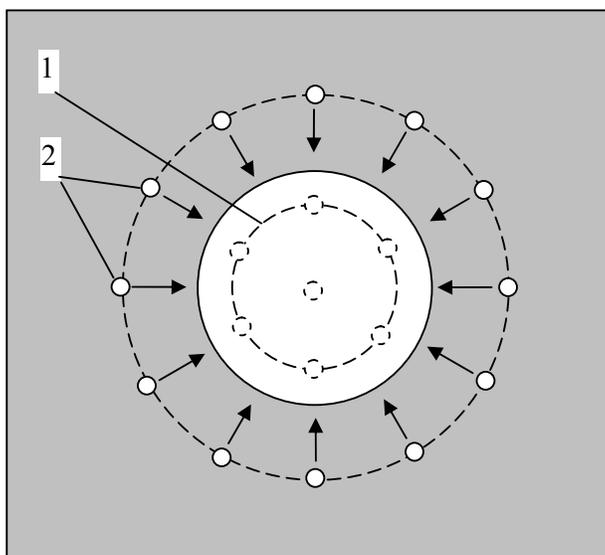


Рис.1. Прямой цилиндрический вруб

Разметка и бурение шпуров при использовании цилиндрического вруба отличаются особой простотой: вначале бурят центральный шпур с длиной, несколько большей глубины заходки. Вокруг центрального шпура по окружности размещают на расстояниях, равных радиусу вруба, остальные шпуры, в которые помещают одинаковые заряды ВВ, взрывающиеся одновременно. Также удобно располагать и отбойные шпуры – по окружности вокруг вруба (рис. 2).

Разработанная программа состоит из блоков, которые условно можно подразделить на блок:

- ввода данных;
- расчета;
- анализа и вывода результатов расчета.



1 – врубовая полость;
2 – отбойные шпуры.

Рис. 2. Схема размещения отбойных шпуров

Кроме того, программа снабжена базой данных, в виде библиотеки параметров ВВ, рекомендаций по выбору ВВ, коэффициентов необходимых при расчете и требований правил безопасности.

Для составления паспорта ведения буровзрывных работ используются следующие исходные данные: форма поперечного сечения выработки, ширина выработки и площадь сечения в проходке, крепость пород (прочность на сжатие), опасность шахты по газу и пыли.

Расчет параметров буровзрывных работ производят в следующей последовательности: исходя из горно-геологических условий, принимают тип ВВ и его параметры (рекомендации по выбору прилагаются); затем производят расчет прямого цилиндрического вруба (определяют радиус вруба, длину центрального шпура, заряд в этом шпуре, и остальных шпурах вруба), все значения проверяют на соответствие требований правил безопасности. Затем производят расчет параметров контурного взрывания по методике разработанной в ДонГТУ – принимают диаметр патронов в оконтуривающих шпурах, определяют их число, расстояние между ними и заряд в каждом шпуре. После расчета параметров врубовых и оконтуривающих шпуров производится расчет отбойных шпуров. Для их расчета используют стандартную методику расчета [1,7]. Вследствие чего определяют удельный расход и расход ВВ на весь цикл, количество отбойных шпуров и массу заряда в них.

По окончанию расчетов выводится итоговая таблица, которая включает в себя все параметры необходимые для составления паспорта БВР – очередность взрывания зарядов, длины и заряды во всех шпурах, длина забойки, угол наклона шпуров к плоскости забоя. Также выводится схема расположения шпуров, с указанием основных размеров (рисунок 3).



Рис. 3. Вывод результатов расчета

Таким образом, разработанная программа может использоваться при проектировании паспортов БВР в проектных институтах и на шахтах, а также при расчете параметров буровзрывных работ в курсовых и дипломных проектах.

Использование данной программы позволит максимально упростить проектирование паспортов БВР в забоях полевых наклонных и горизонтальных выработок и максимально автоматизировать заполнение таблиц с основными показателями БВР. Также данная программа может использоваться для исследования влияния типа ВВ, длины заходки на основные параметры паспорта БВР (количество шпуров, расход ВВ и др.), что позволит оптимизировать его расчет.

Библиографический список

1. Руйнування гірських порід вибухом. Підручник для Вузів. / М.Р. Шевцов, П.Я. Таран, В.В. Левіт, О.Г. Гудзь. – 4-е видання перероб. і доп.. – Донецк: Тов.. «Лебідь», 2003.
2. Лангефорс У., Кильстрем Б., Современная техника взрывной отбойки горных пород. – М.: Недра, 1968
3. Príručka pre strelmajstrov a technických vedúcich odstrelöv, E. Muncner a kolektív, Banská Bystrica, 2006

4. Blasthole drilling technology, **V. Gokhale**, Mumbai, India, 2003
5. Патент. **Г.Г. Литвинский, А.Я. Яковенко, П.Н. Шульгин** - Прямий циліндричний вруб, ДП „Укр. інститут промислової власності”, 2005
6. **Г.Г. Литвинский, П.Н. Шульгин**. Расчет основных параметров прямого цилиндрического вруба для сооружения полевых горных выработок. В сб. «Разработка рудных месторождений», Кривой Рог, КТУ, 2005
7. **Таранов П.Я., Гудзь А.Г.** Разрушение горных пород взрывом. – М.: Недра, 1976.

© Шульгин П.Н., 2007

УДК 614.8

КЛИМ'ЮК М.М. (ЛДУ БЖД)

МЕТОД ОЦІНКИ ЗАХИСНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ МАТЕРІАЛІВ ВЕРХУ ВЗУТТЯ З ВРАХУВАННЯМ ЗМІНИ ТЕМПЕРАТУРИ В ЧАСІ

Построена математическая модель нестационарной теплопроводности для определения и исследования температурного поля верха обуви пожарного при воздействии внешней температуры в условиях пожара. Получены аналитические зависимости, позволяющие определять величину температуры на внутренней поверхности материала с учетом его теплофизических характеристик и толщины.

При підборі матеріалів для виготовлення верху взуття є необхідним проведення серії досліджень нестационарних теплових процесів, обумовлених пожежею.

Розв'язання задачі нестационарної теплопровідності полягає в знаходженні закону зміни температури і кількості переданої теплоти в часі для будь-якої точки матеріалу верху взуття. Така залежність може бути отримана шляхом розв'язання диференціального рівняння теплопровідності для конкретного об'єкту.

