

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

1'2007

ДОНЕЦЬК – 2007

УДК 622
И 33

Друкується за рішенням Вченої Ради Донецького національного технічного університету (протокол № 5 від 15.06.2007 р.)

И 33 Вісті Донецького гірничого інституту: Всеукраїнський науково-технічний журнал гірничого профілю / Гол. ред. Башков Є.О. — Донецьк: ДонНТУ, 2007. — 155 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., Соммаль А.С., Демін І.К., Гріщенко М.М., Костюк І.С., Іващенко В.Д.

Адреса редакційної колегії: Україна, 83000, м. Донецьк, вул. Артема, 58, 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.

УДК 622.831.3:531.36

ШАШЕНКО А.Н., СДВИЖКОВА Е.А., СОЛОДЯНКИН А.В. (НГУ, г. Днепропетровск)

К ОБОСНОВАНИЮ ВЕРОЯТНОСТНОЙ МОДЕЛИ УСТОЙЧИВОСТИ ПРОТЯЖЕННОЙ ВЫРАБОТКИ С УЧЕТОМ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ЗАТРАТ

Рассматривается вероятностная модель устойчивости протяженной выработки с учетом затрат на ее проведение и последующее поддержание при необходимости выполнения периодических ремонтов с целью достижения минимальных суммарных затрат за весь период эксплуатации. Решение поставленной задачи может быть основой методики оптимального проектирования подземных выработок с учетом затрат на их поддержание.

Введение

Повышение глубины разработки месторождений полезных ископаемых, увеличение площади поперечного сечения выработок и их протяженности, отработка пластов, находящихся в сложных горно-геологических условиях, существенно ухудшили геомеханическую ситуацию при ведении горных работ, что отражается на состоянии протяженных выработок угольных шахт.

В настоящее время протяженность перекрепляемых выработок составляет около 50% по отношению к пройденным, а отремонтированных — в 1,7 раза превышает протяженность пройденных выработок. При этом более 40% протяженных выработок ремонтируется еще до сдачи в эксплуатацию, 52% действующих выработок деформировано. Ухудшение состояния выработок из-за процесса пучения составляет 45% от общего объема деформированных выработок [1].

Расходы на ремонт и поддержание подготовительных выработок на угольных предприятиях Украины составляют около 15% суммарных затрат на добычу угля, при этом задействовано до 10–15% штата подземных рабочих [2].

Изучение состояния протяженных выработок шахт, анализ затрат на поддержание и ремонт, показывают, что наиболее трудоемкими являются мероприятия по борьбе с пучением пород почвы. К 1999 г. средний объем подрывки, приходящийся на шахту, составлял около 9–10 км в год [2], или в целом по Украине — до 2500 км в год. Учитывая, что уровень механизации работ по подрывке составляет незначительную величину (6,3%), а перекрепление выработок проводится вручную и представляет, к тому же, высокую степень опасности для рабочих, очевидно, что вопросам проектирования безремонтного поддержания выработок или минимизации их объемов должно уделяться повышенное внимание, особенно в сложных горно-геологических условиях.

1. Постановка задачи

Вопросы проектирования крепи с минимальными затратами на поддержание занимали важное место среди актуальных научно-технических задач и часто были предметом серьезных исследований и обсуждений [3–7 и др.]. Ряд аспектов при проектировании подземных сооружений поднимался К.А.Ардашевым [3]. В числе основных недостатков он указывает на низкую надежность и малый объем горно-геологических сведений о породном массиве; недостаточную разработанность новых прогрессивных способов проведения выработок, крепей и др. Наряду с этим, по его мнению, необходимо изменение самой организации проектных работ путем перехода к двухстадийному проектированию, включающему обязательное уточнение проектных решений при

строительстве, что обеспечит надежное рабочее состояние выработок с минимальными затратами на их проведение и крепление в сложных горно-геологических условиях и на больших глубинах.

Вопрос правильной оценки стоимости строительства выработок неоднократно поднимался ведущими специалистами в области поддержания выработок К.В.Кошелевым, Ю.А.Петренко и др. [4, 5]. В частности, ошибочным, по их мнению, считается проектирование и строительство выработок с учетом только начальных затрат, когда последующие затраты на поддержание ее в эксплуатационном состоянии обычно не учитываются. Правильно говорить о снижении затрат на последующее поддержание выработки в эксплуатационном состоянии в течение всего периода ее использования или о достижении их наименьших величин.

В работе [8] решена задача оптимального проектирования протяженных выработок с учетом затрат при сооружении выработки и ее последующем поддержании. Суть решения заключается в определении таких параметров крепления выработки для конкретных горно-геологических условий, при которых соотношение затрат капитальных — на сооружение выработки и эксплуатационных — на последующий ее ремонт в запланированных объемах, является оптимальным.

В настоящее время в связи с ростом глубин разработки месторождений и существенным ухудшением геомеханических условий часто возникает необходимость проведения многократных ремонтов для обеспечения устойчивости выработок главных направлений. Как указывается в [5], в условиях глубоких шахт Донбасса при столбовой системе разработки угольных пластов, кратность ремонта в подготовительных выработках составляет 3 и более, а в других не менее 2.

Примером такой вынужденной практики могут служить случаи, приведенные в [8]. Для обеспечения требуемой площади сечения выработки возникала необходимость периодической подрывки пучащих пород, ввиду чего изменение поперечного сечения выработки носили циклический характер (рис. 1).

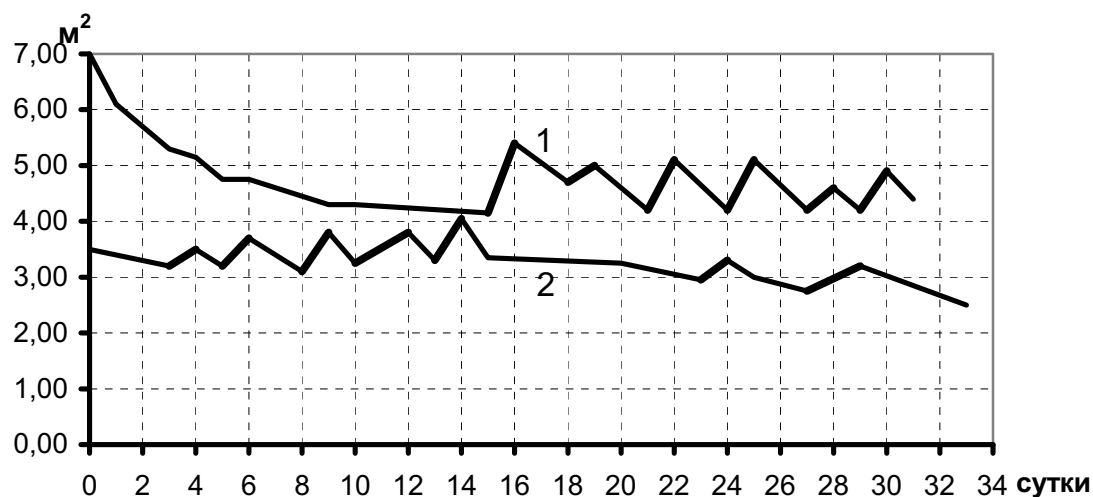


Рис. 1. Графики изменения поперечного сечения выработок при эксплуатации с подрывкой почвы [8]: 1 — 7-ой северный штрек шахты им. Титова; 2 — 6-ой южный штрек шахты им. Рухимовича

Таким образом, важной задачей является определение оптимальных затрат на сооружение выработки, или группы выработок (капитальные затраты) и последующее ее поддержание (эксплуатационные затраты) с учетом многократного выполнения ре-

монтажных работ, чтобы общая стоимость выработки за весь период ее эксплуатации была минимальной.

2. Вероятностная модель устойчивости протяженной выработки с учетом эксплуатационных затрат

Обоснование вероятностной модели устойчивости протяженной выработки будем проводить с учетом следующих положений:

— затраты, связанные с содержанием подземных выработок, состоят, как отмечалось выше, из двух частей: капитальных и эксплуатационных, которые формируются в течение, соответственно, времени строительства и эксплуатации рассматриваемых объектов;

— состояние выработок на различных участках зависит от множества случайно воздействующих факторов из совокупности горно-геологических условий и параметров крепи;

— процесс поддержания выработок в рабочем состоянии носит ярко выраженный временной характер с объемами ремонтных работ, случайно распределенными по длине выработки.

Устойчивость выработки можно оценить показателем устойчивости $\omega = \frac{\bar{L}_y}{L}$, где \bar{L}_y — длина устойчивых участков выработки, L — вся длина протяженной выработки. Величина ω изменяется в пределах от 0 до 1. Выработка обладает полной устойчивостью при $\omega=1$ или полностью разрушена при $\omega=0$.

Важным вопросом в создании оптимизационной модели является отслеживание динамики процесса разрушения-восстановления выработки в течение всего периода эксплуатации. Статистический материал при этом набирается на ряде сходных объектов эксплуатации с обязательным проведением замеров в равные моменты времени. Такой путь трудоемок, но дает достоверные результаты.

Снижение величины ω с течением времени может в реальных условиях происходить только до некоторой величины, когда параметры выработки удовлетворяют функциональному назначению выработки и требованиям правил безопасности. Затем следует выполнять восстановительный ремонт выработки. Если схематически изобразить зависимость $\omega(t)$ за достаточно большой (или весь) период T эксплуатации выработки, то это будет выглядеть примерно так, как показано на рис. 2.

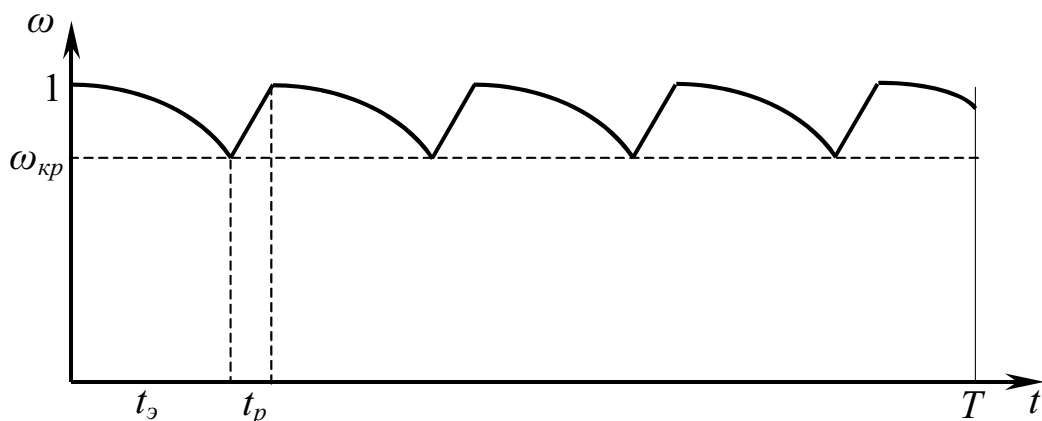


Рис. 2. Изменение показателя устойчивости ремонтируемой выработки в процессе эксплуатации

В течение начального периода времени эксплуатация ведется без ремонта. Выработка постепенно местами разрушается до какого-то критического значения параметра

$\omega_{кр}$. Затем за относительно короткий промежуток времени ($t_p \ll t_3$) производится текущий ремонт и выработка восстанавливается до исходного состояния. В дальнейшем процесс периодически повторяется. График имеет пилообразный и достаточно регулярный вид (см. рис. 2) и близок по форме к реальным технологическим процессам при циклическом проведении ремонтных работ (см. рис. 1).

Рассмотрим отдельно один цикл (рис. 3).

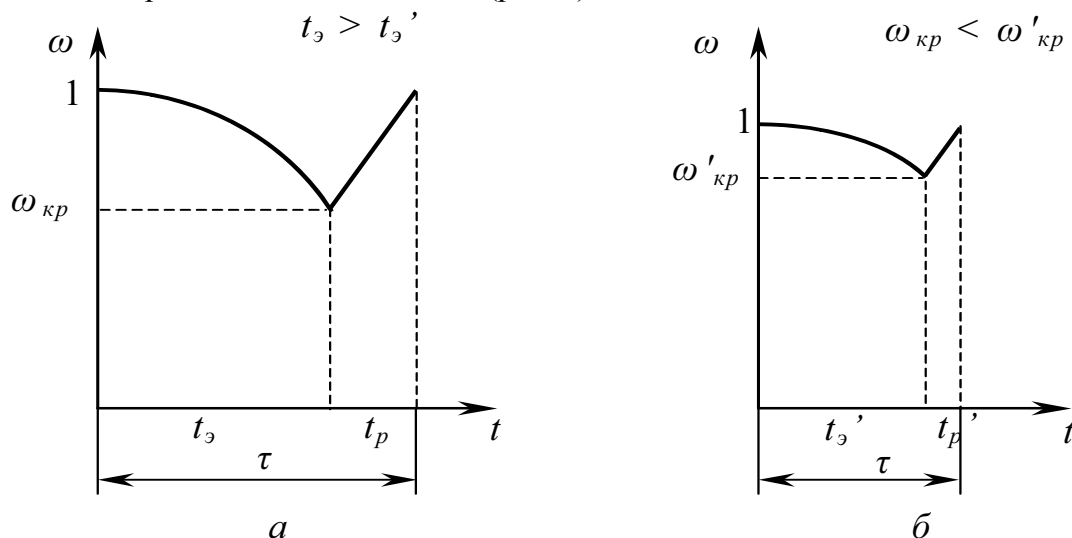


Рис. 3. Варианты выполнения циклов ремонтных работ

Процесс снижения параметра $\omega_{кр}$ в течение промежутка времени объективен и неуправляем. Зависимость $\omega(t)$ в усредненном виде может быть получена как по данным статистического анализа данных, так и на основе регрессионного анализа. В каком-то смысле можно повлиять на продолжительность ремонтного периода t за счет интенсификации восстановительных работ, но так как $t_p \ll t_3$, то существенного влияния на процесс в целом таким образом не добиться. Можно поступить иначе: сократить время безремонтной эксплуатации, т.е. взять $t'_3 < t_3$. (сравним рис. 3, а и 3, б).

За время t'_3 , разрушения выработки будут меньше, чем за время t_3 . Соответствующим неравенством связаны и значения параметра $\omega_{кр}$ ($\omega'_{кр} > \omega_{кр}$). Объем ремонтных работ во втором случае будет меньше а, значит, меньше и материальные затраты.

Увеличением $\omega'_{кр}$ можно добиться снижения стоимости разового ремонта, но при этом сокращается продолжительность t' одного цикла. Поэтому за весь период эксплуатации T количество циклов увеличивается, а значит, растет количество ремонтов. Возникает задача оптимизации, которая может быть сформулирована следующим образом: подобрать оптимальные значения параметров $\omega_{кр}$ и τ , при которых затраты на восстановительный ремонт будут минимальны.

Так как стоимость ремонта зависит от степени разрушения, то минимизироваться должна некоторая функция цели

$$\Phi(\omega) = \Phi[\omega(t)]. \quad (1)$$

Для получения замкнутого решения задачи потребуется аналитическое представление изображенной на рис. 2 функции $\omega(t)$.

Так как эта функция имеет периодический характер, то ее удобно аппроксимировать рядом Фурье:

$$\omega(t) = \frac{a_0}{2} + \sum_{k=1}^{\infty} \left(a_k \cos k \frac{\pi}{\tau} t + b_k \sin k \frac{\pi}{\tau} t \right). \quad (2)$$

Здесь τ — период функции, связанный с общим временем эксплуатации так

$$\tau = T/n, \quad (3)$$

где n — число ремонтов.

Анализ графика функции $\omega(t)$ (кусочная монотонность, наличие конечного числа особых точек) подтверждает выполнимость условий Дирихле.

Полагаем, что в результате статистического анализа определена аналитическая зависимость $\omega(t)$. Коэффициенты ряда Фурье определяются так:

$$a_0 = \frac{1}{\tau} \int_{-\tau}^{\tau} \omega(t) dt ;$$

$$a_k = \frac{1}{\tau} \int_{-\tau}^{\tau} \omega(t) \cos \frac{k\pi}{\tau} t dt ; \quad (4)$$

$$b_k = \frac{1}{\tau} \int_{-\tau}^{\tau} \omega(t) \sin \frac{k\pi}{\tau} t dt .$$

Обычно ряды Фурье для сравнительно гладких функций достаточно быстро сходятся. Поэтому в выражении (2) можно ограничиться относительно небольшим количеством членов ряда. Формула становится конечной, удобной для реализации задачи минимизации.

Используем в качестве примера параболическую аппроксимацию функции $\omega(t)$ на участке t_3 . Участок t_p полагаем равным нулю. Тогда $t_3 = \tau$. График такой функции изображен на рис. 4.