Оскільки товщина верху взуття є постійною, то при дослідженні поширення тепла по його товщині верх взуття моделюється пластиною. При відсутності внутрішніх джерел тепла в пластині товщини 2δ диференціальне рівняння теплопровідності для знаходження температурного поля має вигляд [1].

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} = a \frac{\partial^2 t}{\partial x^2}, \quad (1)$$

$a = \frac{\lambda}{c_p \rho}$, t – температура, $^{\circ}\text{C}$; τ – час, с; x – координата по товщині пластини (матеріалу верху взуття), м; λ – коефіцієнт теплопровідності матеріалу, Вт/м·К; c_p – теплоємність при постійному тиску, Дж/кг·К; ρ – густина матеріалу пластинки, кг/м³, a – коефіцієнт температуропровідності, м²/с.

Рівняння (1) є рівнянням другого порядку в часткових похідних. Для його розв'язання необхідно провести операції інтегрування функції (температури t) один раз за часом (τ) і два рази по координаті (x). Таким чином, у результаті інтегрування одержимо три постійні: одну за часом і дві по координаті. Отже, для розв'язку диференціального рівняння теплопровідності необхідно мати одну початкову і дві граничні умови.

Ці умови є основними при математичній постановці задач нестационарної теплопровідності.

Приймаємо, що пластина нагріта до температури t_0 . В деякий момент часу, який приймаємо за початок відліку по τ , пластина поміщається в середовище з температурою $t_c (t_c > t_0)$ і взаємодіє з ним за законом конвективного теплообміну.

Оскільки в початковий момент часу пластина була нагріта до температури t_0 , тому ми можемо записати початкову (по часі) умову в такому вигляді:

$$t = t_0 \text{ при } \tau = 0. \quad (2)$$

Відповідно до умови задачі має місце симетричний нагрів пластини тому, що поверхні лівої ($x = -\epsilon$) і правої ($x = +\epsilon$) грані пластини мають однакову температуру. У цьому випадку доцільно розташувати початок координат у центрі пластини. З урахуванням цього координати правої і лівої граней приймають значення $+\epsilon$ і $-\epsilon$, відповідно.

Оскільки теплообмін на лівій та правій гранях пластини однаковий, для одержання другої граничної умови досить обмежитись розглядом теплової взаємодії між середовищем і пластиною тільки на одній її грані, наприклад на правій. Отже, відповідно до умови задачі тепло від середовища конвективно доставляється до поверхні пластини. Кількість тепла, що доставляється до пластин, відповідно до рівняння Ньютона - Ріхмана дорівнює [1]:

$$q = \alpha (t_c - t) \text{ при } x = \epsilon,$$

де, q – густина теплового потоку, Вт/м²; α – коефіцієнт тепловіддачі з поверхні пластини, Вт/м²·К; t – температура поверхні пластини $x = \epsilon$.

Сприйняте поверхнею пластини тепло теплопровідністю передається в об'єм пластини, яке можна визначити за рівнянням Фур'є:

$$q = -\lambda \frac{\partial t}{\partial x},$$

де, λ – коефіцієнт теплопровідності пластини, Вт/м·К, $\frac{\partial t}{\partial x}$ – перепад температури на одиниці довжини вздовж вісі x (градієнт температури), °С/м.

Зазначимо, що на поверхні пластини ці два потоки повинні бути однакові в будь-який момент часу. Прирівнявши їх на правій грані пластини ($x = +\epsilon$), з урахуванням напрямку векторів теплового потоку, одержимо граничну умову:

$$\lambda \frac{\partial t}{\partial x} = \alpha (t - t_c). \quad (3)$$

Другу граничну умову можемо одержати з умови теплової симетрії. Оскільки через ліву і праву грані пластини переходить однакова кількість тепла, то можна стверджувати, що в центрі пластини підсумковий тепловий потік дорівнює нулю, тобто можна записати:

$$q = -\lambda \frac{\partial t}{\partial x} \text{ при } x = 0.$$

Оскільки коефіцієнт теплопровідності λ має скінченне значення і не дорівнює нулю, отже має дорівнювати нулю градієнт температури $\frac{\partial t}{\partial x} = 0$.

На підставі цього можна записати другу граничну умову у вигляді:

$$\frac{\partial t}{\partial x} = 0 \text{ при } x = 0. \quad (4)$$

Для розв'язання диференціального рівняння (1), маємо одну початкову (2) та дві граничні умови (3) і (4).

Для розв'язання поставленої задачі застосуємо метод розділення змінних, який базується на знаходженні сукупності часткових розв'язків функції, яка задовольняє як вихідному диференціальному рівнянню, так і початковим і граничним умовам.

Частковий розв'язок рівняння (1) згідно з методом розділення змінних представимо у вигляді добутку двох функцій, одна з яких залежить тільки від часу $T(\tau)$, а інша – від координати $F(x)$, тобто:

$$t = T(\tau) \cdot F(x). \quad (5)$$

Підставляючи цей вираз для t в рівняння (1) і умови (2) – (4) одержимо розв'язок поставленої задачі у вигляді:

$$\frac{t_c - t}{t_c - t_0} = \sum_{n=1}^{\infty} A_n \cdot \cos \frac{\mu_n \cdot x}{e} \exp(-\mu_n^2 Fo), \quad (6)$$

де

$$A_n = \frac{2 \sin \mu_n}{\mu_n + \sin \mu_n \cos \mu_n} = (-1)^{n+1} \frac{2 Bi \sqrt{Bi^2 + \mu_n^2}}{\mu_n (Bi^2 + Bi + \mu_n^2)} \quad (7)$$

$Fo = \frac{a\tau}{b^2}$ - критерій Фур'є, $Bi = \frac{ab}{\lambda}$ - критерій Біо, μ_n - корені трансцендентного рівняння:

$$ctg \mu = \frac{\mu}{Bi}. \quad (8)$$

Якщо $Bi \rightarrow \infty$, то температура поверхні пластини відразу стає рівною температурі навколишнього середовища, а корені характеристичного рівняння (8), приймають значення:

$$\mu_n = (2n-1) \frac{\pi}{2},$$

де n – число ряду.

З формули (7) випливає, що при $Bi \rightarrow \infty$ $A_n = (-1)^{n+1} \frac{4}{(2n-1)\pi^3}$.

В цьому випадку рівняння (6) приймає вигляд:

$$\frac{t_c - t}{t_c - t_0} = \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^{n+1} \frac{4}{(2n-1)\pi} \cos \frac{(2n-1)\pi x}{2e} \exp\left(\frac{-(2n-1)^2 \pi^2}{4} Fo\right). \quad (9)$$

Розглянемо випадок коли матеріал з якого виготовляють верх взуття товщиною e нагрітий до температури t_0 поміщений в середовище з температурою t_c . Лицева поверхня матеріалу ($x=e$) миттєво приймає температуру середовища t_c ($Bi \rightarrow \infty$), а зворотня сторона матеріалу ($x=0$) теплоізолювана.

Дослідимо зміну температури по товщині матеріалу в залежності від часу. Для описаних умов ми одержали рівняння (9). За цією формулою проведені розрахунки температурного поля по товщині матеріалу в залежності від часу.

Дослідження проводились для двох матеріалів, для яких:

1) $\delta=18 \cdot 10^{-4}$ м;	2) $\delta=45 \cdot 10^{-4}$ м;
$\lambda=105 \cdot 10^{-3}$ Вт/мК	$\lambda=45 \cdot 10^{-3}$ Вт/мК;
$a=4 \cdot 10^{-8}$ м ² /с	$a=1,6 \cdot 10^{-8}$ м ² /с.

Перший матеріал - шкіра натуральна хромового дублення, другий матеріал – зразок №3 на основі СКЕПТ + тканина. Температура t_0 приймалась рівною 20 °С, а $t_c=200$ °С.

Результати дослідження показані графічно на рис.1

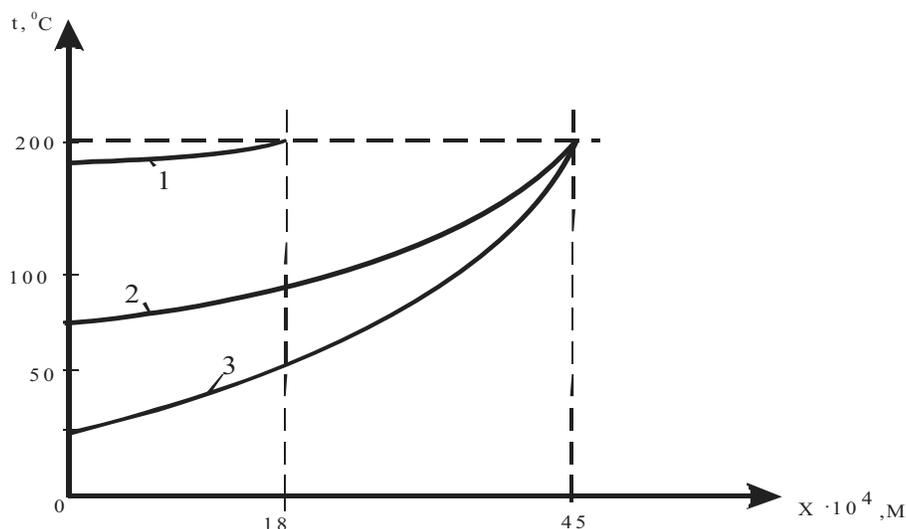


Рис.1. Зміна температури по товщині пластины

Лінія 1 показує зміну температури по товщині ($\delta = 18 \cdot 10^{-4}$ м) натуральної шкіри в час який рівний $\tau=3$ хв. Лінія 2 ($\delta = 45 \cdot 10^{-4}$ м) зразка №3 на основі СКЕПТ + тканина) в час рівний $\tau=5$ хв, а лінія 3 – в час рівний $\tau=3$ хв.

Аналіз досліджень показав, що для першого матеріалу температура на зворотній стороні ($x=0$) за 3 хв. досягає 199,1 °С, а для другого матеріалу на цій же поверхні за 3 хв. температура становить 38,4 °С, а за 5 хв.-72,3 °С

Аналіз результатів показує, що для виготовлення взуття пожежника необхідно використовувати другий матеріал.

Бібліографічний список

1. Лыков А.В. Теория теплопроводности. М.: Высшая школа. 1967. – 600 с.

© Клим'юк М.М., 2007

УДК 622.258

СТРАДАНЧЕНКО С.Г., ПРОКОПОВ А.Ю., АРМЕЙСКОВ В.Н. (ШИ(Ф)ЮРГТУ(НПИ), Шахты, Россия)

ПРОЕКТИРОВАНИЕ АРМИРОВКИ ВЕРТИКАЛЬНЫХ СТВОЛОВ НА ОСНОВЕ КОМПЛЕКСНОГО УЧЕТА НАГРУЗОК И ВОЗДЕЙСТВИЙ

В статье представлена классификация нагрузок и воздействий на армировку ствола и даны их характеристики, позволяющие производить точные расчеты армировки.

В настоящее время нормативной базой, используемой при проектировании армировки вертикальных стволов шахт и рудников, являются «Методика...» [1] и «Пособие...» [2], согласно которым нагрузки и воздействия, за исключением передаваемых на армировку подъемными сосудами, имеют второстепенное значение и их величиной можно пренебречь.

Анализ горно-геологических и горнотехнических условий эксплуатации армировки показывает, что действующая нормативная база не учитывает ряда дополнительных нагрузок и воздействий, которые влияют на состояние армировки и должны учитываться при разработке проектов армирования стволов.

Разработанная классификация нагрузок и воздействий на армировку (рис. 1) позволяет выделить **нагрузки**, не учитываемые нормативной методикой:

1. Нагрузка на армировку вследствие действия *кориолисовой силы* P_k , которая является результатом сложного движения подъемного сосуда по стволу, состоящего из движения относительно ствола и переносного движения, возникающего вследствие суточного вращения Земли. Исследованию дополнительных сил на армировку в лобовом и боковом направлениях вследствие действия силы P_k посвящена работа авторов [3] и др.

2. Нагрузки на армировку вследствие действия *аэродинамической силы в местах встречи подъемных сосудов* $P_{a.вст.}$. Исследованию этих нагрузок посвящены работы авторов [4, 5] и др.

3. Нагрузки на армировку вследствие действия *силы на подъемный сосуд от крутящего момента, возникающего в головном канате*. Исследованиям процесса передачи нагрузок на армировку от кручения канатов при одно- и многоканатных подъемах посвящены работы [6, 7] и др.