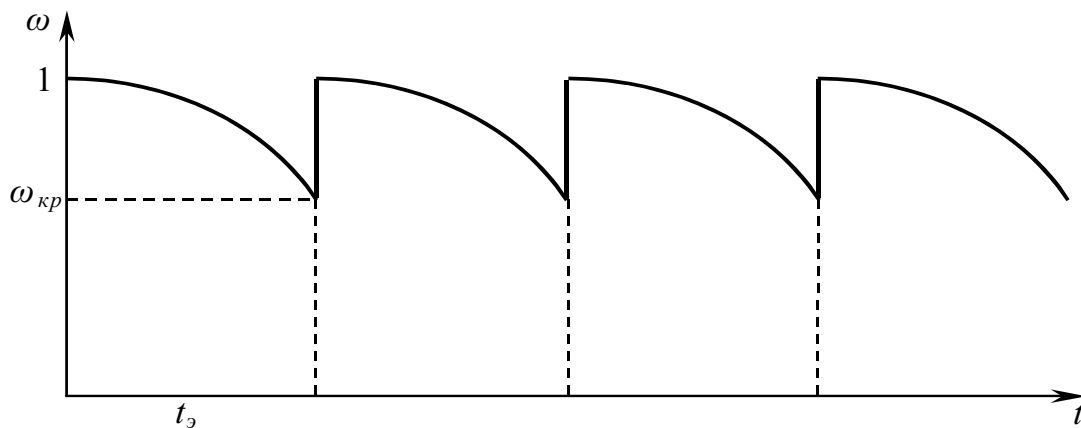


Рис. 4. Аппроксимация $\omega(t)$ параболической функцией при $t_p=0$

Пусть

$$\omega(t) = 1 - Pt^2. \quad (5)$$

Параметр P определим из условия

$$\omega(\tau) = 1 - P\tau^2 = \omega_{кр}, \quad (6)$$

откуда следует, что

$$P = \frac{(1 - \omega_{кр})}{\tau^2}. \quad (7)$$

Определим коэффициенты ряда Фурье:

$$a_0 = \frac{1}{\tau} \int_{-\tau}^{\tau} \omega(t) dt = \frac{1}{\tau} \int_{-\tau}^{\tau} (1 - Pt^2) dt = 2 \left(1 - P \frac{\tau^3}{3} \right); \quad (8)$$

$$a_k = \frac{1}{\tau} \int_{-\tau}^{\tau} \omega(t) \cos \frac{k\pi}{\tau} t dt = \frac{1}{\tau} \int_{-\tau}^{\tau} (1 - Pt^2) \cos \frac{k\pi}{\tau} t dt = \frac{1}{\tau} \int_{-\tau}^{\tau} \cos \frac{k\pi}{\tau} t dt - \frac{P}{\tau} \int_{-\tau}^{\tau} t^2 \cos \frac{k\pi}{\tau} t dt.$$

Первое слагаемое в последнем выражении

$$\frac{1}{\tau} \int_{-\tau}^{\tau} \cos \frac{k\pi}{\tau} t dt = \frac{1}{\tau} \frac{\tau}{k\pi} \sin \frac{k\pi}{\tau} t \Big|_{-\tau}^{\tau} = 0.$$

Второе слагаемое с введением обозначения $m = \frac{k\pi}{\tau}$ интегрируем по частям дважды. Получим

$$\begin{aligned} \int_{-\tau}^{\tau} t^2 \cos mt dt &= t^2 \frac{\sin mt}{m} \Big|_{-\tau}^{\tau} + \frac{2}{m} \left[t \frac{\cos mt}{m} + \frac{\sin mt}{m^2} \right] \Big|_{-\tau}^{\tau} = \\ &= 2\tau^2 \frac{\sin m\tau}{m} + \frac{4}{m^2} \tau \cos m\tau + \frac{4}{m^3} \sin m\tau = \\ &= \frac{2\tau^3}{k\pi} \sin k\pi + \frac{4\tau^3}{k^2 \pi^2} \cos k\pi + \frac{4\tau^3}{k^3 \pi^3} \sin k\pi = (-1)^k \frac{4\tau^3}{k^3 \pi^2}. \end{aligned}$$

Итак, окончательное выражение для a_k имеет вид

$$a_k = (-1)^{k+1} \frac{4P\tau^2}{k^2 \pi^2}. \quad (9)$$

Далее,

$$b_k = \frac{1}{\tau} \int_{-\tau}^{\tau} (1 - Pt^2) \sin \frac{k\pi}{\tau} t dt = \frac{1}{\tau} \int_{-\tau}^{\tau} \sin \frac{k\pi}{\tau} t dt - \frac{P}{\tau} \int_{-\tau}^{\tau} t^2 \sin \frac{k\pi}{\tau} t dt. \quad (10)$$

Первое слагаемое равно нулю. Второе слагаемое с введением обозначения $m = \frac{k\pi}{\tau}$ интегрируем по частям. Получим

$$\int_{-\tau}^{\tau} t^2 \sin mt dt = \frac{2}{m} \left[\tau \frac{\sin mt}{m} \Big|_{-\tau}^{\tau} + \frac{1}{m^2} \cos mt \Big|_{-\tau}^{\tau} \right] = 0. \quad (11)$$

Таким образом, все выражение (10) обращается в нуль

$$b_k = 0. \quad (12)$$

Разложение Фурье приобретает вид

$$\omega(t) = \left(1 - P \frac{\tau^3}{3}\right) + \sum_{k=1}^{\infty} (-1)^{k+1} \frac{4P\tau^2}{k^2\pi^2} \cos k \frac{\pi}{\tau} t. \quad (13)$$

Если разложение (13) известно, то его можно проинтегрировать по всему промежутку времени эксплуатации выработки T

$$\omega_{\text{сум}} = \int_0^T \omega(t) dt. \quad (14)$$

Эта величина характеризует суммарную степень разрушения выработки за все время эксплуатации. Очевидно, что существует некоторая функциональная зависимость стоимости ремонтных работ Φ от параметра $\omega_{\text{сум}}$

$$\Phi(\omega_{\text{сум}}). \quad (15)$$

Согласно изложенной расчетной схеме параметр $\omega_{\text{сум}}$ в свою очередь зависит от двух введенных ранее критериальных параметров $\omega_{\text{кр}}$ и τ . Таким образом, соотношение (15) приобретает вид

$$\Phi(\omega_{\text{сум}}) = \bar{\Phi}(\omega_{\text{кр}}, \tau). \quad (16)$$

Минимизация функции $\Phi(\omega_{\text{кр}}, \tau)$ позволяет установить оптимальные значения межремонтного периода эксплуатации τ и допустимой степени разрушения выработки $\omega_{\text{кр}}$.

Предложенная методика допускает различные обобщения. В частности, можно учесть то обстоятельство, что при проведении ремонтных работ происходит не полное восстановление выработки, а лишь до определенной требуемой величины (например, 80–90%). В этом случае зависимость $\omega(t)$ будет выглядеть так, как показано на рис. 5.

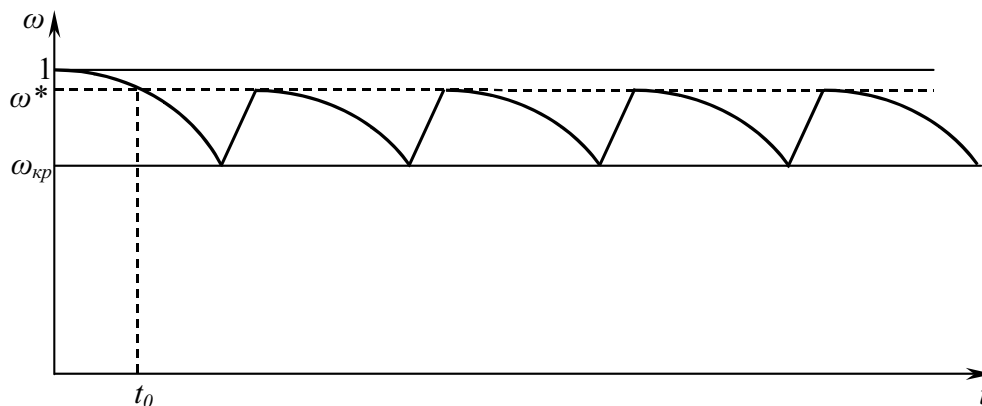


Рис. 5. Динамика изменения показателя устойчивости ремонтируемой выработки при неполном восстановлении (до $\omega = \omega^*$)

Отличие такой расчетной схемы от изложенной выше заключается в игнорировании периода времени до t_0 , когда будет достигнуто снижение параметра ω до приемлемой величины ω^* .

Моделирование процесса начинается с этого момента с учетом его периодичности. В математическом отношении сказанному отвечает параллельный перенос системы координат с размещением начала в точке t_0 .

Вывод

Решение задачи определения оптимального значения межремонтного периода эксплуатации и допустимой степени разрушения выработки является основой для разработки методики оптимального проектирования подземных выработок с учетом затрат на их поддержание.

Библиографический список

1. Кошелев К.В., Игнатович Н.В., Полтавец В.И. Поддержание сопряжений горных выработок. — К.: Техника, 1991. — 176 с.
2. Мизин В.А., Сытник А.В., Нагорный А.В. Творческое сотрудничество института, завода и шахты — залог успеха // Уголь Украины, 2003. — №8. — С. 43–44.
3. Ардашев К.А. Анализ применения нормативных документов по проектированию крепей капитальных выработок // Шахтное строительство, 1987. — №3. — С. 9–12.
4. Кошелев К.В., Томасов А.Г. Поддержание, ремонт и восстановление горных выработок. — М.: Недра, 1985. — 215 с.
5. Кошелев К.В., Петренко Ю.А., Новиков А.О. Охрана и ремонт горных выработок. — М.: Недра, 1990. — 218 с.
6. Шашенко А.Н. Устойчивость подземных выработок в неоднородном породном массиве. — Дисс. ... д-ра техн. наук: 05.15.04, 05.15.11. — Днепропетровск, 1988. — 507 с.
7. Друцко В.П., Шаповал Ю.С., Гнездилов В.Г. Технология проведения горных выработок с поэтапным возведением крепи // Технология и проектирование подземного строительства: Вестник. — Харьков: РИП «Оригинал», 2000. — С. 25–30.
8. Гурдус А.В. Изучение причин вспучивания горных пород каменноугольной формации Донбасса и меры борьбы с этим явлением. — Харьков: Государственное научно-техническое издательство, 1933. — 85 с.

© Шашенко А.Н., Сдвижкова Е.А., Солодянкин А.В., 2007

УДК 577.4

КОСТЕНКО В.К., ГОРОЖАНКИН Б.В. (ДонНТУ), ВЕНГЕРОВ И.Р. (Донецкий физико-технический институт НАНУ)

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ РЕЖИМОВ РАБОТЫ ШАХТНОГО ГЕОТЕРМАЛЬНОГО ТЕПЛООБМЕННИКА

Авторы посвящают эту работу памяти д.т.н., проф. Медведева Бориса Ивановича

Обоснована методика математического моделирования термодинамических процессов в геотермальных теплообменниках, предназначенных для извлечения энергии недр из отработанных частей горных отводов шахт.

Сложившаяся в угольной промышленности Украины кризисная обстановка вызвана как организационно-техническими так и природными факторами. За почти двухвековой период разработки ценных каменноугольных месторождений Донбасса залегающие на сравнительно небольших глубинах мощные угольные пласты исчерпаны. Разработку средней и малой мощности пластов приходится осуществлять в метановой области углепородного массива при температурах относительно неустойчивых вме-

шающих пород более 30...50°C. Выемка угля сопряжена с необратимыми негативными последствиями экологического характера: минерализацией поверхностных и подземных вод; выбросами парниковых и радиоактивных газов и аэрозолей; деформациями и изъятием под отвалы поверхности. Результатом этого стало монотонное уменьшение с годами мощности обрабатываемых пластов, углубление рабочих горизонтов, ухудшение безопасности ведения горных работ, рост себестоимости добытого угля. Состояние шахтного фонда и существующие технологии, наряду с организационно-экономическими проблемами, не позволяют существенно изменить эту тенденцию. Один из возможных путей преодоления кризиса — применение качественно новых технологических подходов к разработке подземных месторождений.

В перспективе представляется возможным использование на глубоких шахтах геотермальной энергии для технологических целей и для реализации потребителям в виде электрической и тепловой энергии, других типов продукции.

Обеспечить существенные потоки извлекаемой из недр энергии можно за счет использования теплового потенциала выработанных пространств. Основанием для такого предложения послужили результаты многолетних наблюдений за температурой воздуха, движущегося по протяженным вентиляционным маршрутам. Авторы предлагают создавать в отработанных частях горного массива, так называемые, геотермальные теплообменники [1], и обосновывают методику их математического моделирования.

Шахтный геотермальный теплообменник (ШГТ) — совокупность последовательно либо параллельно соединенных горных выработок, пройденных в горном массиве с температурой пород $T_{г} \sim 30...50^{\circ}\text{C}$ и выше, в которых происходит извлечение теплоты недр путем нагрева движущегося в выработках теплоносителя.

Цели 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, времени «зарядки» аккумулятора тепла — пород горного массива вокруг выработок (время восстановления естественного температурного поля в массиве при изоляции выработки — ее нулевом режиме проветривания) и пр. Данные математического моделирования предполагается использовать для технико-экономического обоснования, проектирования, строительства и оптимальной эксплуатации ШГТ.

Структура модели и режимы работы ШГТ. Математическая модель ШГТ строится модульным методом — путем формулировки моделей процесса охлаждения и нагрева горного массива вокруг выработки. На данном, первом этапе исследований, форму выработки считаем цилиндрической, а окружающий ее горный массив — однородным и изотропным. Выработка имеет радиус сечения R_0 и длину L . При проходке выработки (режим строительства — РС) и ее эксплуатации в ШГТ (режим «разрядки» аккумулятора тепла — РР), горный массив вокруг нее охлаждается за счет теплообмена с вентиляционной струей, а при «выстаивании» свежeproйденной выработки, т.е. восстановлении первоначального температурного поля массива (подготовительный режим — ПР) и при таком же восстановлении после расчетного времени эксплуатации (режим «зарядки» аккумулятора тепла — РЗ) охлажденная зона массива прогревается за счет теплопритоков из недр.

Таким образом, необходимо построить четыре модели — для режимов РС, РС, ПР, РЗ.

Особенности построения моделей связаны с тем, что все тепловые режимы, кроме РС, ранее в горной теплофизике не рассматривали [2, 3]. Используемый при тепловых расчетах горных выработок т.н. метод нестационарного теплообмена (K_{τ}) является, в данном случае, грубым приближением, не учитывающим сопряженный характер

теплообмена массива с вентиляционным воздухом, т.е. взаимовлияние полей температур в массиве и в воздушной среде. Мы далее формулируем матмодели всех режимов, кроме РС, или модели сопряженного теплообмена в системе «массив — выработка», что требует описания температурного поля в массиве и в выработке отдельными краевыми задачами, решения которых согласуются («склеиваются») на границе «массив — выработка».

Поскольку в такой сопряженной системе температуры изменяются, как по оси выработки, так и в нормальном к ней направлении, уравнения теплопроводности (в массиве) и теплопереноса (в выработке) должны быть двумерными, что хотя и существенно усложняет модели, но диктуется спецификой задачи.

Решение задач предполагается производить методом функций Грина для краевых задач в обобщенной постановке (т.е. приведением к однородным краевым условиям) [4].

Модель режима строительства. Поскольку способы проходки выработок в зависимости от горно-геологических и технико-экономических условий могут быть различными, абстрагируясь от них считаем, что в РС температура воздуха в проходимой (тупиковой) выработке постоянна и равна $T_{во}$. При этом на стенке выработки считаем заданной ту же температуру, т.е. для температурного поля в массиве ставим первую краевую задачу. Это оправдано тем, что постановка третьей краевой задачи требует задания коэффициента теплообмена α , сильно зависящего от способа проходки, с одной стороны, а с другой — теплопотери массива при граничных условиях первого раза будут максимальными, что на следующем этапе при расчете времени восстановления естественной температуры массива $T_{п}(H)$ даст требуемое значение с определенным запасом, что важно с практической точки зрения.

Итак, в РС модель процесса охлаждения массива является не сопряженной (первая краевая задача). Двумерная задача сводится к одномерной методом [5] (замены в уравнении теплопроводности члена, описывающего продольную теплопроводность — $\lambda \frac{\partial T}{\partial x}$ членом $\tau_r \frac{\partial^2 T}{\partial t^2}$, описывающим тепловую инерцию с последующей оценкой значимости этого члена). Таким образом, переходим к задаче:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a_m \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} \right), \quad T = T(r, t), r \in [R_0, \infty), t > 0; \quad (1)$$

$$T(r, 0) = T_{п}(H) = const, T(R_0, t) = T_{во} = const, T(\infty, t) = T_{п}(H), \quad (2)$$

где $T(r, t)$ — температура горного массива в одномерном приближении; $T_{п}(H)$ — температура в нетронутом массиве на глубине H ; $a_m = \lambda_m / C_{vm}$, λ_m , C_{vm} — соответственно теплопроводность и удельная теплоемкость массива.

С помощью модели (1), (2) необходимо определить, для момента времени окончания проходки выработки $t_L = L/g$, (g — средняя скорость проходки), распределение температуры в горном массиве $T(r, x, t_L)$. Зависимость от продольной координаты здесь возникает (несмотря на ее отсутствие в уравнении (1)) за счет различной продолжительности охлаждения массива в радиальном направлении: в начале выработки

$x = 0$ это время максимальное — $t = t_L = \lambda / g$, в конце выработки ($x = L$) оно равно нулю, а для точки $x = x_0$ составляет $t = t(x_0) = (L - x_0) / g$.

Таким образом, решив задачу (1), (2) и найдя функцию $T = T(r, t)$, можно совершить пересчет от нее к функции $T = T(r, x, t_L)$, которая необходима как начальное условие для последующей краевой задачи — модели ПР.

Модель подготовительного режима. Основной расчетной величиной для ПР является время восстановления естественной температуры массива $T_{\Pi}(H)$ в охлажденной зоне — $t_{\text{пр}}$. В течение этого времени выработка изолируется (нулевой режим проветривания) и температура воздуха в ней повышается от $T_{\text{в0}}$ до $T_{\Pi}(H)$, что служит критерием установления стационарной температуры $T_{\Pi}(H)$ в системе «массив — выработка». Уравнения теплопроводности в массиве и в выработке соответственно:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a_M \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \right), T = T(r, x, t) \quad \tau \in (R_0, \infty), x \in (0, L), t > 0; \quad (3)$$

$$\frac{\partial T_B}{\partial t} = a_B \left(\frac{\partial^2 T_B}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T_B}{\partial r} + \frac{\partial^2 T_B}{\partial x^2} \right); \quad (4)$$

$$T_B = T_B(r, x, t), r \in [0, R_0], x \in (0, L), t > 0.$$

Здесь $T_B(r, x, t)$ — температура воздуха в изолированной выработке, $a_B = \lambda_B / C_{\text{PB}}$, λ_B, C_{PB} — соответственно теплопроводность и удельная теплоемкость воздуха (средние по интервалу температур $[T_{\text{в0}}, T_{\Pi}(H)]$).

Начальные условия для уравнений (3) и (4) соответственно

$$T(r, x, t)|_{t=0} = T(r, x, t_L) = T_1(r, x); T_B(r, x, t)|_{t=0} = T_{\text{в0}}. \quad (5)$$

Граничные условия теплоизоляции массива и выработки:

$$\frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=0} = \frac{\partial T_B}{\partial x} \Big|_{x=0} = \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=L} = \frac{\partial T_B}{\partial x} \Big|_{x=L} = 0; \quad (6)$$

$$\frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r \rightarrow \infty} = \frac{\partial T_B}{\partial r} \Big|_{r=R_0} = 0.$$

Последнее из условий (6) отражает симметрию температурного поля в выработке. На границе «массив — выработка» ($r = R_0$) задаем условие сопряжения полей температур (граничные условия IV-го рода)

$$T \Big|_{r=R_0} = T_B \Big|_{r=R_0}, \lambda_M \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=R_0} = \lambda_B \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=R_0}, x \in (0, L), t > 0. \quad (7)$$

По полученной в результате решения краевой задачи (3)–(7) функции $T_B = T_B(r, x, t)$ определяем $t_{\text{пр}}$: $T_B(r, x, t_{\text{пр}}) \cong T_{\Pi}(H)$. В последнем, приближительном, равенстве можно считать отклонение $T_B(r, x, t_{\text{пр}})$ от $T_{\Pi}(H)$ равным $0,5K$ (приемлемая в технических расчетах точность).

Модель режима «разрядки» геотермального аккумулятора должна позволять определить следующие величины: температурное поле в массиве в произвольный момент

времени $t > 0$; температуру воздуха на выходе из выработки в любой момент времени t — $T_{BL}(t)$; время оптимального режима эксплуатации (эффективного нагрева воздушной струи) — t_{pp} . По этим, основным, могут быть найдены при необходимости и другие (вспомогательные) величины.

Для определения температурного поля в массиве имеем краевую задачу:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a_M \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\partial T}{\partial x} \right), T = T(r, x, t), r \in (R_0, \infty), x \in (0, L), t > 0; \quad (8)$$

$$T(r, x, t)|_{t=0} = T_{II}(H) = const, r \in (R_0, \infty), x \in (0, L); \quad (9)$$

$$\frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=0} = \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=L} = \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r \rightarrow \infty} = 0, r \in (R_0, \infty) \quad t > 0; \quad (10)$$

$$T(r_1, x_1, t) \Big|_{r=R_0} = T_B(r_1, x_1, t) \Big|_{r=R_0}, \lambda_M \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=R_0} = \lambda_B \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=R_0} \quad x \in (0, L). \quad (11)$$

Условие (11) есть условие сопряжения температурных полей массива и выработки.