4. Нагрузки на армировку *от совместного влияния эксцентриситета загрузки подъемного сосуда и отклонения проводников от вертикали*. Согласно исследованиям [8, 9 и др.], в результате неравномерности загрузки скипа, может возникать его эксцентриситет в горизонтальной плоскости, что вызывает перекося скипа при движении и, как следствие, дополнительную нагрузку на армировку. Кроме того, проводники имеют отклонения от вертикали как в лобовой, так и боковой плоскостях, что также увеличивает дополнительные нагрузки и повышенный износ армировки.

5. *Диссипативные силы на проводники*. При движении подъемного сосуда возникает контакт направляющих устройств с проводниками, при этом появляются диссипативные силы, действующие в направлении, противоположном направлению движения сосуда. В зависимости от типа направляющих устройств возникающие диссипативные силы могут быть представлены, как

– силы трения скольжения (при использовании башмаков скольжения);

– силы трения качения (при использовании роlikоопор).

Эти силы, действующие на проводники в вертикальной плоскости, передаются на расстрелы и влияют на общее напряженно-деформированное состояние армировки и узлов ее крепления.

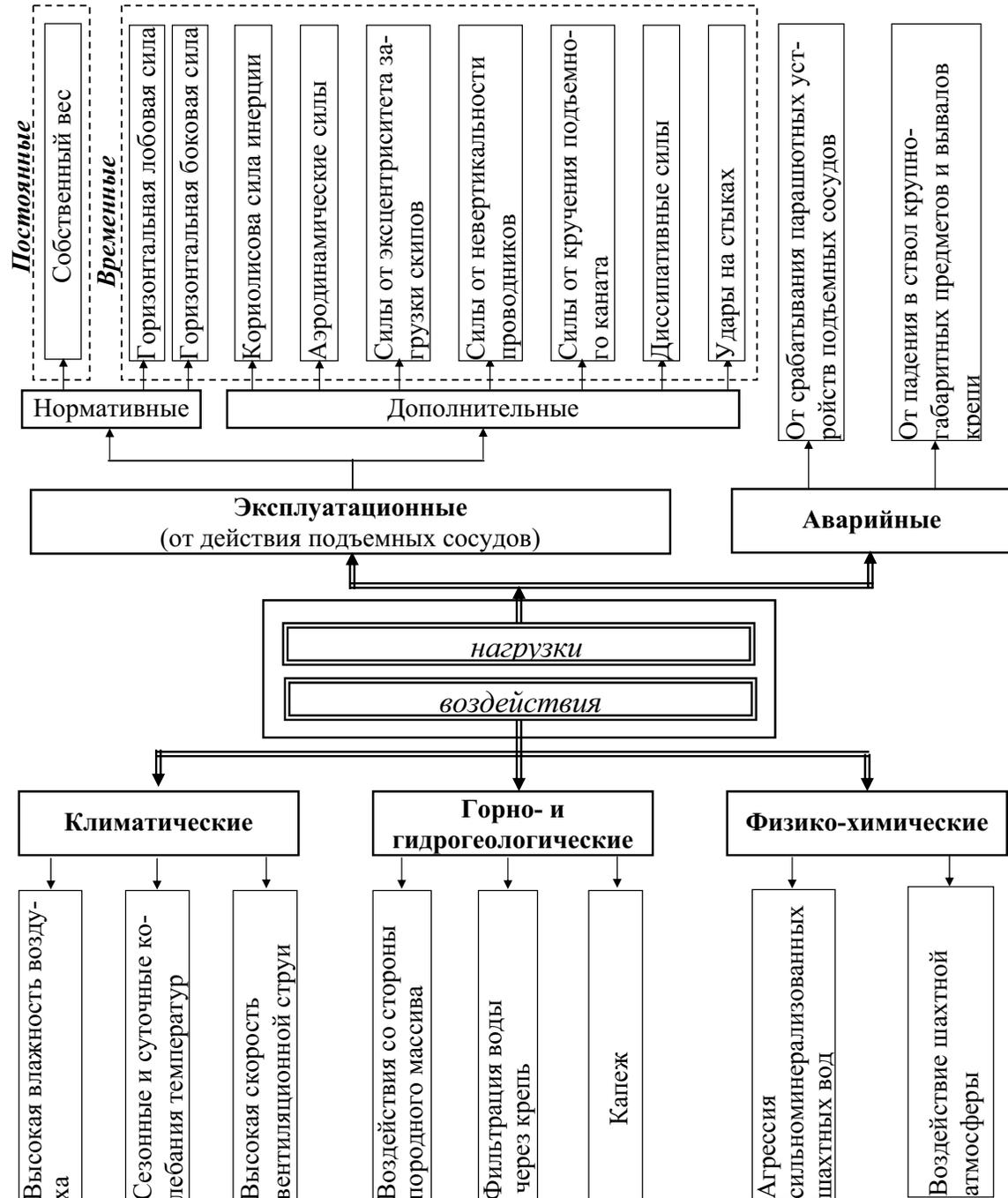


Рис. 1. Классификация нагрузок и воздействий на армировку

6. *Ударные нагрузки на проводники, вызванные неточностью их стыков.* Перераспределение эксплуатационной силы на вертикальную и горизонтальную составляющие будет зависеть от соотношением радиуса ролика направляющего устройства R и величины ступени Δh , вызванной неточностью стыка проводников в лобовой (боковой) плоскости. Величина неточности стыков Δh оказывает существенное влияние на формирование нагрузок на стыках, при этом с увеличением Δh значительно возрастает вертикальная составляющая нагрузки.

Кроме вышеперечисленных нагрузок, вызванных эксплуатацией подъемного комплекса, армировка испытывает ряд воздействий, часть из которых также не учитывается нормативной методикой. К таким **воздействиям** относятся:

1. *Температурные нагрузки на армировку*, вызванные сезонными и суточными колебаниями температуры воздуха в стволе. Эти нагрузки зависят от климата региона, глубины ствола и его назначения в проветривании. Исследованию теплового режима вертикальных стволов и его воздействию на армировку посвящены работы авторов [10, 11] и др.