Температурное поле в выработке описываем уравнением [3, 6]

$$\frac{\partial T_B}{\partial t} + \vartheta \frac{\partial T_B}{\partial x} = \frac{\lambda}{C_{PB}} \frac{P}{S} [T_B(R_0, x, t) - T_B(x, t)]. \quad (12)$$

Здесь ϑ — средняя скорость воздушного потока; α — коэффициент теплообмена между массивом и воздухом [3]; P, S — соответственно периметр и площадь сечения выработки. Краевые условия к (12), помимо уже приведенных условий сопряжения (11), включают начальное

$$T_B(r, x, t)|_{t=0} = T = const, r \in [0, R_0), x \in (0, L) \quad (13)$$

и граничное условие

$$T_B(r, x, t)|_{x=0} = T_B^{(0)}(t), t > 0. \quad (14)$$

При выводе (12) (усредненные температуры воздуха по сечению выработки) было использовано и последнее из условий (6).

Модель режима «зарядки» геотермального аккумулятора аналогична модели подготовительного режима, отличаясь от нее начальным условием для температуры массива. В данном случае в первую из формул (5) вместо $T_1(r, x)$ следует подставить $T_2(r, x) = T(r, x, t_{pp})$, т.е. температурное поле, сформировавшееся в массиве к моменту времени $t = t_{pp}$ (окончания режима «разрядки» — эксплуатационного).

В последующих публикациях будет изложен ход решения приведенных задач, их результаты и интерпретация.

Библиографический список

1. **Костенко В.К.** «Спосіб одержання геотермальної енергії». Патент на корисну модель №17751, опубл. 16. 10. 2006, бюл. №10.
2. **Венгеров И.Р.** Тепломассоперенос в шахтах и рудниках (математические модели). Ч.4. Теплоперенос в горных массивах. — Донецк: Препринт Дон ФТИ НАНУ, 2002. — 101 с.

3. Венгеров И.Р. Тепломассоперенос в шахтах и рудниках (математические модели). Ч.5. Теплоперенос в горных выработках. — Донецк: Препринт Дон ФТИ НАНУ, 2002. — 103 с.
4. Владимиров В.С. Обобщенные функции в математической физике. — М.: Наука, 1976. — 280 с.
5. Венгеров И.Р. Расчет коэффициентов нестационарного теплообмена на основе сложных моделей теплопереноса. — Промышленная теплотехника, 1995. — Т. 17. — №6. — С. 32–39.
6. Брайчева Н.А., Добрянский Ю.П., Щербань А.Н. К постановке задач о тепловом режиме теплоносителя, движущегося в горной выработке. — Промышленная теплотехника, 1986. — Т. 8. — №1. — С. 19–22.

© Костенко В.К., Горожанкин Б.В., Венгеров И.Р., 2007

УДК 622.233:622.236

ЛЕВИТ В.В. (ГХК «Спецшахтобурение»), РУБЛЕВА О.И. (ДонНТУ)

ИССЛЕДОВАНИЕ УСЛОВИЙ ИНТЕНСИФИКАЦИИ ПРОЦЕССА РАЗРУШЕНИЯ ГОРНЫХ ПОРОД ВЗРЫВОМ ПРИ ПРОХОДКЕ ВЕРТИКАЛЬНЫХ ШАХТНЫХ СТВОЛОВ

Приведены результаты исследования взрыва заряда в водонасыщенной шлаковой оболочке. Предложены направления по повышению эффективности взрывных работ при проходке вертикальных шахтных стволов.

Наиболее сложным, продолжительным, дорогостоящим и трудоемким процессом в комплексе работ по строительству шахты является проходка вертикальных стволов. Несмотря на достигнутые показатели проходки, следует отметить, что в течение последних лет существенного улучшения их не наблюдается, особенно при применении буровзрывной технологии в обводненных горных породах.

Одной из основных причин сравнительно низкого уровня технико-экономических показателей буровзрывной технологии при проходке вертикальных шахтных стволов является наличие двух фаз уборки породы [1, 2]. Интенсивная погрузка основной массы разрушенной взрывом породы осуществляется в первой фазе (это верхняя часть взорванной породы). Как показывает практика, этот объем породы разрушен равномерно и мелко, и поэтому погрузочные и подъемные машины используются наиболее эффективно. Когда при погрузке грейфером захватить породу не представляется возможным без дополнительного ее рыхления, наступает вторая фаза уборки, требующая затрат ручного труда на уборку отслоившихся кусков и зачистку забоя (применение легких отбойных молотков и ручных пневмомониторов, выполнение работ по окучиванию и подбрасыванию породы к грейферу).

Известно несколько направлений повышения технико-экономических показателей буровзрывной технологии проходки стволов. Одним из наиболее эффективных является применение обратного инициирования шпуровых зарядов ВВ. Опыт проходки воздухоподающего ствола №2 на АП «Шахта им. А.Ф.Засядько» показал, что среднее время уборки породы II фазы при прямом и обратном инициировании составило соответственно: в сланцах 3...4 и 1,0...1,5 ч, а в песчаниках — 5...6 и 1,5...2,0 ч [3]. Однако, это направление требует значительного усилия в части надежности электродетонаторов (удлинения и упрочнения соединительных проводов). В Кривбассе при проходке и углубке вертикальных слепых стволов II фаза уборки породы не производится, чтобы

зарядить шпуров через разбуренный массив породы, их бурят через металлические трубы [4]. Однако и этот способ имеет ряд недостатков.

Таким образом, ускорение работ по зачистке забоя является в настоящее время самой острой проблемой, которая настоятельно требует своего быстрее разрешения.

Целью данной работы является исследование путей эффективного решения проблемы снижения продолжительности II фазы уборки породы, как одного из главных резервов повышения скорости проходки стволов.

Для этого были поставлены и решены следующие задачи:

— провести экспериментальные исследования процесса разлета продуктов взрыва зарядов ВВ различной конструкции в оболочках из увлажненного гранулированного шлака, как показателя эффективности взрывных работ;

— оценить воздействие взрыва заряда ВВ на горную породу по величине отклонения баллистического маятника МакНИИ;

— проверить полученные научные выводы в условиях проходки вертикального ствола;

— разработать рекомендации по снижению трудоемкости II фазы уборки породы.

Серия экспериментов была проведена в условиях взрывания двухпатронного заряда ВВ в окружении его инертным материалом. Для этого заряд размещался в пластиковой цилиндрической ампуле, составленной из серийно выпускаемой пол-литровой емкости с толщиной стенок 260 мкм. Наружный диаметр ампулы равен 62 мм. Ампула изготавливалась из двух придонных частей упомянутой емкости, введенных друг в друга и дополнительно скрепленных между собой скотчем. В качестве ВВ использовался аммонит 6ЖВ в патронах диаметром 32 мм, а в качестве инициатора — электродетонатор мгновенного действия ЭДКЗ-ОП. Заряд ВВ состоял из патрона-боевика массой 53,5...63,5 г, длиной 68...77 мм и пассивного патрона массой 130...140 г, длиной 158...178 мм. Заряд размещался в ампуле соосно, причем пассивный патрон вплотную прилегал ко дну ампулы, а патрон-боевик располагался со стороны открытого ее устья. Радиальный зазор, равный примерно 15 мм, заполнялся увлажненным доменным шлаком с насыпной плотностью 1080...1210 кг/м³. Длина снаряженной ампулы колебалась в опытах в пределах 255...262 мм, а ее масса — 900...970 г. Конструкция подвергшихся исследованию зарядов показана на рис. 1.

Все опыты проведены во взрывной камере кафедры строительства шахт и подземных сооружений ДонНТУ. Для комплексного решения первых двух задач все эксперименты проведены на стандартном баллистическом маятнике МакНИИ, предназначенном для определения бризантности ВВ. Результат взрыва оценивался не только по форме и размерам пламени взрыва, но и по величине горизонтального отклонения баллистического маятника МакНИИ. Снаряженная ампула подвешивалась во взрывной камере к двутавровой балке (на 1,45 м от нее) соосно с баллистическим маятником диаметром 145 мм на расстоянии 150 мм от его носка (рис. 2).

К нижней части маятника крепилась мерная линейка, которая служила ориентиром при выполнении всех манипуляций по приданию ампуле необходимого положения в пространстве. Перед взрыванием эта линейка убиралась.

Фотографирование взрыва осуществлялось фотоаппаратом Киев-10 на цветную пленку чувствительностью 400 единиц через иллюминатор при выключенном свете. Время экспонирования кадра равнялось 1...2 с. В процессе анализа результатов на полученную фотографию пламени накладывалось исходное состояние баллистического маятника. Для безошибочного воспроизводства исходного состояния производилась строго одинаковая для всех опытов центровка ампулы во взрывной камере: по совпадению крестообразного репера на ампуле с таким же репером на противоположной стене

камеры, а также по свечению специального фонарика в левом нижнем углу взрывной камеры. Масштаб устанавливался по размерам ампулы и других элементов, зафиксированных на фотопленке. Отклонения маятника от взрыва зарядов, показанных на рис. 1, сведены в табл. 1, анализ которых будет выполнен далее по тексту.

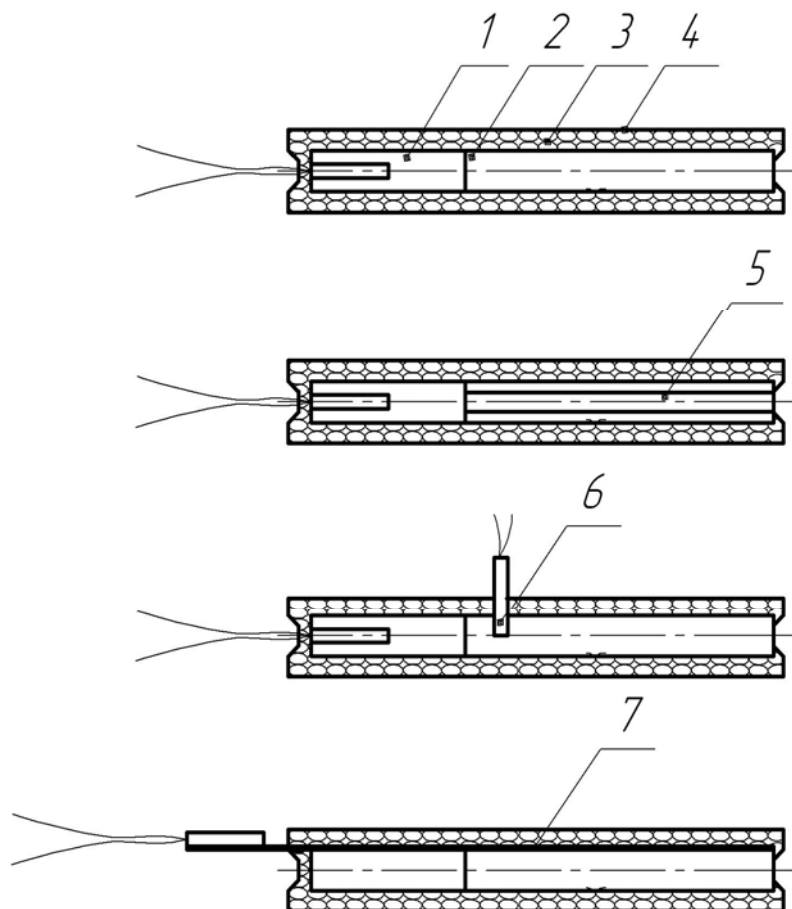


Рис. 1. Конструкция оболочечных зарядов, подверженных исследованию: *а* — заряд из 2-х патронов, расположенных впритык друг к другу; *б* — заряд, в котором пассивный патрон содержит осевой канал; *в* — заряд с двумя электродетонаторами, размещенными в каждом патроне; *г* — заряд с проложенной ниткой ДШЭ, инициируемой электродетонатором; 1 — патрон-боевик; 2 — пассивный патрон ВВ; 3 — увлажненный доменный шлак; 4 — пластиковая оболочка; 5 — осевой канал; 6 — дополнительный электродетонатор; 7 — нитка ДШЭ

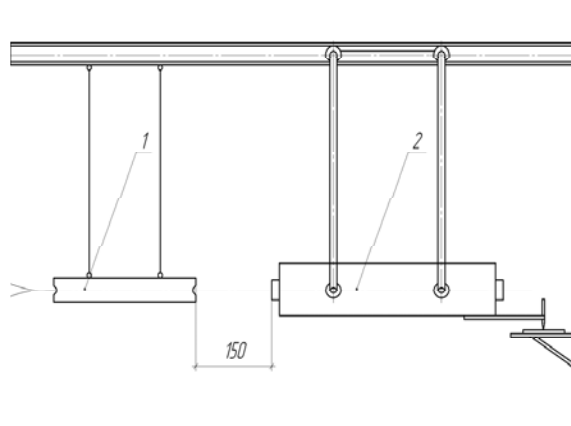
Результаты фотографирования взрывов оболочечного заряда различной конструкции на неподвижную цветную фотопленку приведены на рис. 3.

Проведенными экспериментами показано, что в отличие от взрыва открытого заряда, когда расширение продуктов взрыва в радиальном направлении начинается сразу в детонационном фронте, при взрыве заряда ВВ в оболочке диаметром 62 мм с радиальным зазором, заполненным увлажненным шлаком, продукты детонации заряда в первый момент времени истекают из торцевой части оболочки: диаметр ампулы практически не увеличился (прирост диаметра составил 0,4...4,9 мм) — внутри наблюдаются только точечные свечения. Более того, на примере взрывания заряда с инертным промежутком равным больше критического (детонация патрона-боевика не передается к пассивному патрону) истечение продуктов детонации из ампулы происходит в противоположном по отношению к распространению детонации направлении (см. рис. 3, *е*). В последующем случае пассивный патрон равный 157 мм вместе с инертным промежутком равным (таблетка граншлака толщиной 25 мм) выполняли функцию инертной

опоры, которая изменила направление истечения продуктов взрыва, хотя удар по маятнику имел место — отклонение составило 16 мм (при взрыве на таком же расстоянии этого патрона-боевика в свободно подвешенном состоянии отклонение маятника составило 8 мм).



a



б

Рис. 2. Схема проведения опытов на баллистическом маятнике МакНИИ: *a* — общий вид лабораторного оборудования перед взрыванием заряда во взрывной камере; *б* — принципиальная схема взаиморасположения снаряженной ампулы и баллистического маятника; 1 — ампула; 2 — баллистический маятник

Табл. 1. Результаты взрывания на баллистическом маятнике МакНИИ зарядов ВВ различной конструкции

Характеристики заряда	Масса ВВ в заряде, г		Отклонение маятника, мм
	патрона-боевика	пассивного патрона	
Заряд из двух обычных патронов, расположенных впритык друг к другу	54,0...53,5	130...140	23...24
Электродетонатор размещен в каждом патроне	55,0	135	29
Оба патрона инициировались одной ниткой ДШЭ длиной 290 мм	63,5	114	23
Пассивный патрон содержал осевой сквозной канал диаметром 7...8 мм	56,0	137	24
То же, но осевой канал заполнен водой	56,0	137	41

Установленный экспериментально характер распространения продуктов детонации заряда ВВ в оболочке (канале) свидетельствует о следующем. При взрыве шпурового заряда продукты детонации в первый момент времени распространяются вдоль оси шпура и только потом наносят удар по стенкам шпура. Поэтому, если шпуровой заряд снабдить двумя рассредоточенными вдоль его оси электродетонаторами, то есть выполнить его двухярусным без размещения между ними промежуточной забойки, то продукты детонации первого яруса, отраженные от устьевого забойки, и продукты детонации второго яруса, отраженные от дна шпура, встретятся на каком-то участке шпура и тем самым обеспечат интенсивный сосредоточенный удар, увеличив степень разрушения горного массива в этой зоне. Учитывая необходимость эффективного разрушения массива на участке II фазы уборки породы, необходимо так сформировать двухярусный заряд, чтобы этот дополнительный удар пришелся на нижнюю часть заходки, т.е. ниже отметки ствола после завершения I фазы уборки породы. Это приведет к со-

кращению продолжительности II фазы уборки породы. Для реализации этой идеи заряды обоих ярусов должны взрываться прямым инициированием с применением электродетонаторов в шпуре одной серии замедления.

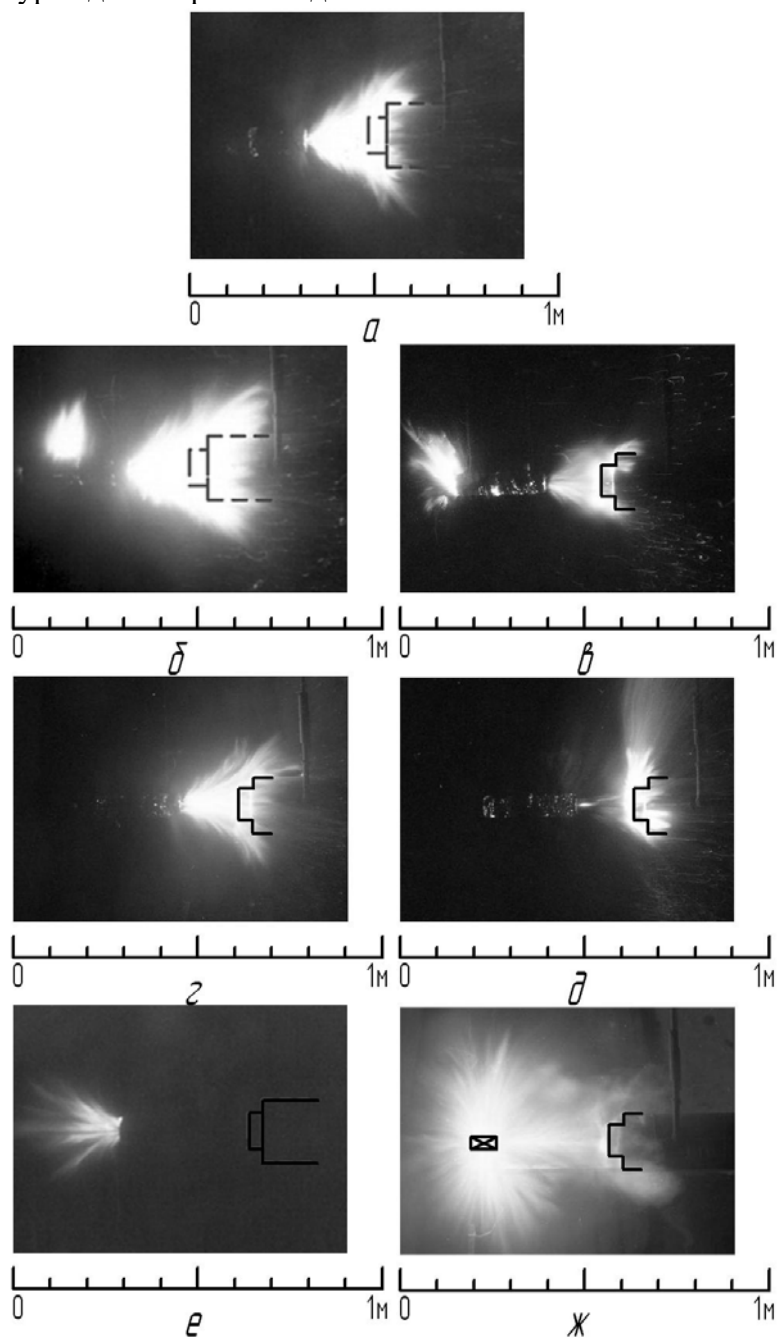


Рис. 3. Фотографии на неподвижную фотопленку пламени взрыва двухпатронного заряда аммонита бЖВ в водонасыщенной шлаковой оболочке, сформированной в пластиковой ампуле: *a* — серийно применяемый заряд; *б* — электродетонатор размещен в каждом патроне ВВ; *в* — вдоль заряда проложена нитка ДШЭ с электродетонатором; *г* — пассивный патрон содержит воздушный осевой канал; *д* — осевой канал в пассивном патроне заполнен водой; *е* — взрыв только патрона-боевика (пассивный патрон отказал); *жс* — взрыв открытого патрона-боевика

Естественно, что для достижения такого эффекта резкий удар по горному массиву должен быть нанесен в районе участка заходки, соответствующей второй фазе уборки. При этом с увеличением глубины «стакана» шпура центр удара, конечно, будет смещаться в направлении дна шпура. Поэтому принимаем, что встречные потоки про-

дуктов взрыва должны соприкоснуться между собой на границе I и II фаз уборки породы, т.е. при

$$\ell_{\text{уд}} = \ell_{2\text{ф}} + \ell_{\text{ст}} + \Delta\ell_{\text{ст}}, \quad (1)$$

где $\ell_{\text{уд}}$ — расстояние от дна шпура до плоскости соударения встречных потоков продуктов взрыва; $\ell_{2\text{ф}}$ — протяженность II фазы уборки породы; $\ell_{\text{ст}}$ — глубина «стакана» шпура; $\Delta\ell_{\text{ст}}$ — превышение глубины врубовых шпуров над отбойными и оконтуривающими (при применении двухъярусных зарядов в отбойных и оконтуривающих шпурах $\Delta\ell_{\text{ст}}=0$).