2. *Совместные воздействия агрессивных шахтных вод, высокой влажности и скорости движения воздуха*, приводящие к повышенному коррозионному износу армировки. Постоянная смена воздушных масс и высокая влажность сказываются на усилении химического взаимодействия кислорода с поверхностным слоем металлоконструкций, что интенсифицирует процесс их окисления. Процесс коррозии элементов армировки значительно ускоряется из-за того, что расстрелы и проводники находятся под нагрузкой. Этот фактор не учитывается нормативной методикой. Исследованию коррозионных процессов в конструкциях армировки, находящихся под нагрузкой, посвящены работы [12, 13] и др.

3. *Воздействия на армировку со стороны деформирующегося породного массива.* Эти нагрузки характерны для стволов, эксплуатируемых в сложных горно-геологических условиях, и должны обязательно учитываться при проектировании податливых или регулируемых элементов армировки. Исследованию воздействий на армировку со стороны массива посвящена работа [14] и др.

Только учет всех вышеперечисленных нагрузок и воздействий на армировку позволит корректно спроектировать жесткую армировку, что повысит ее устойчивость, работоспособность и долговечность.

Библиографический список

1. **Методика** расчета жестких армировок вертикальных стволов шахт.– ВНИИГМ им. М.М. Федорова.– Донецк, 1985. – 170 с.
2. **Пособие** по проектированию и монтажу жесткой армировки вертикальных стволов шахт и рудников (к СНиП II-94-80). Гос. ком. СССР по народн. образ., Моск. горн. ин-т / Под ред. И.В. Баклашова. – М.: Недра, 1989. – 160 с.
3. **Прокопов А.Ю.** Исследование нагрузок на армировку от действия кориолисовой силы инерции на подъемный сосуд в стволах с высокой интенсивностью подъема// Горный информационно-аналитический бюллетень – М.: МГГУ, 2006. – Тематическое прил. «Физика горных пород» – С. 348 – 353.
4. **Прокопов А.Ю.** Влияние аэродинамических сил на подъемные сосуды и жесткую армировку в стволах с высокой интенсивностью подъема// Горный информационно-аналитический бюллетень – М.: МГГУ, 2006. – Тематическое прил. «Физика горных пород» – С. 309 – 316.
5. **Прокопов А.Ю.** Влияние аэродинамических сил на жесткую армировку вертикальных стволов// Научно-технические проблемы разработки угольных месторождений, шахтного и подземного строительства: Сб. науч. тр. / Шахтинский ин-т ЮРГТУ(НПИ). – Новочеркасск: УПЦ «Набла» ЮРГТУ(НПИ), 2005. – С. 140 – 145.
6. **Белый В.Д.** Канатные проводники шахтных подъемных установок. – М.: Углетехиздат, 1959. – с.

7. **Шафранов Н.К., Ягодкин Ф.И.** Канатная армировка вертикальных стволов. – М.: Недра, 1976. – 144 с.
8. **Страданченко С.Г., Прокопов А.Ю., Солодухин С.А.** Исследование нагрузок на армировку от движения эксцентрически загруженного скипа по проводкам, имеющим отклонения от вертикали в лобовой плоскости// Науковий вісник Національного гірничого університету. – Дніпропетровськ. – №5. – 2007. – С. 55 – 60.
9. **Прокопов А.Ю., Прокопова М.В., Ткачева К.Э.** Расчет боковой нагрузки на армировку при одновременном эксцентриситете центра масс сосуда и отклонении проводников в боковой плоскости// Науковий вісник Національного гірничого університету. – Дніпропетровськ. – №5. – 2007. – С. 48 – 51.
10. **Страданченко С.Г., Прокопов А.Ю.** Влияние температурного режима и вентиляционного назначения вертикальных стволов на состояние жесткой армировки// Вісник Криворізького технічного університету: Збірник наукових праць. – Кривий Ріг. – Вип. 17. – 2007. – С. 40 – 44.
11. **Прокопов А.Ю.** Причины и последствия возникновения экстремальных температурных воздействий на крепь и жесткую армировку воздухоподающих стволов в Донбассе// Изв. вузов. Сев.-Кавк. регион. Техн. науки. – 2007. – №3. – С. 89-92.
12. **Коваленко В.В., Купенко И.В., Прокопов А.Ю.** Исследование влияния различных факторов на скорость коррозии элементов жесткой армировки вертикальных шахтных стволов// Мости та тунелі: теорія, дослідження, практика: Тези доповідей Міжнар. науково-практичної конференції. Дніпропетровськ: Вид-во Дніпропетр. нац. ун-ту залізн. трансп. ім. акад. В. Лазаряна, 2007. – С. 105 – 107.
13. **Купенко И.В., Каргаполов С.В., Лабинский К.Н., Коротун Ю.В.** Исследование особенностей процесса коррозии элементов армировки ствола, находящихся под нагрузкой// Совершенствование технологии строительства шахт и подземных сооружений: Сб. науч. тр. – Донецк: Норд-пресс, вып. №13, 2007. – С. 110 – 111.
14. **Саакян Р.О.** Обоснование параметров податливой армировки вертикальных стволов для условий деформирующегося породного массива: Дисс... канд. техн. наук. – Новочеркасск, 2005. – 151 с.

© Страданченко С.Г., Прокопов А.Ю., Армейсков В.Н., 2007

УДК 622.271.004.17:65.018

ТЕМЧЕНКО О.А. (КТУ)

МОДЕЛЮВАННЯ ВИРОБНИЧОЇ ПОТУЖНОСТІ ГІРНИЧОГО ПІДПРИЄМСТВА

Розглянуті фактори, що впливають на визначення виробничої потужності гірничого підприємства. Приведена економіко-математична модель та результати її реалізації в умовах діючого підприємства.

Гірничовидобувні підприємства відносяться до класу складних динамічних систем, представлених сукупністю окремих технологічних процесів, що функціонують у тісній взаємодії, представляючи єдине ціле [1]. Технологічні процеси здійснює енерго-, матеріало-, інформаційноємне устаткування, вартість якого складає 10 – 100 млн. грн. Від раціонального використання таких засобів виробництва залежить не тільки ефективність господарської діяльності підприємства, але і рівень його конкурентоспроможності на внутрішньому і зовнішньому ринках.

Головним організаційно-технічним та технологічним методом поєднання окремих технологічних процесів в єдиний виробничо-господарський комплекс на підприємствах є визначення їх виробничої потужності [2].