Для разработки конструкции заряда с учетом условия (1) необходимо было решить задачу по установлению зависимости длины второго яруса от длины всего заряда ВВ и от координаты места взаимодействия обоих встреченных потоков продуктов взрыва первого и второго ярусов.

Граф-схема постановки задачи показана на рис. 4.

Данная задача решается из условия

$$t_1 = t_2, \quad (2)$$

где t_1 — время от начала детонации первого яруса шпурового заряда до достижения продуктами его взрыва проектного участка шпура; t_2 — время от начала детонации второго яруса шпурового заряда до достижения, отраженными от дна шпура продуктами его взрыва, проектного участка шпура.

При этом приняты следующие допущения:

— электродетонаторы обеих ярусов взрываются одновременно — без разброса по времени срабатывания;

— продукты взрыва первого яруса распространяются в направлении дна шпура вслед за фронтом детонации второго яруса заряда;

— скорость распространения продуктов детонации в шпуре одинакова со скоростью выбрасывания из канала (шпура).

В работе [5] доказано, что при прямом инициировании шпурового заряда скорость выбрасывания из канала мортиры продуктов взрыва аммонитов бЖВ (II класс) и Т-19 (IV класс) в 1,84 раза меньше скорости их детонации. Принимаем с достаточной для практики точностью скорость движения его продуктов взрыва ВВ (II–IV классов) в 2 раза меньшей скорости их детонации.

Решая соответствующую геометрическую задачу для варианта конструкции шпурового заряда, показанной на рис. 4, а, получим искомое уравнение

$$\ell_{2\text{я}} = 3\ell_{\text{зар}} - 8\ell_{\text{уд}}, \quad (3)$$

где $\ell_{\text{зар}}$ — общая длина заряда (первого и второго ярусов); $\ell_{2\text{я}}$ — длина второго яруса заряда.

Уравнение (3) применимо для проектирования конструкции ярусов, когда $\ell_{2\text{я}} < \ell_{\text{зар}}$.

Подтверждение достоверности разработанной модели было выполнено в условиях проходки скипового ствола (диаметр ствола вчерне — 10,1 м, в свету — 9,0 м) подземного рудника «Удачный» АК «АЛРОС» (Россия, Якутия). Пересекаемые горные породы: битумизированные глинистые известняки или глинистые доломиты с прослоями глинистого известняка, льдистость 3...7%. В качестве ВВ применялся аммонит АП-5ЖВ ($QV=3,5 \cdot 10^6$ Дж/кг, масса одного патрона — 0,3 кг, длина патрона — 0,27 м, диа-

метр — 36 мм). Диаметр шпуров был равен 42...43 мм. Глубина отбойных и оконтуривающих шпуров принята равной 4,2 м, а «длинных» врубовых — 4,5 м (применялся трехступенчатый прямой вруб). Расстояние между концентрическими окружностями колебалось в пределах 0,70...0,80 м, а между шпурами по окружности — 0,90...1,02 м. Масса заряда в отбойных и «длинных» оконтуривающих шпурах была равна 3,6 кг (заряд состоял из 12 патронов, $l_{зар} = 3,24$ м), а в «длинных» врубовых — 3,3 кг (11 патронов ВВ, $l_{зар} = 2,97$ м).

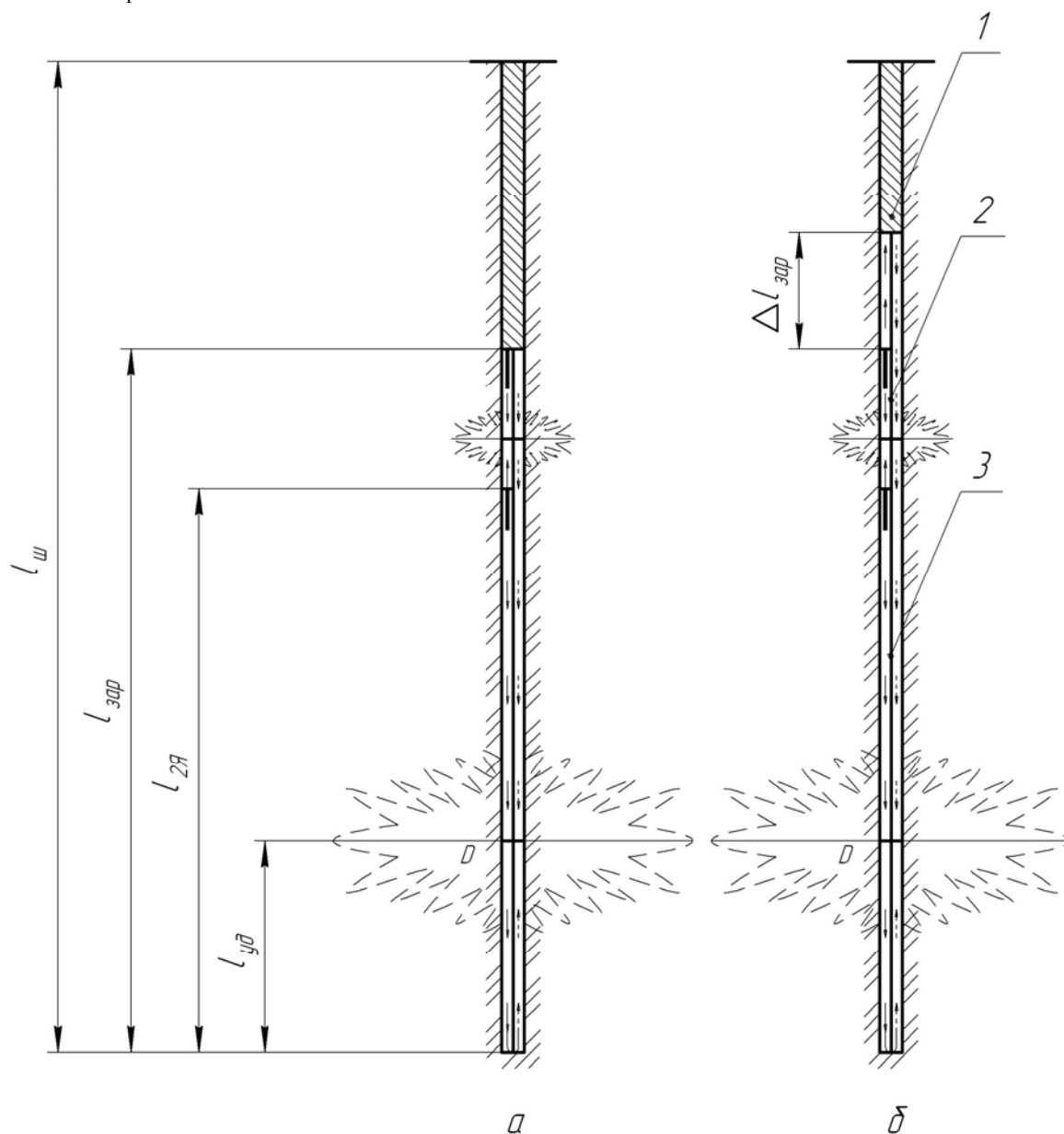


Рис. 4. Граф-схема постановки задачи по установлению длины второго яруса шпурового заряда ВВ: *а* — простой вариант конструкции двухярусного заряда; *б* — сложный вариант конструкции шпурового заряда; 1 — забойка; 2 — 1-й ярус заряда; 3 — 2-й ярус заряда; $l_{ш}$ — глубина шпура; $l_{зар}$ — длина заряда; $\Delta l_{зар}$ — длина дополнительного заряда, размещаемого между забойкой и патроном-боевиком первого яруса; $l_{2я}$ — длина второго яруса заряда; $l_{уд}$ — расстояние от дна шпура до плоскости встречи прямого и обратного потока продуктов взрыва

Цель этих опытных взрываний заключалась в том, чтобы оценить: повлияет ли двухъярусная конструкция заряда на продолжительность II фазы уборки породы.

Результаты взрывания по традиционной технологии сведены в начале табл. 2.

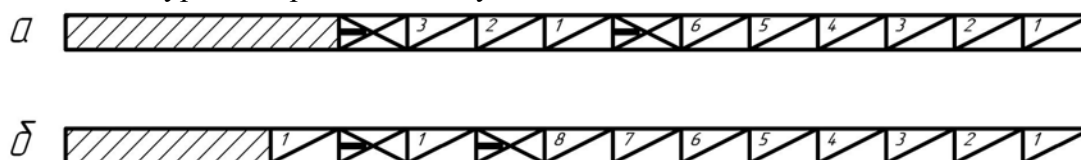
Табл. 2. Результаты опытных взрываний в скиповом стволе подземного рудника «Удачный»

Отметка забоя ствола на момент производства взрывных работ, м	КИШ (η) Длина заходки ($l_{зах}$), м	Параметры II фазы уборки породы		Глубина «стаканов» ($l_{ст}$), м	Место встречи двух потоков продуктовок взрыва	Длительность уборки породы II фазы относительно общего времени погрузки разрушенной породы
		доля погрузки породы от общего объема	подвигание забоя ствола, ($l_{2ф}$), м			
Традиционная конструкция шпуровых зарядов ВВ (прямое инициирование)						
97,0	0,83/3,5	0,106	0,37	0,7	-	0,269
103,0	0,83/3,5	0,080	0,28	0,7	-	0,182
107,0	0,95/4,0	0,098	0,39	0,2	-	0,251
111,0	0,95/4,0	0,114	0,46	0,2	-	0,301
218,5	0,71/3,0	0,105	0,31	1,2	-	0,214
Двухъярусные заряды в «длинных» (основных) врубовых шпурах (см. рис. 4, а и 5, а)						
164,0	0,95/4,0	0,062	0,25	0,2	в I фазе — на расстоянии 0,43 м от II фазы	0,072
167,7	0,88/3,7	0,082	0,30	0,5	на границе I и II фаз	0,085
171,0	0,78/3,3	0,079	0,26	0,9	примерно на границе «стакана» и II фазы	0,089
174,5	0,77/3,2	0,090	0,29	1,0	примерно на границе «стакана» и II фазы	0,124
194,0	0,59/2,5	0,113	0,28	1,7	примерно в середине «стакана»	0,550
196,0	0,60/2,5	0,163	0,41	1,7	то же	0,370
198,0	0,48/2,0	0,132	0,26	2,2	-//-	0,380
200,0	0,48/2,0	0,091	0,45	2,2	-//-	0,310
206,0	0,71/3,0	0,114	0,34	1,2	-//-	0,089
Двухъярусные заряды в «длинных» оконтуривающих шпурах (см. рис. 4, б и 5, б)						
124,0	0,71/3,0	0,067	0,20	1,2	примерно на границе «стакана» и II фазы	0,120
131,0	0,71/3,0	0,060	0,18	1,2	то же	0,105
134,0	0,71/3,0	0,054	0,16	1,2	-//-	0,094
137,5	0,83/3,5	0,073	0,26	0,7	примерно на границе I и II фаз	0,145
140,7	0,76/3,2	0,062	0,20	1,0	посередине II фазы	0,139
143,2	0,59/2,5	0,074	0,19	1,7	примерно в середине «стакана»	0,200
154,7	0,59/2,5	0,132	0,33	1,7	то же	0,410

Задача по установлению искомой зависимости для конструкции заряда, показанной на рис. 4, а, была решена на основе данных наиболее эффективного взрывания ($\eta = 0,95$), т.е. взрывания на отметке забоя 107 м. Для этих условий по формуле (3) находим $l_{уд} = 0,39 + 0,2 + 0,3 = 0,89$ м. Подставив в (3) получим: $l_{2я} = 3 \cdot 2,97 - 8 \cdot 0,89 = 1,79$ м. Это значение удобно выразить в виде числа патронов: $1,79 : 0,27 = 6,6$ патрона. Принимаем 7 патронов.

Таким образом, в «длинных» врубовых шпурах дополнительный патрон-боевик должен располагаться в заряде седьмым, а основной — последним от дна шпура (рис. 5, а).

Расчеты по формуле (3) с использованием установленной конструкции заряда (см. рис. 5, а) показали, что величина $l_{уд}$, получаемая для «длинных» оконтуривающих шпуров ($l_{зар} = 3,24$ м, 12 патронов), оказывается для большинства взрываний весьма мала и даже отрицательна, т.е. не выполняется условие $l_{2ф} < l_{зар}$. Поэтому была предложена конструкция заряда, показанная на рис. 4, б. Идея такого сложного построения заряда состоит в увеличении времени t_1 с тем, чтобы отодвинуть плоскость встречи потоков от дна шпура в направлении его устья.



УСЛОВНЫЕ ОБОЗНАЧЕНИЯ




-  - патрон-боевик;
-  - пассивные патроны;
-  - забойка;

Рис. 5. Схематичное изображение испытанных при проходке скипового ствола конструкций заряда ВВ: а — в «длинных» врубовых шпурах; б — в «длинных» оконтуривающих шпурах

Решая геометрическую задачу по аналогии с предыдущей задачей получим искомое уравнение для построения конструкции заряда, схематично показанной на рис. 4, б, а именно

$$l_{2я} = 2l_{зар} + 3\Delta l_{зар} - 4l_{уд}. \quad (4)$$

Численное значение параметра $l_{2я}$ установлено на основании данных взрывания на отметке ствола 97 м (см. табл. 2, первая строка), которое по протяженности II фазы уборки породы аналогично условиям решения предыдущей задачи. По формуле (1) находим, что $l_{уд} = 0,37 + 0,7 = 1,07$ м. Принимаем, что перед патроном-боевиком первого яруса будет располагаться один пассивный патрон, т.е. $\Delta l_{зар} = 0,27$ м. Тогда по формуле (4) находим, что $l_{2я} = 2 \cdot 2,97 + 3 \cdot 0,27 - 4 \cdot 1,07 = 2,47$ м или $2,47 : 0,27 = 9,1$ патрона. Следовательно, заряд в «длинных» оконтуривающих шпурах должен быть сформирован следующим образом (см. рис. 5, б): патрон-боевик второго яруса располагается 9-ым, а

первого яруса — 11-ым от дна шпура, причем, перед первым ярусом размещается один пассивный патрон ВВ.

Для оценки достоверности предложенного способа повышения эффективности разрушения пород на участке II фазы для разработанных конструкций определены по уравнениям (3) и (4) значения параметра $l_{уд}$:

— при устройстве двухярусных зарядов во врубовых шпурах — $l_{уд}=0,88$ м;

— при создании двухярусных зарядов в оконтуривающих шпурах — $l_{уд}=1,08$ м.

Результаты опытных взрываний, расчетные данные, а также указания о проектном месте удара о стенки шпура в результате взаимодействия сходящихся потоков продуктов детонации приведены в табл. 2 (ниже обычных взрываний).

Как видно из табл. 2 при схождении встречных потоков продуктов взрыва зарядов первого и второго ярусов в районе середины «стакана» сокращение времени на погрузку породы II фазы не наблюдается. В то же время при соударении встречных потоков на границах «стакан» — II фаза, I фаза — II фаза и в середине II фазы имеет место существенное сокращение времени на уборку породы II фазы, наиболее вероятно, за счет развития дополнительных радиальных трещин.

Рассмотрим степень такого положительного влияния.

При применении традиционных конструкций зарядов в условиях прямого инициирования на уборку породы II фазы задалживается 18,2...30,1% общего времени погрузки породы, хотя ее объем составляет всего 8,0...11,4%. В случае применения двухярусных зарядов в «длинных» шпурах трехступенчатого прямого вруба доля времени на уборку породы II фазы, объем которой от общего разрушенного взрывом объема равнялся 6,2...11,4%, равна 7,2...12,4% от общего времени уборки.

При применении двухярусных зарядов в «длинных» оконтуривающих шпурах также получено сокращение времени на погрузку породы II фазы, хотя и менее значительное, чем при взрывании двухярусных зарядов в основных шпурах взрывного вруба. Время на уборку породы II фазы составило 9,4...14,5% от общего времени погрузки породы при относительной величине объема погрузки, равной 5,4...7,3%.

Следовательно, разработанный способ повышения интенсивности разрушения пород II фазы за счет формирования в шпуре встречных потоков продуктов взрыва получил экспериментальное подтверждение при проходке вертикального ствола.

Наряду с формированием концентрированного воздействия в шпуре на окружающий массив, применение второго электродетонатора будет несколько усиливать воздействие продуктов взрыва на дно шпура (см. табл. 1).

Анализ данных таблицы будет выполнен далее по тексту. Если при взрыве заряда с одним электродетонатором (прямое инициирование) баллистический маятник отклоняется в условиях эксперимента на 23...24 мм, то при взрыве двух электродетонаторов это отклонение составляет 29 мм. Наиболее эффективным направлением усиления осевого удара продуктов взрыва о дно шпура, и как следствие, уменьшения глубины «стаканов», а, следовательно, повышения КИШ является применение цилиндрических зарядов с осевым каналом. Эффективность действия таких конструкций заряда изучено достаточно глубоко [6, 7]. Однако исследования проводились в основном с открытыми зарядами с воздушными каналами. В данной работе проведены оценочные эксперименты по воздействию на преграду зарядов в оболочке с воздушным и водяными каналами диаметром 7...8 мм. Из табл. 1 видно, что если устройство воздушного канала практически не увеличило отклонение маятника по сравнению со взрыванием заряда без канала, то при заполнении канала водой — отклонение существенно возросло и составило 41 мм.