Гірничодобувні підприємства значно відрізняються від підприємств фабрично-заводського типу. По-перше, це пов'язано з предметом праці, у якості яких виступають природні ресурси. Вони, як правило, мають обмежені обсяги на конкретному родовищі

корисних копалин. Тому, при визначенні виробничої потужності гірничих підприємств, насамперед встановлюють виробничу потужність кар'єру чи шахти за можливим видобутком руди.

Фактори, які обмежують виробничу потужність кар'єра по руді, розділяють на гірничотехнічні й економічні [2].

До гірничотехнічних факторів належать: пропускна спроможність транспортних комунікацій, інтенсивність розвитку гірничих робіт та кількість видобувних екскаваторів.

До економічних факторів відносять: абсолютні та питомі капітальні витрати на будівництво кар'єра; собівартість та ціна товарної продукції; розмір плати за надра та земельні ділянки, які займає підприємство; співвідношення між обсягами видобутку руди й розкритих порід та ін.

Дослідження, які проведені різними авторами, показали, що оптимальне значення виробничої потужності гірничого підприємства залежить від можливостей кар'єру та збагачувальної фабрики, типу, кількості й складу устаткування, прийнятого режиму роботи підприємства, продуктивності устаткування та трудомісткості продукції. Крім того, виробничу потужність - величина динамічна й змінюється у зв'язку зі зношенням засобів праці, впровадженням новітніх технологій, використанням прогресивних матеріальних ресурсів тощо.

Таким чином, на величину виробничої потужності впливає значна кількість факторів, які взаємопов'язані між собою. Встановленню роздільного впливу перерахованих факторів на виробничу потужність кар'єрів присвячена велика кількість досліджень як в Україні, так і за кордоном. Але врахування комплексного впливу цих факторів при роботі гірничих підприємств у ринкових умовах потребує проведення додаткових досліджень. Тому існує об'єктивна необхідність у визначенні оптимальної виробничої потужності, яка потребує ретельного аналізу, виявлення основних факторів та розроблення заходів щодо ліквідації "вузьких" місць на підприємстві.

Серед задач, які необхідно вирішити при визначенні виробничої потужності гірничого підприємства, можна виділити два класу :

- перший – задачі, які пов'язані з дослідженням властивостей та поведінки виробничої системи в залежності від її структури і значень параметрів;
- другий – задачі синтезу, які дозволяють формувати структуру комплексної механізації технологічні схеми, а також визначати необхідні параметри, виходячи з заданих властивостей системи.

Обидва класи задач для таких систем, як гірничі підприємства, де одночасно необхідно враховувати дію природних, технічних, технологічних, економічних, організаційних та соціальних факторів, можливо вирішити тільки за допомогою економіко-математичного моделювання [3].

За результатами математичної формалізації поставленої задачі автором запропоновано багатокритеріальний підхід і розроблені економіко-математичні моделі, які відрізняються критеріями та обмеженнями. У сукупності вони дозволяють досліджувати вплив перерахованих факторів на формування виробничої потужності і кінцеві результати виробничо-господарської діяльності підприємства.

Алгоритм процесу моделювання виробничої потужності гірничо-добувного підприємства приведено на рис. 1.

В якості критеріїв використані:

- економічні функції (максимізація (доходу) прибутку, мінімізація витрат, максимізація рентабельності);
- технічні функції (максимізація продуктивності устаткування, максимізація фондівіддачі, максимізація інтенсивного та екстенсивного завантаження устаткування);

- технологічні функції (максимізація коефіцієнту усереднення, мінімізація середньоквадратичного відхилення розрахованого вмісту корисного компонента від планового значення);

- організаційні функції (мінімізація відхилень від заданого режиму роботи, максимізація коефіцієнту використання устаткування, мінімізація простоїв устаткування, підвищення надійності функціонування технологічних схем).