Вместе с тем, данные табл. 2 свидетельствуют о том, что применение встречных потоков не оказывает влияния на КИШ — его величина, как при традиционных, так и при опытных взрывах изменяется в широком диапазоне и даже оказывается в отдельных взрывах меньше нормативного, равного, как известно, 0,8. Это обусловлено влиянием многих факторов, в том числе применением относительно «слабого» ВВ (аммонита АП-5ЖВ), значительными расстояниями между шпурами, отсутствием воды в шпурах и, конечно, неполной детонацией удлиненного патронированного заряда ВВ [8]. Одним из направлений обеспечения устойчивости детонации патронированного шпурового заряда ВВ является прокладка вдоль заряда (в рассматриваемом предложении — вдоль заряда второго яруса) детонирующего шпура [9]. Хотя, как видно из табл. 1, такая конструкция не усиливает осевой удар продуктов взрыва о дно шпура — отклонение маятника оказалось равным 23 мм.

Выводы

1. Экспериментально обосновано и практически доказано, что при взрыве заряда ВВ даже в недостаточно прочной оболочке (из увлажненного граншлака, размещенного в пластиковой ампуле диаметром 62 мм с толщиной стенок 260 мкм), продукты детонации выбрасываются из оболочки до начала ее разрушения (диаметр ампулы стал равным 62,4...66,9 мм).

2. На примере взрыва двухпатронного заряда в условиях отказа пассивного патрона показано, что при ударе о преграду, размещенную внутри ампулы, продукты взрыва выбрасываются в атмосферу в обратном по сравнению с ходом детонации направлении.

3. При конструкции оболочечного заряда, составленного из патронов с осевым каналом, заполненным водой, величина горизонтального баллистического маятника, как показали результаты, возросла почти в 2 раза по сравнению с конструкцией, составленной из обычных патронов.

4. Разработанные на основе результатов работы рекомендации прошли опытно-промышленную проверку при проходке скипового ствола на руднике «Удачный» и позволили снизить продолжительность II фазы уборки породы примерно в 2 раза. Использование двухярусных зарядов с расчетной величиной второго яруса 1,8...2,5 м позволяет усилить воздействие заряда на разрушаемый массив ствола в нижней части заходки.

В перспективе, совершенствование БВР должно вестись в направлении более глубокого изучения процесса детонации шпуровых зарядов с инертными водонасыщенными промежутками между патронами, разработки и опытно-промышленной проверки паспортов БВР с применением усиленных конструкций ступенчатых взрывных врубов, а также в направлении повышения эффективности отбойных шпуровых зарядов, что позволит снизить трудоемкость II фазы уборки породы как одного из главных резервов повышения скорости проходки стволов.

Библиографический список

1. **Тюркян Р.А.** Обобщение передового опыта и пути совершенствования технологии проходки вертикальных стволов с высокой производительностью труда. — М.: ЦНИЭИуголь, 1972. — 10 с.
2. **Стоев И.С., Стоев П.И.** Технология и организация строительства вертикальных стволов шахт. — Донецк: ЦБНТИ, 1994. — 212 с.
3. **Новик Е.Б., Левит В.В., Купенко И.В.** Опыт проведения буровзрывных работ при скоростной проходке воздухоподающего ствола шахты им. А.Ф.Засядько // Уголь Украины, 2002. — №4. — С. 44–46.
4. **Шевцов Н.Р., Борщевский С.В., Шкуматов А.Н.** Общие сведения о вскрытии, подготовке и разработке криворожских железных руд // Современные проблемы шахтного и подземного строительства: Вестник Академии строительства Украины (Материалы Международного научно-практического

симпозиума 27 мая – 2 июня 2006 г., Крым, Алушта). Вып. 7. — Донецк: Норд-Пресс, 2006. — С. 199–206.

5. **Калякин С.А.** Значение факторов, определяющих безопасные и эффективные параметры способа обратного инициирования зарядов ВВ // Способы и средства создания безопасных и здоровых условий труда в угольных шахтах: Сб. науч. тр. МакНИИ. Часть 1. — Макеевка-Донбасс: МакНИИ, 2004. — С. 164–167.

6. **Woodhead D.W., Min M.J., Titman H.** Detonation phenomena in a tubular charge of explosive. // Explosivstoffe, 1965. — №5. — P. 113–123.

7. **Hans Ahens** Uber Den Detonationsvorgang bei zylindrischen Sprengstoffadungen mit axialer Hohlung. // Explosivstoffe, 1965. — №5. — P. 124–134.

8. **Купенко И.В.** Обоснование эффективных и безопасных параметров взрывных работ в вертикальных стволах // Сб. науч. тр. ДонНТУ: Серія гірничо-геологічна. Вип. 63. — Донецьк: ДонНТУ, 2003. — С. 45–52.

9. **Шевцов М.Р., Каляїн С.О.** Техніка і технологія підривних робіт у вугільних шахтах: сучасний стан і основні напрями розвитку // Всеукраїнська технічна газета, 2006. — №43 (199). — С. 1, 6–7.

© *Левит В.В., Рублева О.И., 2007*

УДК 622.25

БОРЩЕВСКИЙ С.В. (ДонНТУ)

ВЫБОР СПОСОБА ПРОХОДКИ ВЕРТИКАЛЬНЫХ СТВОЛОВ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ГЕОТЕХНИЧЕСКИХ И ГИДРОГЕОЛОГИЧЕСКИХ УСЛОВИЙ

На базе натурных наблюдений и анализа журналов проходки и журналов крепления 18-ти вертикальных стволов угольных шахт Донбасса произведены качественная и количественная оценки состояния забоев, выявлены факторы, влияющие на формирование очагов вывалообразования на протяженных участках вертикальных стволов, проанализированы способы проходки и состояние протяженных участков вертикальных стволов угольных шахт с точки зрения вывалообразования, материала крепи и технологии ее возведения, максимально адаптированного к горно-гидрогеологическим условиям.

Вертикальные шахтные стволы, ввиду своей уникальности, требуют постоянного поиска и разработки эффективных решений по интенсификации их строительства и безремонтной эксплуатации [1], что в свою очередь является актуальной научно-технической проблемой развития угольной промышленности Донбасса и Украины.

На нынешнем этапе изучения условий эксплуатации Донецкого угольного бассейна накоплены весомые знания об особенностях проявления горного давления в подземных выработках, в т.ч. и в вертикальных стволах. В условиях Донбасса выделяют следующие геомеханические особенности породного массива [2]:

— высокая литолого-геомеханическая неоднородность вмещающей толщи пород при региональном, локальном и очаговом снижении показателей их прочностных свойств;

— формирование больших зон разрушения вокруг выработок в условиях высокой дезинтеграции пород и асимметрии нагрузки массива по контуру;

— зональное разрушение пород как вглубь массива, так и по длине выработки, обуславливающее высокую деструктивную пластичность пород, большие их смещения в полость выработки и асимметрию нагрузок на крепь;

- постоянное увеличение глубины горных работ;
- усложнение с глубиной гидро-геологических условий проходки.

Проходка вертикальных стволов в отличие от проведения горизонтальных выработок имеет ряд дополнительных особенностей: данные бурения разведочных скважин не дают полную картину состояния горного массива, а ведение буровзрывных работ значительно его ослабляет, водопритоки прогнозируются крайне неточно. Проходка характеризуется также большим объемом работ по возведению бетонных и железобетонных крепей. Кроме того, практика показывает, что условия проходки вертикальных стволов усугубляются формированием очагов вывалообразований, влияющих на сроки сооружения и стоимость ствола. Отметим, что в самом процессе развития трещин, как источника формирования очагов вывалообразований, можно выделить три этапа [3]:

1. Медленное развитие зародышей трещин, обусловленное внутренним строением среды, ее прочностью и пластичностью, и незначительно зависящее от условий нагружения;
2. Ускоренное развитие трещин, которое в большей степени зависит от условий нагружения и упруго-пластичных свойств среды;
3. Рост сквозной трещины с постоянной скоростью, зависящей только от интенсивности подвода к ней энергии.

Дальнейшее формирование сети микротрещин в системы макротрещин, процессы дезинтеграции в породном массиве ведут к интенсивному вывалообразованию. Принимая во внимание, что предупреждение только первых двух этапов даст несомненный эффект, видно, что технологии, которые сейчас применяют, мало эффективны в связи с нахождением продолжительное время забоя в обнаженном состоянии.

Для шахт Донбасса актуальна двоединная задача охраны ствола — повышение стойкости и гидрозащита [4]. В последние годы ГОАО «Трест Донецкшахтопроходка» проводил мониторинг существующих методов увеличения водоустойчивой способности бетона как на стадии приготовления и укладки бетонной смеси, так и путем обработки уже возведенной крепи. Целью не ставилось достижения 100%-ой водонепроницаемости, но снижение водопритока на более чем 50% было необходимым условием. Чтобы улучшить понимание физико-механической сущности процессов в системе «крепление — породный массив», количественные показатели которых широко используются при геомеханическом обосновании способов сооружения стволов, необходимо провести масштабные аналитические и натурные исследования. Подчеркивая важность литолого-геомеханических и горно-технологических характеристик при сооружении стволов, укажем, что базисными здесь есть: масштабность и глубина управляющих влияний на систему «ствол — массив», обуславливаемых ее энергетическими компонентами. Это, прежде всего: выемка пород при проходке, привнес массы строительных материалов для создания конструкции крепи, перемещение потоков воды и солевых растворов за счет ее фильтрации через породы и крепь, перераспределение массы пород в связи с деформационными и геофильтрационными процессами близ стволов [5]. Интенсивность этих процессов, их взаимосвязь и взаимовлияние возрастает при организациях скоростных проходок стволов — квинтэссенции введенных проектных, технологических и производственных решений [6].

Представляют интерес протяженные участки вертикальных шахтных стволов, которые сооружаются в различных горно-геологических и горно-технических условиях, а также величина и частота вывалообразований при различных водопритоках. Для установления причин формирования вывалообразований при сооружении стволов оценивалось влияние большого количества факторов. Во внимание брались случаи, когда сечение ствола в проходке превышало нормы, допустимые ГСН Украины [7].

В качестве исследуемых стволов были определены стволы шахт с пологим залеганием пород. Сбор данных производился применительно к стволам всего Донецкого бассейна, на которых была произведена предварительная цементация и велась проходка обычным способом. Оценивалось влияние различных факторов на формирование очагов вывалообразований и их величину. Было обследовано 18 стволов, общей протяженностью 16,37 км, закрепленных различными видами крепи.

Участки, где расход материалов на сооружение крепи превышал величину допустимого перерасхода материалов [7], считался очагом вывалообразования. Разница между фактическим и допустимым перерасходом материалов принималась за объем вывала породы на забое вертикального ствола. Производя перерасчет величины вывала на метр готового ствола, изучались горно-геологические характеристики вмещающего горного массива и горно-технологические условия проходки.

Был проведен ряд статистических исследований для выявления доминирующих факторов, определяющих устойчивость породного обнажения и определения закономерностей формирования очагов вывалообразований с использованием пакета программ *CurveExpert* 1.3. А именно: приведенной длительной прочности пород (R_l), остаточного водопритока (W) и темпов сооружения ствола (V_c). Наибольший интерес представляют собой полученные зависимости объема вывала от остаточного водопритока (рис.1) и темпов сооружения ствола (рис.2)

$$V = 1,54 \cdot 1,005^w \cdot W^{0,64}, \quad (1)$$

где W — остаточный водоприток, м³/ч.

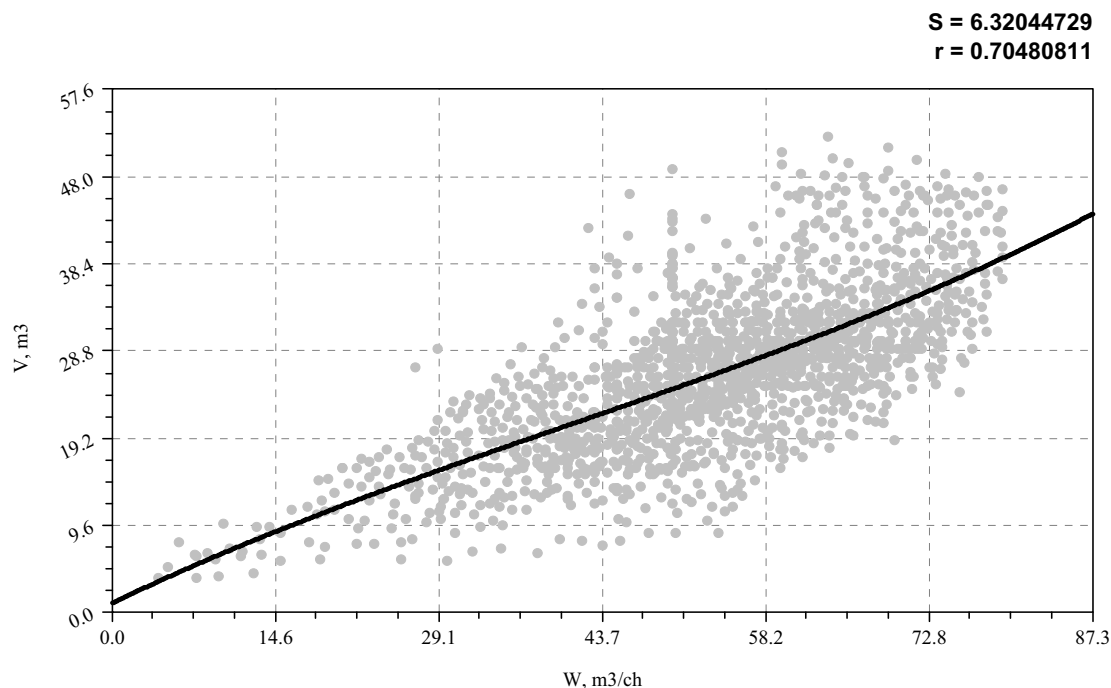


Рис.1. Зависимость величины объема вывала от остаточного водопритока

$$V = 0,71 / (1 - 0,98 \cdot \exp^{-0,0003V_c}), \quad (2)$$

где V_c — скорость проходки, м/мес.

S = 6.55619116

r = 0.67687852

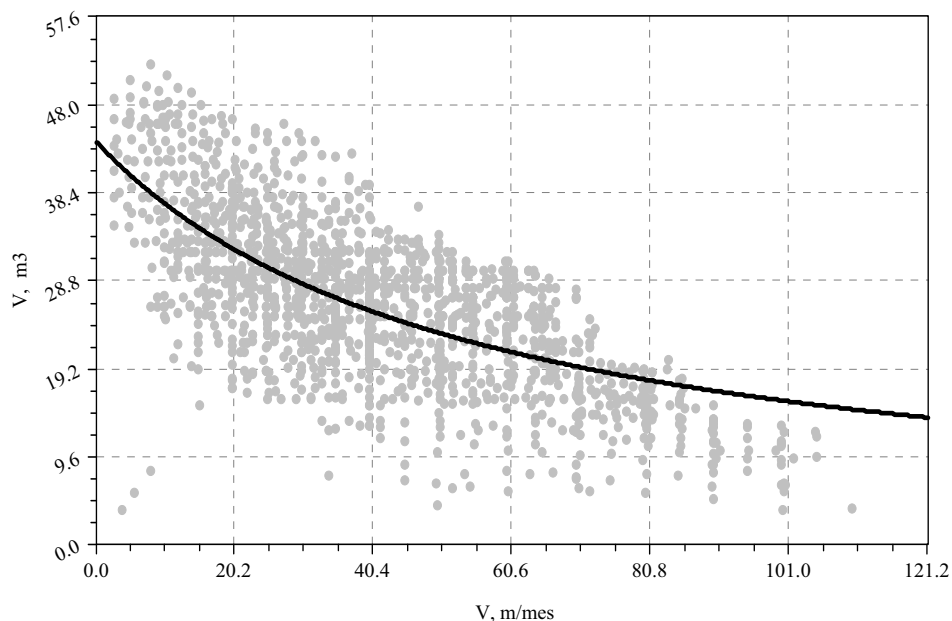


Рис.2. Зависимость величины объема вывала от темпов сооружения ствола

В обобщенном виде формулу для определения величины объема вывала (V) в зависимости от трех выявленных доминирующих факторов можно записать

$$V = 6,25 / (1 - 0,84 \cdot \exp^{2,4R_t}) + 1,54 \cdot 1,005^w \cdot W^{0,64} + 0,71 / (1 - 0,98 \cdot \exp^{-0,0003V_c}).$$

Выбор способа и технологии сооружения вертикальных стволов производят в зависимости от комплекса горно-гидро-геологических условий, прогнозируемых на основе данных полученных в результате бурения разведочных скважин, и организационных, горно-технических факторов, характеризующих строящийся объект (наличие или отсутствие развитой инфраструктуры дорог и прочих сетей коммуникаций, достаточность финансирования, степень комплектации горнопроходческим и строительным оборудованием, имеющиеся предприятия строительной индустрии).

Размеры поперечного сечения стволов могут быть различны, их выбор производится в зависимости от технологического назначения ствола и располагаемого в нем оборудования. В табл.1 приведена схема выбора способов проходки стволов в зависимости от горно-технических и гидрогеологических условий. Анализ табл.1 показывает, что, несмотря на разнообразие геологических характеристик вмещающих пород, колеблющиеся в больших интервалах водопритоки, достаточно широкий арсенал применяемых типов крепей, технология и схема прохождения стволов почти всегда одна и та же, и различается лишь в зависимости от назначения сооружаемого ствола. Типы машин и механизмов, применяемых в забое и на поверхности, не модернизируются и не изменяются на протяжении многих лет, что связано с ограничением возможности применения специальных, индивидуальных технологий. В основном при проходке стволов используется монолитная бетонная крепь, на лицо отсутствие разработок новых облегченных видов крепей с упрочнением пород при подавляющем применении дорогостоящих монолитных, с использованием передвижных металлических опалубок, и штучных видов крепей. Стволы проходят в основном по совмещенной схеме, исследования по совер-

шенствованию наиболее эффективной, но, к сожалению, более дорогостоящей параллельной схемы и ее применение на деле очень редки [8].