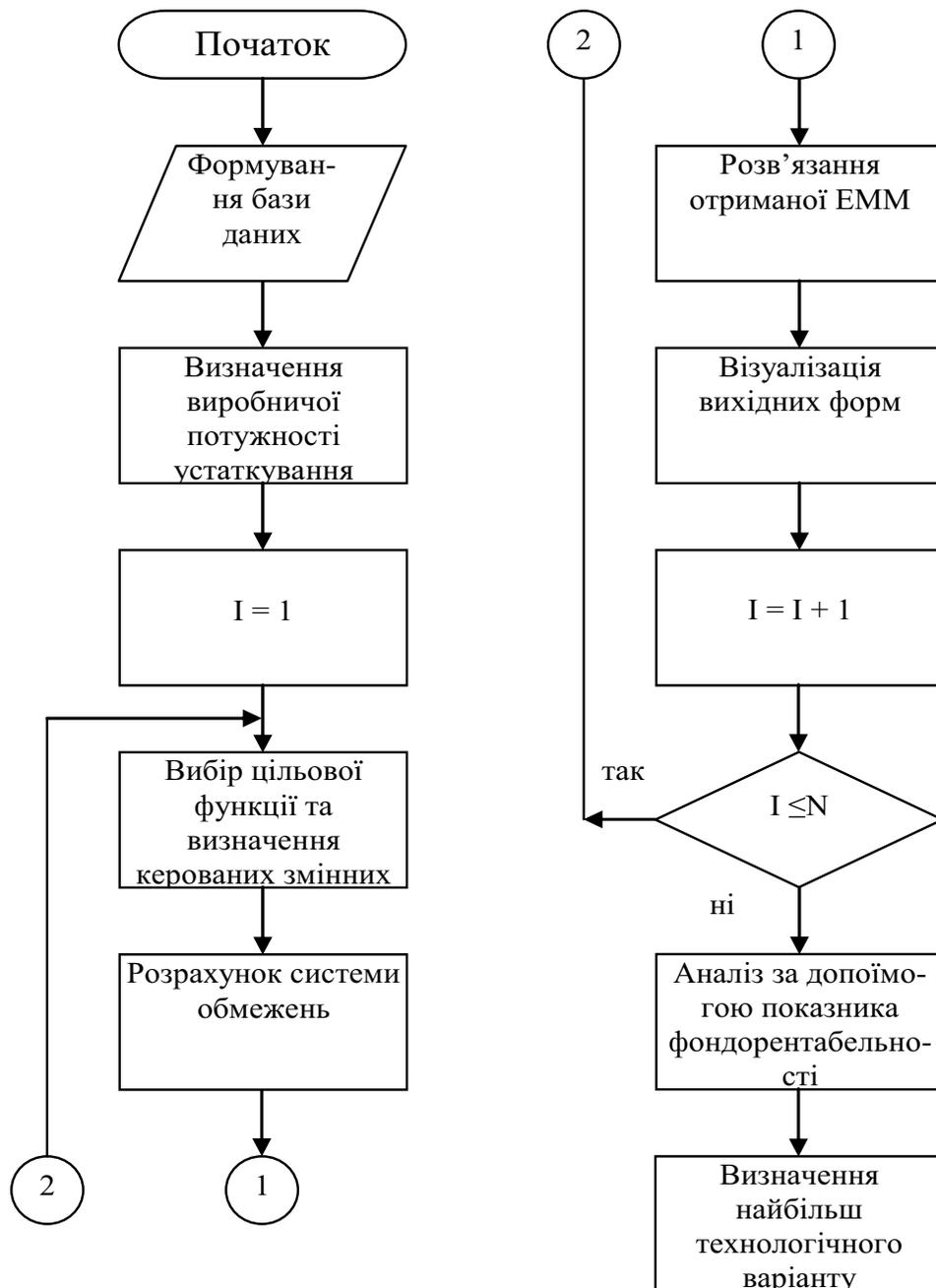


Рис.1. Алгоритм моделювання виробничої потужності гірничо-видобувного підприємства.

Обмеження в моделях розділені на декілька груп:

- обмеження, які враховують попит на обсяги продукції, що виробляється;
- обмеження, обумовлені вимогою створення певних передумов для ритмічної роботи в планові періоди;
- обмеження з продуктивності устаткування різних технологічних процесів;
- обмеження по лімітах на використання ресурсів.

У якості інтегрального критерію оцінки варіантів визначення виробничої потужності запропоновано використовувати функцію фондорентабельності (ФР)

$$\Phi P = \Phi B * P B,$$

де ΦB – фондovіддача, грн. / грн. ; $P B$ – рентабельність виробництва продукції, грн. / грн.

Дана функція дозволяє одночасно враховувати технічні, технологічні, організаційні та економічні фактори та обирати варіант, який найбільш придатний з технологічної точки зору.

Результати реалізації економіко-математичної моделі на реальних даних ВАТ «ІнГЗК» приведені у графічному вигляді на рис. 2 та рис. 3 .

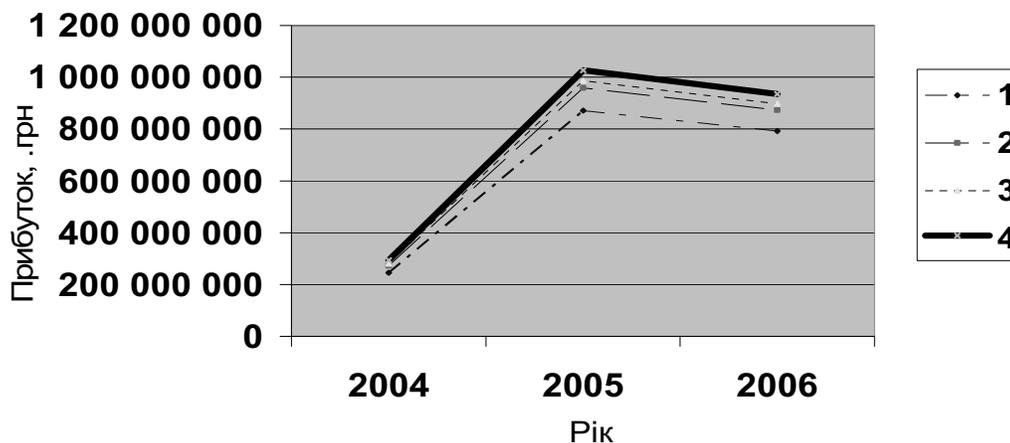


Рис. 2. Залежність значення прибутку від варіанта та періоду

З рис. 2 видно, що від першого до четвертого варіанту, при збільшенні виробничої потужності підприємства значення прибутку теж зростає. Виходячи з цього, можна сказати, що виявлення «вузьких місць», їх усунення, а отже і вихід на проектну виробничу потужність при умові збереження стабільного попиту на залізорудну продукцію веде до зростання величини прибутку.

З рис.3 видно, що значення вмісту заліза в концентраті досить стабільно від варіанту до варіанту. Це спричинено тим, що співвідношення між кількостями різних типосортів руди приблизно однакове у всіх варіантах, а саме від цього співвідношення і залежить загальне значення вмісту заліза в концентраті.

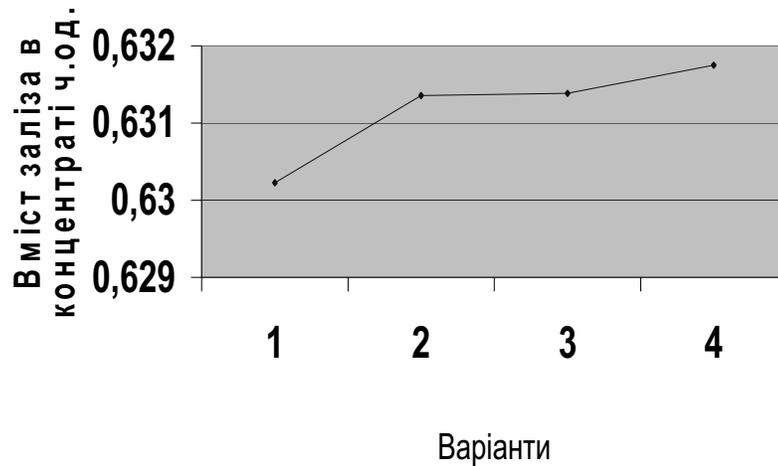


Рис.3. Вміст заліза в концентраті за різними варіантами

Отримані результати можуть бути використані у практиці управління виробничо-господарською діяльністю ВАТ «ІнГЗК».

Бібліографічний список

1. Бусленко Н.П. Моделирование сложных систем. М.: Наука, 1978.
2. Арсентьев А.И. Определение производительности и границ карьеров. М.: Недра, 1970.
3. Резниченко С.С. Математическое моделирование в горной промышленности. М.: Недра, 1981.

© Темченко О.А., 2007

СОДЕРЖАНИЕ

Пилюгин В.И., Кочин А.Е., Гавриш Н.Н., Мирошниченко И.А. Прогнозирование устойчивости кровли в очистных забоях при отработке природных аномальных зон одиночных угольных пластов	3
Ариненков Ю.Д. Выбор функции аппроксимации распределения фракций при прогнозе состава продуктов сепарации	10
Бачурин Л.Л., Ревва В.Н., Василенко Н.И., Молодецкий А.В. Способ определения характеристик трещиностойкости горных пород	15
Бондаренко А.Д., Рубинский А.А., Левченко Л.М. Об эффективности способов борьбы с газодинамическими явлениями	20
Гавриш Н.Н., Крышнёв А.С., Опрышко Ю.С. Оценка эффективности анкерования в 17 западном конвейерном штреке пласта m ₃ АП «Шахта им. А.Ф. Засядько»	26
Булгаков Ю.Ф., Каюн О.П., Зинченко И.Н., Слизко А.Г., Кондакова Ю.В. Взаимодействие капельной жидкости с аэродисперсной средой в горных выработках	30
Кольчик Е.И. Определение параметров зоны влияния очистной выемки при больших скоростях подвигания лав	32
Костенко В.К., Бокий А.Б., Шевченко Е.В. Влияние очистных работ на процесс выделения метана из породного массива	36
Николин В.И., Подкопаев С.В., Тюрин Е.А., Малеев Н.В., Бичаров М.З. К новой теории прочности (разрушения) при разгрузке пород на больших глубинах	43
Молев М.Д., Меркулова М.А., Молев А.М., Меркулов А.В. Оценка воздействия хозяйственной деятельности горных предприятий на окружающую среду на стадии проектирования	48
Tadeusz Rembielak. Injectory Rock Mass Firming During Rebuilding of Headings Junctions	52
Стукало В.А. К определению средних значений коэффициентов нестационарного теплообмена насыпки ископаемого на конвейере и в цепи конвейеров с воздушным потоком в горной выработке	60
Семерак М.М., Бейзим І.А. Термостійкість залізобетонних конструкцій при зміні температури	64
Литвинский Г. Г. К разработке основ геомеханики подземного взрыва	69
Андрєєв Б.М. Напружений стан рудного масиву, що прилягає до ділянок техногенних порушень	77
Белая Н.С., Полевая А.В. Теоретические основы процесса вентиляции производственных помещений	82

Костенко В.К., Венгеро́в И.Р. Математическая модель эксплуатационного режима шахтного геотермального теплообменника	86
Минеев С.П., Рубинский А.А., Маркин В.А., Борщевский С.В., Беличенко Е.В. О методологии дегазирования углеродного массива при проведении подготовительных выработок по выбросоопасным и высокогазоносным угольным пластам	90
Milan Mikoláš, Oleg Moroz. Assessment and Evaluation of Dolomites of the Valley, Rajecká Dolina, for Their Utilisation in Various Branches of Industrial Production	101
Должиков П.Н., Шубин А. А. Приближенное решение задачи о течении тампонажных растворов в напорном режиме	109
Павлыш В.Н., Нестеренко Б.И., Прокопенко Е.В. Построение пространственной модели поверхности породного отвала с использованием программного пакета surfer ..	113
Гудим В.І., Коваль О.М., Самборський О.В. Математична модель електричних мереж з використанням методу формул диференціювання назад	116
Тютькин А.Л. Исследование взаимодействия слоистого массива с конструкцией пилонной станции метрополитена	125
Рахуба В.О., Пазюк М.Ю. Исследование качественных изменений сыпучего материала при его транспортировании	134
Булгаков Ю.Ф., Зинченко И.Н., Слишко А.Г., Каюн О.П., Мельникова Я.В. Исследования динамики капельной жидкости и её взаимодействия с угольной пылью в вентиляционном потоке	140
Васильковский В.А. Физическая интерпретация параметров интерполяции хода десорбции метана из каменного угля	150
Семерак М.М., Субота А.В. Термонапружений стан твелів ядерних реакторів	157
Бабиюк Г.В., Смекалин Е.С. Системный анализ показателей работы горнопроходческих бригад на угольных шахтах	161
Milan Mikoláš, Oleg Moroz. Plans for the Utilisation of Limestone Deposit in the Lietava Protected Deposit Area	168
Венгеро́в И. Р. Математическое моделирование экологически чистых геотехнологических систем	172
Стариков Г.П., Новиков А.О., Шестопалов И.Н. Предельное состояние горного массива, армированного пространственными анкерными системами	177
Гивлюд М.М., Юзьків Т.Б., Артеменко В.В., Тодореску А.Л. Вогнестійкість бетону, армованого базальтовими волокнами	183
Белая Н.С., Полевая А.В. Улучшение условий труда при сварке черных металлов в углекислом газе	187

Шульгин П.Н. Автоматизация расчетов паспортов буровзрывных работ	191
Клим'юк М.М. Метод оцінки захисних властивостей матеріалів верху взуття з врахуванням зміни температури в часі	195
Страданченко С.Г., Прокопов А.Ю., Армейсков В.Н. Проектирование армировки вертикальных стволов на основе комплексного учета нагрузок и воздействий	199
Темченко О.А. Моделювання виробничої потужності гірничого підприємства	202

**Вісті Донецького гірничого інституту
Всеукраїнський науково-технічний журнал
гірничого профілю (мовою оригіналу)**

Засновник — Донецький національний технічний університет (ДонНТУ)

Видавець — Донецький гірничий інститут при сприянні Донецького учбово-науково-виробничого гірничого об'єднання (ДУНВГО)

Редакційна колегія: Башков Є.О. (гол.редактор) та інш.

Свідоцтво про внесення до Державного реєстру видавців, виготівників і розповсюджувачів видавничої продукції: серія ДК №2982 від 21.09.2007.

Надруковано:

Редакційно-видавничий відділ ДВНЗ «ДонНТУ»

83000, м. Донецьк, вул. Артема, 58, Гірничий інститут, 9-й учбовий корпус

Тел.: (062) 301-03-04

Редагування, коректура, редакційно-технічне оформлення та комп'ютерна верстка *В.І. Пілюгіна*

Підписано до друку 24.12.2007. Формат 60×84 ¹/₈. Папір офсетний. Друк різнографічний.
Ум. друк. арк.16,5. Обл. вид. арк.15,74. Тираж 300 прим.