Табл. 1. Схема выбора способа проходки в зависимости от геотехнических и гидрогеологических условий

Этап сооружения ствола		Горно-геологические условия		Способы проходки стволов								Тип применяемых креплений								Тип применяемых механизмов								
				Обычный		Специальные способы		Опускная крепь				Монолитная		Тюбинговая		Анкерная		НБК										
																					Комбайновая		Тампонаж		Заморозка		МСК и комбинированная	
Тренд (категория пород)	Ср. взв. проч. пород, $R_{ср}$, МПа	Приток воды, W , м ³	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21									
Устье ствола, тех.отход	VI-V	<40	<6						#		#	#								Экскаваторы, отбойные молотки, пневмомониторы, комплексы КПШ-2, ПАШ-1000, ПК-1, Темп-1; 2; НПУ-2 : грейфер +кран (г/п ≥25т).								
			6-13			#		#	#		#	#																
			13-20			#		#	#	#				#							#							
			>20			#		#	#	#				#							#							
	II-III	40-100	<6	#							#	#	#															
			6-13	#		#		#			#	#	#								#							
			13-20	#		#		#		#		#		#							#							
			>20	#		#		#		#		#		#							#							
	I	>100	<6	#							#																	
			6-13	#		#		#			#																	
			13-20	#		#		#		#		#		#														
			>20	#		#		#		#		#		#														
Пртяженная часть ствола	VI-V	<40	<6	#						#	#	#	#	#	#	#	#	#		БУКС, СМБУ, пневмомониторы, отбойные молотки, комплексы: КС-2у/40; комбайны: ДШП, ПД-2; установки бурения: УКБ-3,6М, РТБ, СК-1У, УКБ, ПД-2М, УЗТ								
			6-13	#	#	#	#	#		#	#	#	#	#	#													
			13-20	#	#	#	#	#		#	#	#	#	#	#				#									
			>20	#	#	#	#	#		#	#	#	#	#					#									
	II-III	40-100	<6	#							#	#	#		#		#											
			6-13	#	#	#	#	#		#	#			#														
			13-20	#	#	#	#	#		#	#	#	#	#					#									
			>20	#	#	#	#	#		#	#	#	#	#					#									
	I	>100	<6	#							#					#		#										
			6-13	#		#	#	#		#																		
			13-20	#		#	#	#		#				#														
			>20	#		#	#	#		#				#							#							

Продолжение табл. 1

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	
Сопряжение ствола	VI-V	<40	<6	#								#							#	Скреперные лебедки, ПТ-4, КС-2У/40, БУК, ППМ, СБУ, ручные перфораторы и пневмомониторы, отбойные молотки	
			6-13	#			#	#				#							#		
			13-20	#			#	#				#									#
			>20	#			#	#				#									#
	II-III	40-100	<6	#									#								#
			6-13	#			#	#				#									#
			13-20	#			#	#				#									#
			>20	#			#	#				#									#
	I	>100	<6	#									#								#
			6-13	#			#	#				#									#
			13-20	#			#	#				#									#
			>20	#			#	#				#									#

Из всего выше сказанного видно, что медленные темпы совершенствования технологии строительства вертикальных стволов, даже принимая во внимание некоторые научно-исследовательские успехи и технические новшества, связаны с узостью взгляда рассмотрения проблем, что подтверждается зарубежным опытом, отличающимся большим разнообразием технических решений.

Таким образом, перечисленные выше факторы определяют направления решения данной проблемы. В основу совершенствования технологий необходимо положить способы, которые должны обеспечить повышение устойчивости породного массива с учетом особенностей развития в нем фронта разрушения и формирования очагов вывалообразований, т.е. одним из путей решения проблемы следует объемное упрочнение до наступления полного разрушения породы.

Монолитным бетоном и ж/бетоном класса В 15...25 по прочности и толщиной 300...500 мм крепят вертикальные стволы в обычных условиях. Увеличение толщины крепи ствола на каждые 50 мм дает рост затрат на сооружение ствола на 5...6%. При аналогичной толщине крепи использование монолитного железобетона приводит к росту этой стоимости по отношению к стоимости обычной бетонной крепи. При сооружении стволов в неустойчивых горных породах, зонах тектонических нарушений, выработанных пространствах, в зонах ожидаемых сложных горно-геологических условий, применяют массивные бетонные, железобетонные, металлобетонные или многослойные крепи. В табл. 2 приведено относительное удорожание при применении различных видов крепей, при этом трудоемкость работ возрастает более чем на 35...100% [8].

Для облегчения выбора технологии проходки вертикальных стволов и обоснования способов крепления исследованиям авторов были подвергнуты статистические данные ряда источников [8] о горно-геологических характеристиках породного массива, толщине и виде крепи, темпах проходки по 18-ти стволам Донецкой области, различного диаметра и глубины. Обработанные данные показали (рис.3), что в качестве крепи вертикальных стволов наиболее широкое распространение получила бетонная крепь.

Табл. 2. Значение коэффициента удорожания крепи [7]

Вид крепи	Монолитный бетон	Набрызг-бетон	Монолитный бетон с анкерами	Железобетон	Железобетонные тубинги	Чугунные тубинги	Многослойная крепь
Коэффициент удорожания	1,0	0,8	1,1...1,2	1,5...1,7	2,5...2,8	4,5	3,2...3,9

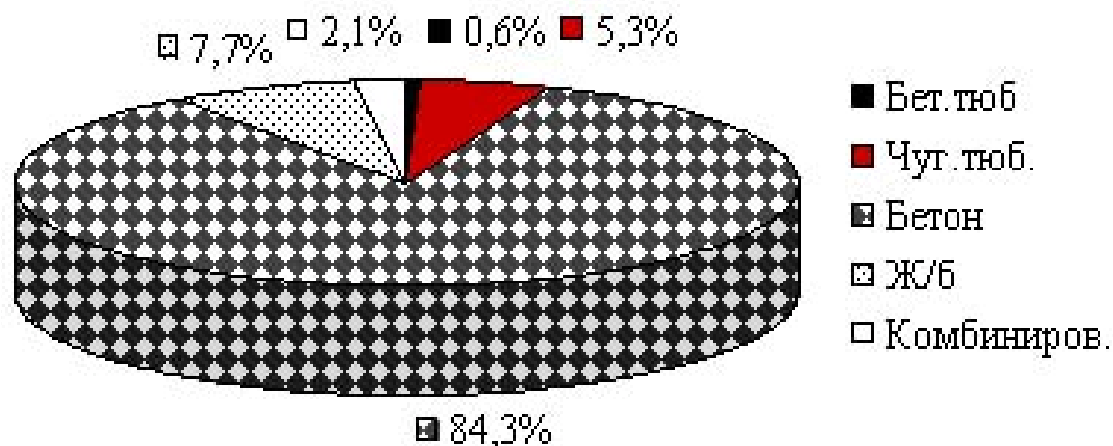


Рис.3. Процентное соотношение видов крепи, распространенных в вертикальных стволах Донбасса

Из диаграммы рис.3. видно, что не смотря на то, что комбинированная крепь является более ресурсосберегающей и экономичной, она до сих пор не получила большого распространения, и ее доля составляет не многим более 2%. В то время как увеличение толщины постоянного крепления при сооружении стволов в сложных геологических условиях не оправдало себя, т.к. толщина бетона более 700 мм не увеличивает несущей способности крепи. Данные статистики (табл. 3) показывают, что отклонение толщины крепи от проектной величины на практике распространено повсеместно и может достигать 100%, что и является характерной особенностью принятых технологий в условиях неустойчивых трещиноватых пород с явно выраженными реологическими свойствами.

Табл.3. Среднее увеличение фактической толщины крепи ствола по сравнению с проектной

№	Шахта, ствол:	Средняя толщина крепи			
		проект., м	факт., м	Δ, м	Δ, %
1	Бутовка-Донецкая, вс	0,4	0,65	0,25	50,5
2	Глубокая, впс	0,50	0,75	0,25	50,5
3	им. Поченкова, впс	0,40	0,74	0,34	84,4
4	Трудовская, впс	0,40	0,83	0,43	132,5
5	Красноармейская-Капитальная, ск	0,50	0,85	0,35	68,5
6	им. Скочинского,	0,42	0,66	0,24	57,1
7	им.Батова, впс	0,50	0,79	0,29	57,0
8	им. Абакумова, впс	0,42	0,44	0,01	2,4
9	им. Димитрова,	0,40	0,52	0,12	30,9
10	Заря, вс №2	0,40	0,63	0,23	56,7
11	Южно-Донбасская №2, впс №2	0,50	0,61	0,11	22,7
12	Ждановская, вс	0,40	0,66	0,26	65,5
13	Соц.Донбасс, впс	0,50	0,60	0,10	13,2
14	Ново-Бутовка, впс	0,40	0,60	0,20	54,6
15	№1 им. Челюскинцев, вс	0,30	0,40	0,10	32,9
16	Южно-Донбасская №3, кс	0,50	0,60	0,10	12,7
17	им. Кирова, вс №7	0,50	0,60	0,10	24,4
18	им. Засядько, кс №2	0,50	0,56	0,06	12,9
В среднем по стволам					49,6

Данные табл. 3 позволяют сделать вывод о вывалообразовании, происходящем во время проходки стволов. Это влечет за собой увеличение времени и стоимости сооружения ствола.

Выводы

1. Применяемые конструкции крепи стволов в большинстве случаев не соответствуют предъявляемым к ним требованиям.
2. Применяемые технологии не способны предотвратить вывалообразования. Необходимо переходить на новые виды комбинированных крепей, которые позволят ликвидировать очаги вывалообразований на раннем этапе.
3. Увеличивать несущую способность крепи за счет увеличения класса бетона по прочности, применения временных крепей, входящих затем в состав постоянной, упорочнения вмещающих пород цементацией и химизацией, использование несущей способности породного массива, и другими мероприятиями.

Библиографический список

1. **Борщевский С.В.** Современное направление развития технологии сооружения вертикальных стволов шахт / Сб. научн. трудов НГУ №17. — Т.1. — Днепропетровск: РИК НГУ, 2003. — С. 406–412.
2. **Левит В.В., Новик Е.Б.** К оценке механизма и показателей вывалообразования в шахтных стволах // Геотехническая механика, 1998. — №9. — С. 126–131.
3. **Мамбетов Ш.А.** Исследование развития трещин в горных породах. — М.: Недра, 1973. — 254 с.
4. **Мирошниченко В.Т., Долина Ж.И., Моисеенко Е.В., Князьков О.В.** К вопросу разработки мер охраны вертикальных шахтных стволов при изменяющихся гидрогеологических условиях // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: “Гірничо-геологічна”. Вип.72. — Донецьк: ДонНТУ, 2004. — С. 118–121.
5. **Усаченко Б.М.** Свойства горных пород и устойчивость горных выработок. — Киев: Наукова думка, 1979. — 135 с.
6. **Левит В.В.** Геомеханические основы разработки и выбора комбинированных способов крепления вертикальных стволов в структурно неоднородных породах: Дисс....докт. техн. наук — 05.15.04. — Днепропетровск, 1999. — 463 с.
7. **ДБН Д.2.2-35-99**, сборник 35. — Т. 6. — Харьков, 2000.
8. **Булат А.Ф., Усаченко В.Б., Амелин В.А.** Геомеханическое обоснование технологии возведения анкерной стяжной крепи в камерных выработках // Металлургическая и горнорудная промышленность, 1998. — №2. — С. 91–94.

© *Борщевский С.В., 2007*

УДК 622.268.12:622.833

БОЛБАТ В.А. (ЗАО «Донецксталь-Металлургический завод»), КОЛЬЧИК Е.И., КОЛЬЧИК А.Е., РЕВВА В.Н., СЕРГИЕНКО А.И. (ИФГП НАН Украины)

ПОВЫШЕНИЕ УСТОЙЧИВОСТИ ГОРНОГО МАССИВА ПРИ ИНТЕНСИВНОЙ ОТРАБОТКИ УГОЛЬНЫХ ПЛАСТОВ ПОЛОГОГО ПАДЕНИЯ

Приведены результаты исследований устойчивости горного массива и земной поверхности при отработке угольных пластов пологого падения.

Технология отработки угольных пластов механизированными комплексами предусматривает управление кровлей полным обрушением. Подработка горного массива и

земной поверхности приводит к существенным геологическим преобразованиям. Негативное влияние подработки еще более усиливается при управлении кровлей полным обрушением. При этом происходит деформирование и разрушение горного массива и опускание земной поверхности, нарушается гидрогеологический режим, и дополнительно по трещинам выделяются газы, содержащиеся в подработанных породах и угольных пластах и пропластках [1, 2]. Поэтому возникает важная проблема обеспечения устойчивости земной поверхности и горного массива при подземной разработке угольных пластов. Решение данной проблемы еще более необходимо при интенсивной скорости отработки угольных пластов, когда подвигание очистных забоев превышает 6 м/сут.

Существует большое количество способов управления состоянием горного массива и снижения смещений в горных выработках [3–6]. Однако большинство способов, в основном, позволяет решить лишь локальную задачу — сохранность горных выработок в рабочем состоянии. Обеспечить сохранность земной поверхности они не могут. Поэтому для обеспечения устойчивости горного массива и земной поверхности при интенсивной отработке угольных пластов необходима реализация таких способов подготовки выемочных полей и их отработки, которые оказывали бы наименьшее влияние на окружающую среду.

С целью оценки влияния способов подготовки и отработки выемочных полей на устойчивость горного массива были выполнены натурные наблюдения за смещением земной поверхности в условиях шахты «Красноармейская-Западная №1» и математическое моделирование различных вариантов.

В условиях шахты «Красноармейская-Западная №1» отрабатывается пласт d_4 , угол падения которого изменяется от 4 до 14°. Для отработки пласта d_4 применяются столбовые и комбинированные системы разработки.

Отработка выемочных полей ведется одиночными лавами по восстанию и простиранию. Все выемочные выработки проходятся узким ходом. Способ управления кровлей — полное обрушение. Для обеспечения возможности повторного использования выемочных выработок позади лавы (со стороны выработанного пространства) сооружается литая полоса. В некоторых случаях выемочные выработки погашаются вслед за лавой, и тогда для отработки смежного выемочного поля одна выемочная выработка проходится вприсечку к выработанному пространству.

Наблюдения за смещением земной поверхности проводились над действующими лавами. Так, в зоне влияния 5-ой северной лавы блока №2 было заложено 38 замерных станций, а в зоне влияния 6-ой южной лавы блока №6 — 32 замерные станции.

В пределах 5-ой южной лавы блока №2 вынимаемая мощность пласта колебалась в пределах 1,3–1,9 м, а средняя глубина работ составляла $H=585$ м. Отработка выемочного поля велась по простиранию.

В пределах 6-ой южной лавы блока №6 средняя мощность пласта составляла $m_{cp}=1,2$ м. Отработка выемочного поля велась одиночной лавой по восстанию. При этом средняя глубина разработки была равна 636 м.

В результате выполненных исследований установлено, что в зоне влияния 5-ой северной лавы основные смещения земной поверхности происходят на расстоянии до 300 м (в сторону выработанного пространства) от проекции створа лавы на горизонтальную плоскость. С увеличением этого расстояния происходит стабилизация смещений земной поверхности. Максимальные опускания земной поверхности по замерным станциям изменяются в пределах 0,450–0,578 м. Это составляет от 28 до 36% от средней вынимаемой мощности пласта.

В зоне влияния подработки 6-ой южной лавы блока №6 основные смещения происходят на расстоянии до 350 м от створа лавы. Максимальные смещения по замер-

ным станциям изменяются от 0,28 до 0,36 м, что составляет 24–30% от средней вынимаемой мощности пласта.

Со стороны массива впереди движущейся лавы наблюдается поднятие земной поверхности. Так, при отработке 5-ой северной лавы блока №2 установлено, что впереди ее створа максимальные поднятия наблюдаются на расстоянии 150–250 м от проекции створа лавы на горизонтальную плоскость (рис. 1).

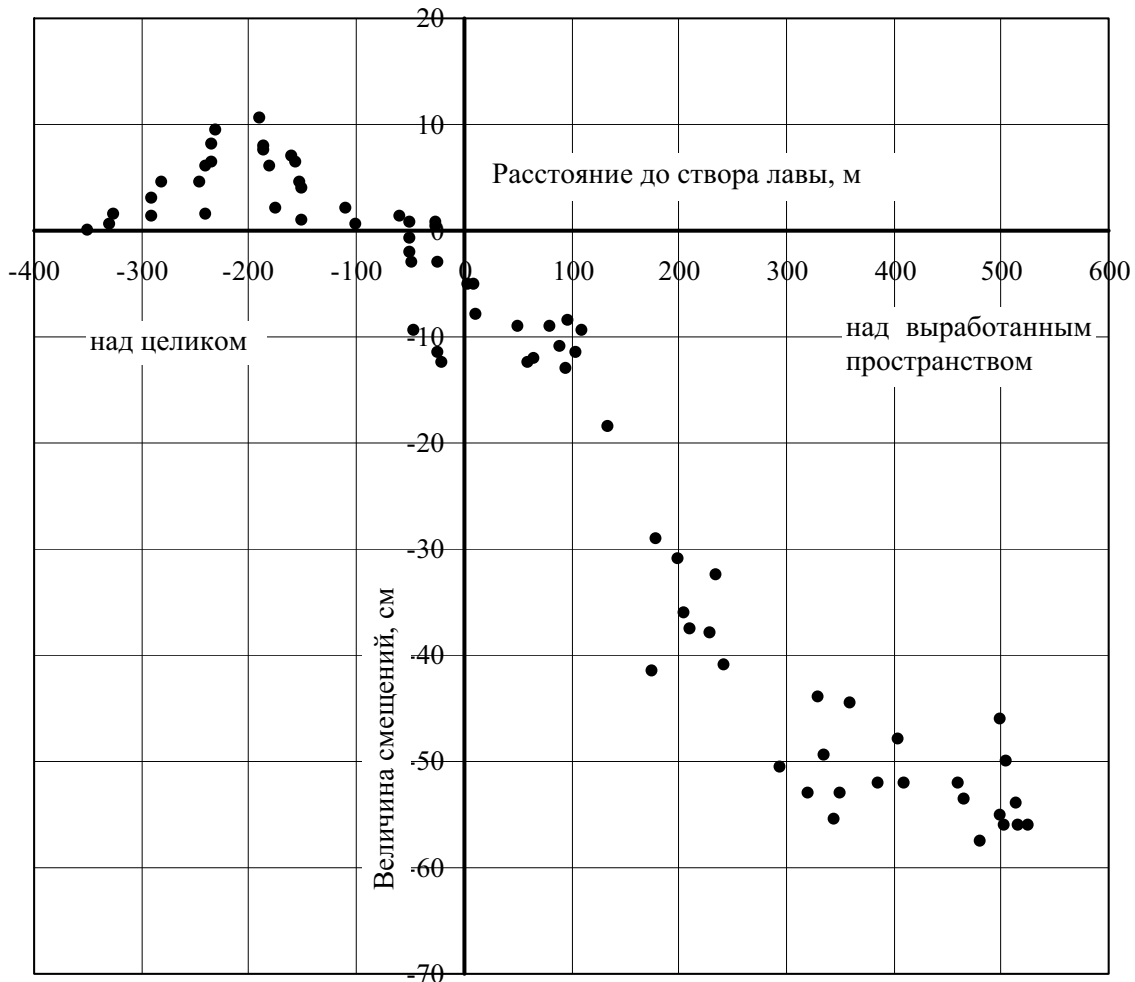


Рис. 1. Изменения смещений поверхности при движущейся лаве

На расстоянии 0–75 м впереди створа лавы наблюдается опускание поверхности до 12 см. Позади створа лавы (над выработанным пространством) наблюдаются смещения земной поверхности от 8,0 до 57,8 см.

Поднятие земной поверхности происходит вследствие залегания в подрабатываемом массиве мощных слоев песчаника. Кроме песчаников в горном массиве залегают еще и мощные слои песчано-глинистого сланца. Так, под наносами залегает песчано-глинистый сланец мощностью до 46 м. Эти слои, зависая над выработанным пространством, поднимаются над нетронутым массивом. С течением времени происходит обрушение породных консолей и на участках, где было поднятие, земная поверхность опускается до начальной отметки. С обрушением консолей идет развитие мульды сдвижения пород. При этом граница мульды сдвижения, относительно проекции границы целика на горизонтальную плоскость, перемещается в направлении нетронутого массива. Так, через 4–8 месяцев после прохода лавы под контрольными точками грани-

ца мульды сдвижения переместилась с 75 до 125 и 212 м, соответственно через 4 и 8 месяцев (рис. 2).

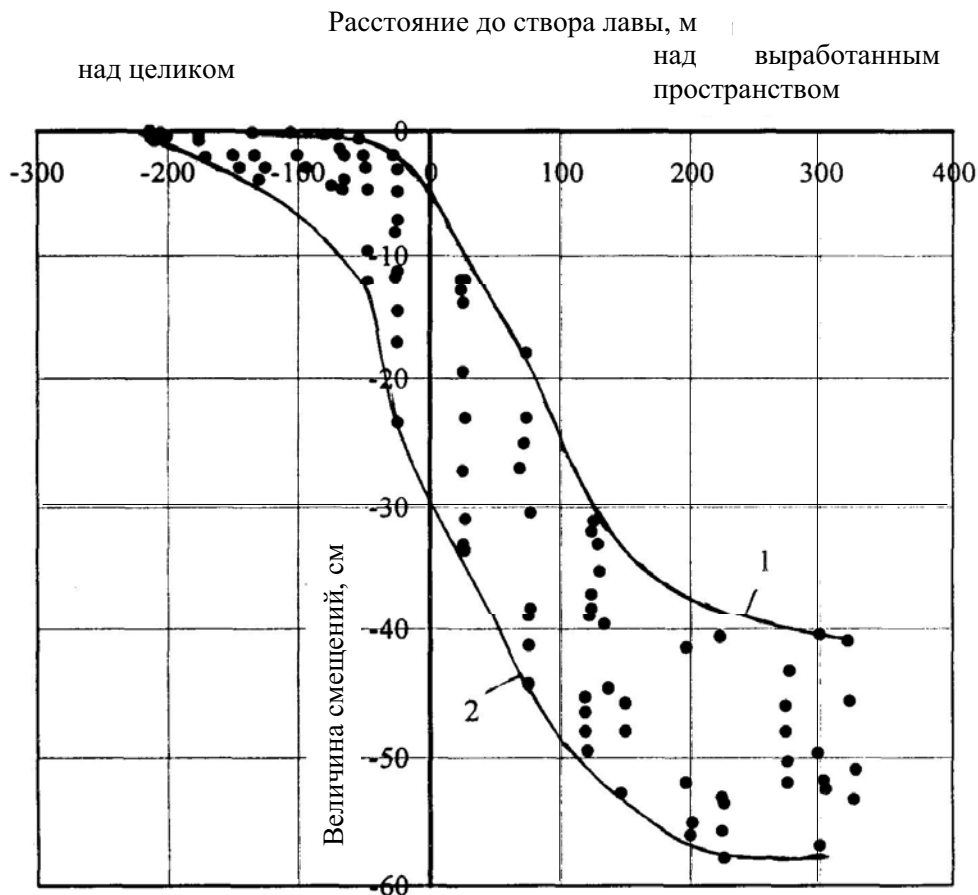


Рис. 2. Изменения смещений поверхности через 4–8 месяцев после прохода лавы: 1 — через 4 месяца; 2 — через 8 месяцев

Стабилизация смещений происходит на расстоянии 125–150 м от целика в сторону выработанного пространства.

Из сказанного следует, что отработка угольных пластов с полным обрушением кровли приводит к существенным смещениям земной поверхности.

Для оценки степени влияния способов подготовки и отработки выемочных полей было выполнено математическое моделирование. Было рассмотрено 4 варианта подготовки и отработки выемочных полей (рис. 3).

1. Существующий на шахте способ подготовки и отработки выемочных полей (выемочные выработки проходятся узким ходом).

2. Подготовка выемочных полей спаренными штреками с закладкой выработанного между ними пространства породой. Расстояние между спаренными штреками 40 м.

3. Подготовка выемочных полей спаренными штреками и с сооружением в средней части выработанного между ними пространства бутовой полосы. Ширина бутовой полосы равна 16 м, а расстояние между спаренными штреками равно 40 м.

4. Подготовка выемочных полей спаренными штреками с сооружением у штреков бутовых полос шириной 12 м. Расстояние между спаренными штреками равно 40 м.

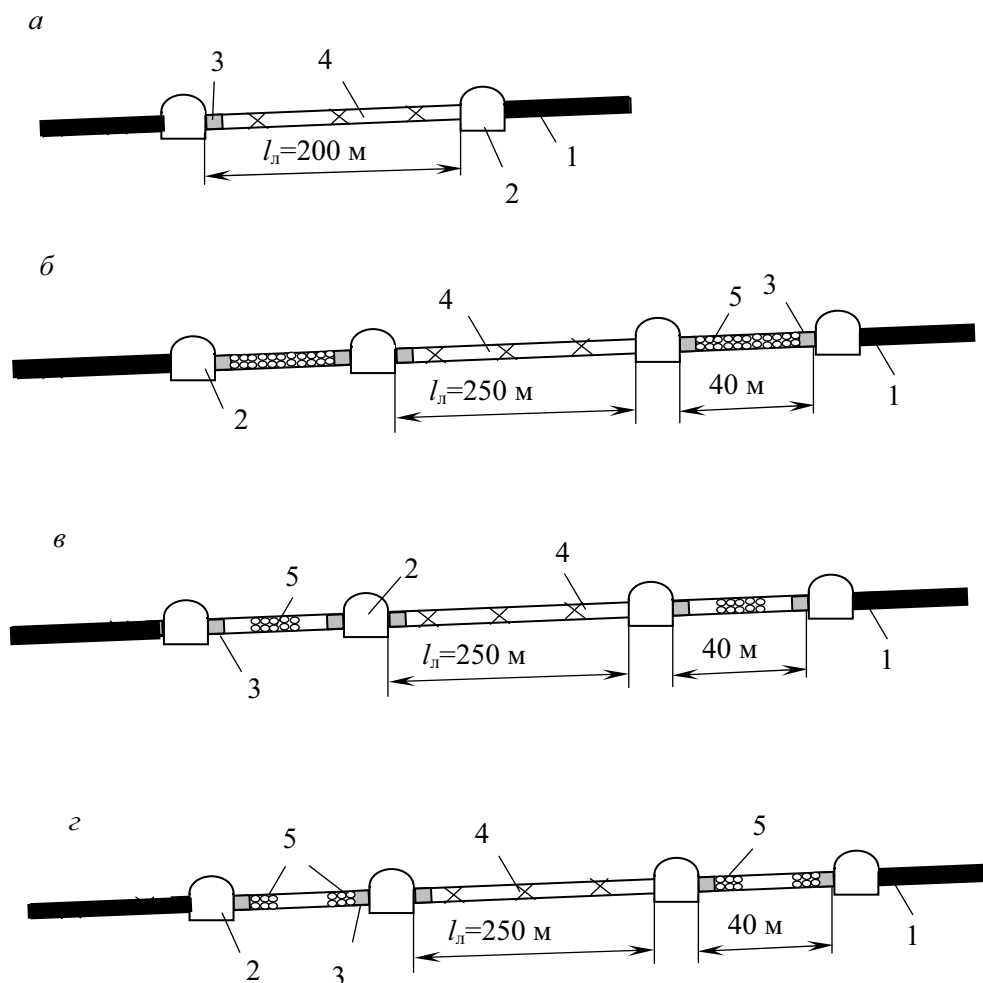


Рис. 3. Варианты подготовки и отработки выемочного поля: *а, б, в, г* — соответственно 1, 2, 3, 4 варианты; 1 — пласт; 2 — штрек; 3 — литая полоса; 4 — выработанное пространство; 5 — бутовая полоса

Способ управления кровлей при отработке выемочных полей — полное обрушение. Длина лавы составляла 250 м. Со стороны выработанного пространства у выемочных выработок была литая полоса шириной 1,6 м. Моделирование производилось для условий отработки пласта d_4 шахтой «Красноармейская-Западная №1». Глубина залегания пласта составляла 700 м. Мощность пласта равна 1,5 м.

Методом конечных элементов производились расчеты смещений горного массива и поверхности для условий отработки одного, двух и трех смежных выемочных полей. При этом ширина выработанного пространства с учетом ширины выемочных выработок соответственно составляла:

- вариант 1 — 260 м; 515 м; 770 м;
- вариант 2 — 350 м; 650 м; 950 м;
- вариант 3 — 350 м; 650 м; 950 м.

В результате выполненных расчетов установлено, что максимальные смещения земной поверхности происходят при отработке трех смежных лав по варианту 1 и составляют 0,35 м (табл. 1).

Наименьшие смещения поверхности при отработке трех лав наблюдаются при подготовке выемочных полей спаренными штреками и с закладкой между ними выра-

ботанного пространства породой, величина которых составляет 0,3 м, что в 1,17 раза меньше, чем в варианте 1. В этом варианте и при отработке двух лав также смещения поверхности минимальны. В вариантах 3 и 4 смещения земной поверхности несколько больше, чем в варианте 2, но меньше, чем при существующей на шахте подготовке (вариант 1).

Табл. 1. Изменение величины напряжений и опускания поверхности при отработке выемочных полей

Вариант	Количество отработанных лав	Величина вертикальных напряжений		Величина опускания поверхности, м
		На контакте кровли с пластом / У литой полосы в выработанном пространстве, МПа	Растягивающих у поверхности, КПа	
1	1	34,6 /-		
	2	39,4/118	1,78	0,273
	3	45,2/196	2,00	0,35
2	1	24,0/-		
	2	28,5/57	1,05	0,26
	3	32,0/66	1,10	0,30
3	1	27,4/-		
	2	29,7/102	1,20	0,27
	3	34,0/125	1,34	0,31
4	1	28,3/-		
	2	31,4/98	1,46	0,27
	3	35,0/130	1,57	0,31

Величина растягивающих напряжений у поверхности и сжимающих на контакте кровли с пластом со стороны массива в варианте 2 также наименьшие и при отработке двух и трех лав. Это объясняется тем, что бутовые полосы между спаренными выработками являются опорами для пород кровли. В связи с этим зависающие консоли пород кровли имеют меньшие размеры, что снижает величину напряжений. Так, в первом варианте величина растягивающих напряжений при отработке двух лав составила 1,78 кПа, а при отработке трех лав увеличилась до 2,0 кПа. Во втором варианте величина растягивающих напряжений уменьшилась до 1,05 и 1,1 кПа, т.е. в 1,7 и 1,8 раза соответственно для условий отработки двух и трех лав.

В вариантах №3 и №4 также наблюдается уменьшение растягивающих напряжений по сравнению с вариантом №1, но они больше, чем в варианте №2 в 1,14–1,40 и 1,2–1,6 раза.

На контакте кровли с пластом у откаточного штрека величина вертикальных напряжений с увеличением количества отработанных выемочных полей с 1 до 3 во всех вариантах увеличивается в 1,3 раза. Однако наибольших значений напряжения достигают в варианте №1.

Наибольшие напряжения возникают у литой полосы в выработанном пространстве (у бывшего откаточного штрека 1-ой лавы, когда отработана 2-ая и 3-ья лавы). Так, в варианте №1 при отработке двух лав они равны 118 МПа, а при отработке трех лав — 196 МПа.

Наименьшие значения они имеют в варианте №2 соответственно 57 и 66 МПа (см. табл. 1). Это объясняется тем, что при полной закладке выработанного пространства между спаренными выработками бутовая полоса является опорой для поддержания пород кровли. При этом зависающие консоли имеют меньшие размеры, чем в варианте №1.

Из изложенного можно сделать следующие выводы.

1. Подземная разработка угольных пластов приводит к существенным геомеханическим преобразованиям горного массива и земной поверхности.
2. При наличии в горном массиве мощных и прочных породных слоев происходит поднятие земной поверхности впереди створа движущейся лавы.
3. С течением времени происходит обрушение зависших породных консолей, и поднявшаяся поверхность опускается до прежнего уровня. При этом происходит перемещение границы мульды сдвижения земной поверхности в направлении нетронутого массива на 50–137 м, соответственно, через 4–8 месяцев после подработки поверхности.
4. Снижение вредного влияния подземной разработки угольных пластов на геомеханические преобразования горного массива возможно при подготовке к отработке выемочных полей спаренными выработками с заполнением выработанного между ними пространства породой от проведения горных выработок.

Библиографический список

1. **Методические** указания по предотвращению вредного влияния горных работ на геологическую среду. — М.: ИГД им. А.А.Скочинского, 1984. — 143 с.
2. **Правила** охраны сооружений и природных объектов от вредного влияния подземных горных разработок на угольных месторождениях. — М.: Недра, 1981. — 288 с.
3. **Временный** технологический регламент по охране подготовительных выработок угольных шахт литыми полосами из твердеющих материалов. — Днепропетровск: РИА «Днепр-VAL», 2004. — 33 с.
4. **Черняк И.Л.** Повышение устойчивости подготовительных выработок. — М.: Недра, 1993. — 256 с.
5. **Скипочка С.И., Усаченко Б.М., Куклин В.Ю.** Элементы геомеханики углепородного массива при высоких скоростях подвигания лав. — Днепропетровск: ЧП «Лира ЛТД», 2006. — 248 с.
6. **Касьян М.М.** Геомеханічні основи управління зоною зруйнування порід навколо виробок для забезпечення їх стійкості на великих глибинах: Автореф. дис. ... д-ра техн.наук: 05.15.02 / ДонНТУ. — Донецьк, 2002. — 35 с.
7. **Фадеев А.Б.** Метод конечных элементов в геомеханике. — М.: Недра, 1987. — 224 с.

© Болбат В.А., Кольчик Е.И., Кольчик А.Е., Ревва В.Н., Сергиенко А.И., 2007

УДК 622.333:622.861

ПИЛЮГИН В.И., КОЧИН А.Е., МЕЛЯКОВ А.Д., МИРОШНИЧЕНКО И.А. (ДонНТУ)

РЕГИОНАЛЬНОЕ ПРОГНОЗИРОВАНИЕ МЕСТОРАСПОЛОЖЕНИЯ ОСОБО ВЫБРОСООПАСНЫХ УЧАСТКОВ ПРИ ОТРАБОТКЕ ОДИНОЧНЫХ ПОЛОГИХ ПЛАСТОВ

В статье показано, что основной причиной зональности выбросов и других газодинамических явлений является неравномерность распределения в нетронутом горном массиве по площади шахтопластов тектонического поля напряжений.

Ведение горных работ на пологих угольных пластах глубоких шахт Донбасса, как правило, осложняется их выбросоопасностью. Угроза газодинамических явлений (ГДЯ) существенно сдерживает темпы добычи и проведения подготовительных выработок, приводит к росту себестоимости угля и снижает конкурентоспособность отрасли в целом.

Важнейшим свойством газодинамических проявлений при отработке одиночных шахтопластов, склонных к внезапным выбросам угля и газа, является их зональность. Сущность зональности выбросов (ГДЯ) состоит в том, что их распространение по площади шахтных полей крайне неравномерно. Обычно эти проявления происходят на отдельных зонах, которые занимают по оценкам специалистов от 1 до 5% всех обрабатываемых участков [1,2]. В связи с этим в отраслевой инструкции [3] выделяют так называемые «особо выбросоопасные участки», т.е. области массива, в которых ГДЯ происходят значительно чаще. Такая специфическая «кучность» выбросов и наличие их только на определенных участках шахтопластов может быть использована для уточнения существующих методов регионального прогноза выбросоопасности по данным геологоразведки [2].

В 60-е годы академик А.А.Скочинский сформулировал необходимое и достаточное условие опасности возникновения ГДЯ [4]. Его суть состоит в том, что выбросы происходят только тогда, когда одновременно наблюдаются опасные значения горного давления, параметров физико-механических свойств горного массива и давления газа, содержащегося в нем. Практика отработки выбросоопасных угольных пластов убедительно доказала правомерность такого концептуального подхода. Он лег в основу многих применяющихся в настоящее время технологических решений, которые обеспечивают безопасное ведение горных работ [3]. Вместе с тем, применительно к проблеме регионального прогнозирования месторасположения особо выбросоопасных зон на одиночных угольных пластах, возможности этой концепции еще полностью не раскрыты. В связи с этим попытаемся еще раз проанализировать и уточнить влияние каждого из трех основных факторов на неравномерность распространения газодинамических проявлений по площади шахтных полей.

Уровень действующих в массиве напряжений.

Общеизвестно, что силовое поле нетронутого горного массива предопределяется суммарным действием двух силовых полей: гравитационного и тектонического. Гравитационное поле обусловлено весом налегающих на рассматриваемую точку (поверхность) горных пород. В связи с этим его уровень линейно возрастает с ростом глубины. Горизонтальные компоненты гравитационных напряжений зависят также от механических и деформационных свойств пород. С увеличением пластичности массива горизонтальные напряжения по величине приближаются к вертикальным.

По своей природе гравитационное поле является статическим и равномерно распределенным по площади шахтных полей. Оно не имеет существенных аномалий. С ростом глубины компоненты гравитационного поля, как правило, выравниваются между собой [5], что снижает величины действующих в массиве касательных напряжений. Вследствие этого оно не может быть причиной зональности выбросов и других ГДЯ.

Такой вывод хорошо иллюстрируется гистограммой распределения количества ГДЯ по глубине разработки одиночного пологого пласта m_3 шахты им. В.М.Бажанова ГП «Макеевуголь» (рис. 1). Из нее видно, что выбросы при ведении горных работ происходили крайне неравномерно. Так 14 выбросов были отмечены у верхней технической границы на востоке шахтного поля на глубине 750÷800 м. Это были «групповые» ГДЯ. Затем в интервале глубин 800÷950 м несмотря на интенсивную выемку запасов (годовая добыча шахты 1,5 млн. т в год) выбросов не было вообще. После этого они снова начали происходить в интервале 950÷1050 м. На этой глубине произошло 13 выбросов. Из них 10 были «групповыми». Они имели место при проведении пластовых подготовительных выработок у западной границы шахтного поля. Три ГДЯ были одиночными. В интервале глубин 1050÷1100 м ГДЯ не были отмечены. На глубине 1100÷1200 м произошло 2 одиночных ГДЯ.

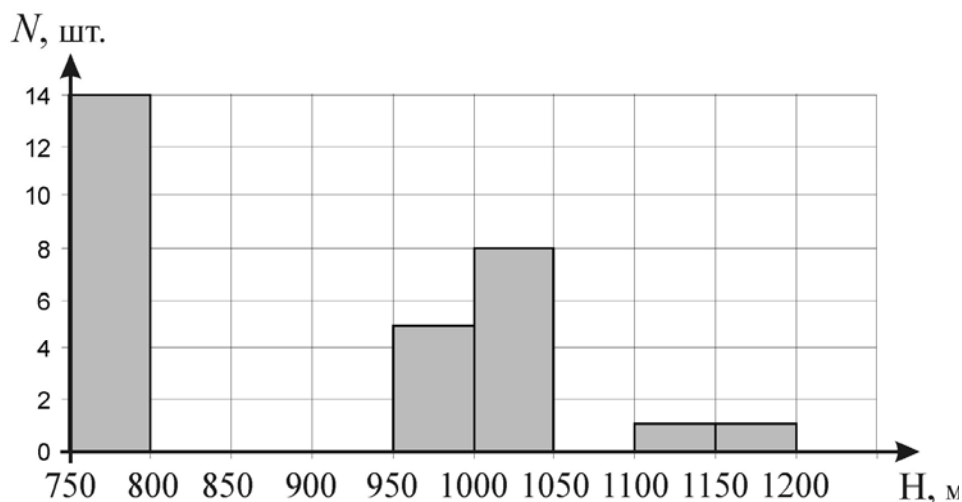


Рис. 1. Распределение количества ГДЯ в зависимости от изменения глубины

Таким образом, анализ опыта ведения горных работ показывает отсутствие какой-либо выраженной связи количества ГДЯ с глубиной ведения горных работ. Это доказывает тот факт, что гравитационное поле не может быть причиной зональности выбросов.

Тектоническое поле напряжений угленосного массива является намного более сложным и малоизученным в настоящее время. Его образование исторически предопределялось многообразием протекавших специфических и длительных неравномерных движений земной коры после периода осадконакопления. В Донбассе в результате этих движений сформировались системы региональных разрывных нарушений (крупных и средних). Между ними образовались складки, перегибы, флексуры и другие пикативные изменения условий залегания пластов и вмещающей толщи. Форма поверхности разрабатываемого пласта представляет собой конечный результат действия на массив тектонических сил. Это своего рода реальное поле его природных деформаций, которые являются следствием возникновения и изменения тектонических напряжений. А так как по следствию можно судить о причине, то рельеф залегания является весьма информативным источником данных о распределении в нетронутом массиве природного силового поля. Поверхность залегания пласта и вмещающих пород характеризует степень геотектонического формоизменения массива, мерой которого служит градиент главных кривизн поверхности в рассматриваемой точке [6]

$$K_0 = \sqrt{K_1^2 + K_2^2},$$

где K_1 и K_2 — главные кривизны поверхности угольного пласта в точке.

Критерий формоизменения K_0 является скалярной величиной, численно равной геометрической сумме главных кривизн поверхности залегания пласта и вмещающих пород в рассматриваемой точке. В этом заключается его геометрический смысл. С другой стороны, так как кривизны K_1 и K_2 при малых поперечных деформациях численно равны соответствующим главным деформациям изгиба, то он отражает суммарную величину изгиба массива в рассматриваемой зоне. В этом состоит его физический смысл. Таким образом, карта изменения K_0 по площади шахтного поля характеризует распределение суммарных изгибающих напряжений, действующих в нетронутом горном массиве. Следовательно, по ней в первом приближении можно оценивать интенсивность тектонического силового поля.

На рис. 2 показана карта шахтного поля пласта m_3 и распределение в его пределах величины критерия формоизменения K_0 . Черными точками на схеме отмечены зоны выбросов и других газодинамических явлений, произошедших при ведении горных работ. Их анализ показывает, что из 29 ГДЯ 24 (83%) были «групповыми», т.е. произошли в особо выбросоопасных зонах. 14 выбросов сосредоточены на востоке у верхней технической границы шахтного поля (зона Ново-Чайкинского надвига). 10 выбросов произошли у западной границы в районе Безыменного надвига. Все групповые ГДЯ имели место при проведении пластовых подготовительных выработок.

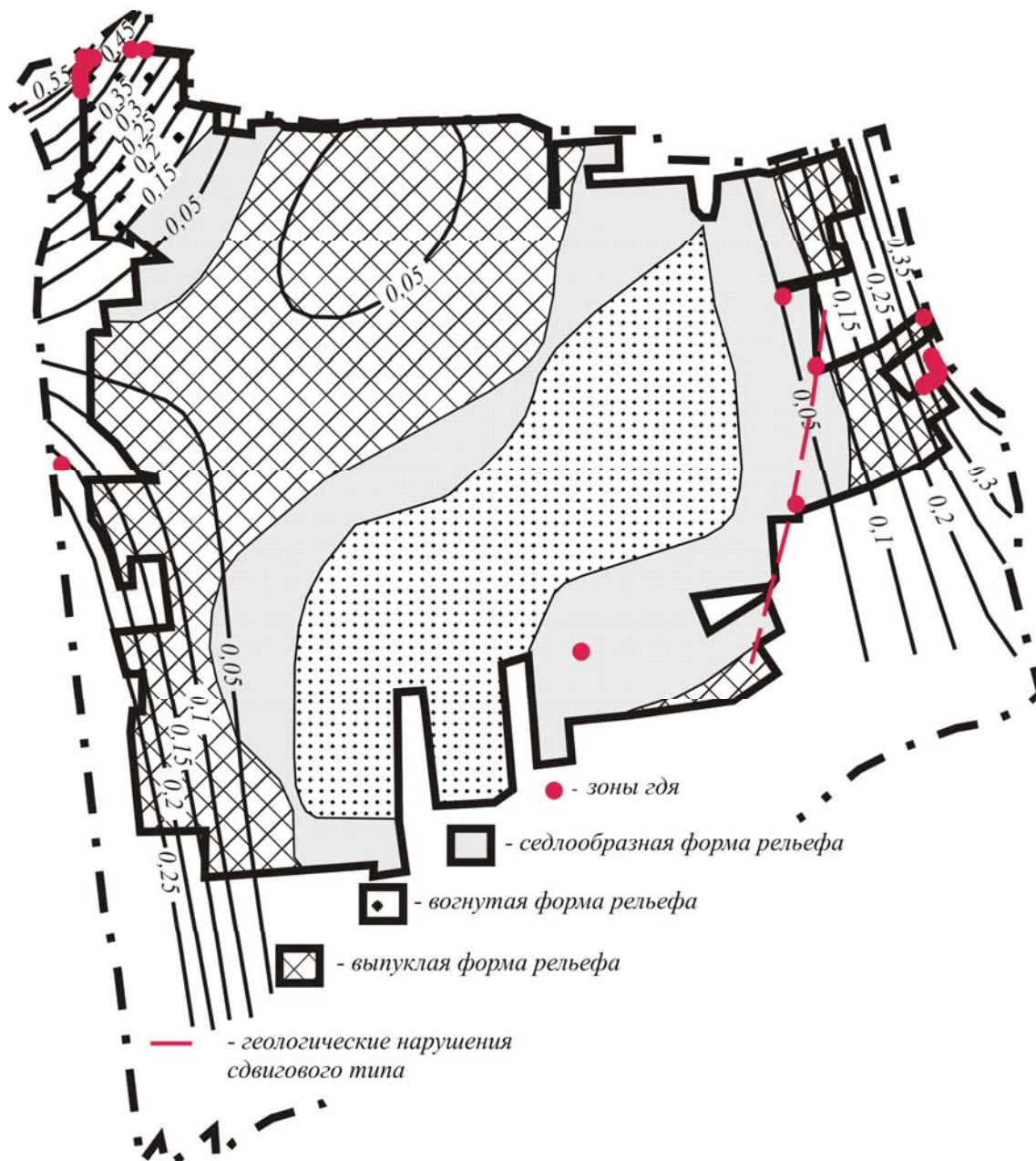


Рис. 2. Схема шахтного поля по пласту m_3 шахты им. В.М.Бажанова, совмещенная с картой критерия геотектонического формоизменения K_0 и расположением зон газодинамических проявлений (цифры обозначают значение критерия K_0)

Обе особо выбросоопасные зоны характеризовались аномально высокой степенью геотектонического формоизменения пласта и вмещающих пород. Значения критерия K_0 в опасной области вблизи Ново-Чайкинского надвига превышало $0,25 \text{ км}^{-1}$ при среднем

значении по всей площади поля $0,05 \text{ км}^{-1}$. Форма особо выбросоопасной зоны вогнутая. Вторая группа выбросов на западе шахтного поля имела место при $K_0 \geq 0,4 \text{ км}^{-1}$. При этом залегание пласта было выпуклым. В складчатой выпуклой зоне с высоким градиентом кривизны $K_0 = 0,2 \text{ км}^{-1}$ в подготовительном забое произошел также и одиночный выброс. Он расположен на востоке шахтопласта. Дальнейшее проведение выработки сопровождалось аномально высоким метановыделением и газодинамической активностью, что говорило о наличии в ее окрестности особо выбросоопасной зоны. В связи с этим вскоре ее проходка была прекращена.

Приведенные факты убедительно доказывают прямую связь месторасположения особо выбросоопасных зон с аномалиями тектонического поля напряжений, которые наблюдаются в областях изменений залегания обрабатываемых шахтопластов.

Физико-механические свойства углей и вмещающих пород

Применительно к проблеме выбросоопасности под физико-механическими свойствами углей и вмещающих пород обычно понимают их прочностные показатели и нарушенность. В работе [6] приведены наиболее полные фактические данные по этим вопросам. Их анализ показывает следующее:

- прочность углей выбросоопасных марок примерно в 3 раза ниже, чем прочность невыбросоопасных;
- прочность вмещающих выбросоопасные пласты пород практически не отличается от тех же пород, в которых залегают невыбросоопасные пласты;
- практически все выбросоопасные пласты включают угольные пачки 4-ой и 5-ой степени нарушенности, прочность которых примерно в 4–8 раз меньше предела прочности ненарушенных пачек;
- общим признаком выбросоопасных пластов является их существенная тектоническая нарушенность, высокая изменчивость структуры и неоднородность строения.

Таким образом, общим фоном для проявления выбросов являются низкие прочностные свойства и высокая нарушенность углей.

Что касается зональности выбросов, то, по мнению И.В.Боброва [2], в условиях пологого падения она пространственно увязана с тектоническими нарушениями различного характера и масштаба. Аналогичная точка зрения применительно к одиночным пологим угольным пластам изложена в п. 4.2.3 отраслевых «Правил...» [3]. В ней отмечается, что существуют «...особо выбросоопасные угольные пласты или участки, которые характеризуются повышенной частотой и интенсивностью выбросов: в зонах тектонических нарушений, активных по выбросам...». Таким образом, в настоящее время преобладает точка зрения, что на одиночных пластах пологого падения зональность выбросов обусловлена наличием разрывных нарушений. В свете этого еще раз проанализируем месторасположение «групповых» ГДЯ на пласте m_3 .

Из 29 имевших место при ведении горных работ ГДЯ 8 (28%) произошли при вскрытии подготовительными забоями малоамплитудных нарушений. Из 24 «групповых» (зональных) выбросов таких проявлений было 6, т.е. 25% от общего числа. Таким образом, доля ГДЯ, которые произошли на разрывных нарушениях в особо выбросоопасных зонах в их общей массе, существенно ниже, чем доля таких же выбросов за пределами этих зон (2 из 5, т.е. 40%). С другой стороны, в зонах аномального действия тектонических напряжений, т.е. в областях «неспокойного» залегания пласта, все нарушения были опасными. Этого нельзя сказать о плоских участках шахтопласта, где из 87 вскрытий разрывов только 2 привели к выбросам. Таким образом, опыт ведения горных работ на данном шахтопласте показывает, что наличие дизъюнктивных нарушений не является основной причиной выбросов и других ГДЯ. При этом влияние данного фактора существенно усиливается в зонах аномального действия в массиве тектонического поля напряжений. Этот вывод очень важен с точки зрения определения месторас-

положения особо выбросоопасных зон в пределах площади обрабатываемых шахтопластов.

Представленная на рис. 2 карта распределения критерия тектонического формоизменения массива K_0 позволила решить еще одну важную с точки зрения объяснения зональности ГДЯ задачу — выявить наличие зональности распространения по площади шахтных полей малоамплитудных разрывных нарушений. Для этого все они наносились на карту K_0 в соответствующем масштабе, были подсчитаны площади участков, характеризующихся одинаковым уровнем критерия K_0 , и определены значения показателя интенсивности тектонической дизъюнктивной нарушенности, равного отношению числа разрывов к площади. Гистограмма распределения этого показателя представлена на рис. 3.

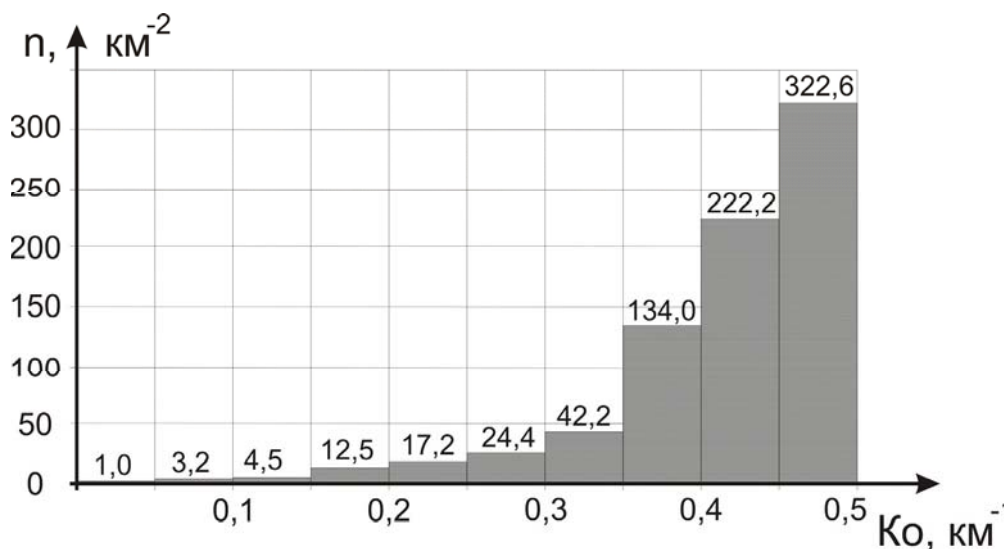


Рис. 3. Гистограмма распределения интенсивности разрывной нарушенности пласта по площади отработанных участков шахтного поля от критерия формоизменения K_0

Анализ приведенной гистограммы показывает, что разрывная нарушенность массива распределена по площади шахтного поля довольно неравномерно. Так, на плоских участках пласта кривизной $K_0 \leq 0,05 \text{ км}^{-1}$ частота встречи дизъюнктивных нарушений горными выработками в среднем составляла 1 раз на 1 км^2 . С ростом степени геотектонического формоизменения массива плотность нарушений нелинейно возрастала, достигнув в интервале $K_0 = 0,15 - 0,20 \text{ км}^{-1}$ 12,5 штук на км^2 , а на более сложных участках ($K_0 = 0,45 - 0,50 \text{ км}^{-1}$) — 322,6 нарушений на единицу площади. Таким образом, разрывная нарушенность горного массива также характеризуется зональностью распределения по площади шахтопластов. При этом месторасположение наиболее дислоцированных дизъюнктивами участков совпадает с зонами аномального действия тектонического поля напряжений.

Выполненный анализ показал, что наличие разрывного нарушения не является обязательным условием возникновения групповых ГДЯ. Было установлено, что тектоническая дизъюнктивная нарушенность также как и особо выбросоопасные зоны концентрируется в областях интенсивного геотектонического формоизменения пласта и вмещающих пород. Следовательно, из двух уже рассмотренных факторов, предопределяющих зональность ГДЯ, доминирующим является уровень действующих в массиве тектонических напряжений. Нарушенность угля и пород существенно увеличивает ве-

роятность выбросов, но она также является следствием аномалий природного силового поля нетронутого горного массива.

Влияние газа, содержащегося в горном массиве

Вопрос о роли газа в механизме развязывания и протекания газодинамических проявлений является в настоящее время наиболее сложным и дискуссионным в теории выбросов. Большая часть исследователей считает, что эта роль в основном сводится к транспортированию частиц разрушенного угля из полости выброса в условиях перепада давления от пластового в массиве до атмосферного в выработке. Вторая точка зрения состоит в том, что наличие в угле газа предопределяет его физико-механические свойства. Таким образом, эти 2 фактора необходимо учитывать только как единое целое [8]. Третья концепция еще больше усиливает роль газа в механизме выбросов, считая его одной из основных причин лавинообразного разрушения угля [9]. Такое расхождение мнений в настоящее время не позволяет оценить влияние газового фактора на зональность выбросов.

Неоднозначность оценок ведущих специалистов роли метана в механизме ГДЯ объективно обусловлена большой изменчивостью параметров состояния газа в выбросоопасном массиве и сложностью их измерений на практике. Общеизвестно, что при ведении горных работ на регулярной основе выполняются только текущие замеры начальной скорости газовыделения из шпуров, пробуренных по углю в подготовительных забоях. По их результатам невозможно определить локальные значения таких параметров как: природная газоносность, остаточная газоносность, давление метана в пласте и т.д. Измерения должны ответить на вопрос о наличии в данной точке массива безопасной (опасной) зоны. На основе полученных результатов делается вывод о необходимости применения противовыбросных мероприятий в забое горной выработки.

В случае, если газодинамическое явление произошло, то обычно производится оценка массы выброшенного из массива угля и объемов выделившегося в выработки метана. Эти два показателя (массовый и объемный) являются важнейшими при оценке мощности выброса и тяжести его последствий. Если разделить объем газа на массу выброшенного угля, то получится некая относительная величина, измеряемая в $\text{м}^3/\text{т}$, которая отражает насыщенность выбросоопасного пласта метаном в опасной зоне до выброса. Косвенно ее значение также будет показывать уровень пластового давления газа в выбросоопасном массиве в непосредственной близости от забоя.

На рис. 4. Представлена гистограмма изменения относительного метановыделения из выброшенного в результате ГДЯ угля от критерия геотектонического формоизменения массива, построенная по замерам участков ВТБ шахты. На ней отражены для каждого интервала K_0 три значения: максимальное, средневзвешенное, минимальное. Если в интервал попадает одно ГДЯ, то эти величины равны между собой. Вертикальной пунктирной линией все выбросы разделены на «групповые» и одиночные.

Анализ гистограммы показывает, что относительное метановыделение из выброшенного угля в условиях данного шахтопласта изменяется в очень широких пределах: от $7,5 \text{ м}^3/\text{т}$ до $150 \text{ м}^3/\text{т}$. Ее средневзвешенное значение для одиночных ГДЯ составило $31,3 \text{ м}^3/\text{т}$, а для «групповых» — $50,6 \text{ м}^3/\text{т}$. В пределах каждого интервала градиента кривизны также наблюдались довольно существенные колебания относительной метанообильности: от $27,7 \text{ м}^3/\text{т}$ до $150 \text{ м}^3/\text{т}$ при $K_0=0,40-0,45 \text{ км}^{-1}$, от $25 \text{ м}^3/\text{т}$ до $60 \text{ м}^3/\text{т}$ при $K_0=0,05-0,10 \text{ км}^{-1}$ и от $24 \text{ м}^3/\text{т}$ до $98,2 \text{ м}^3/\text{т}$ при $K_0=0,45-0,50 \text{ км}^{-1}$. При этом в большинстве случаев (25 из 29) относительное метановыделение превышало природную газоносность пласта.

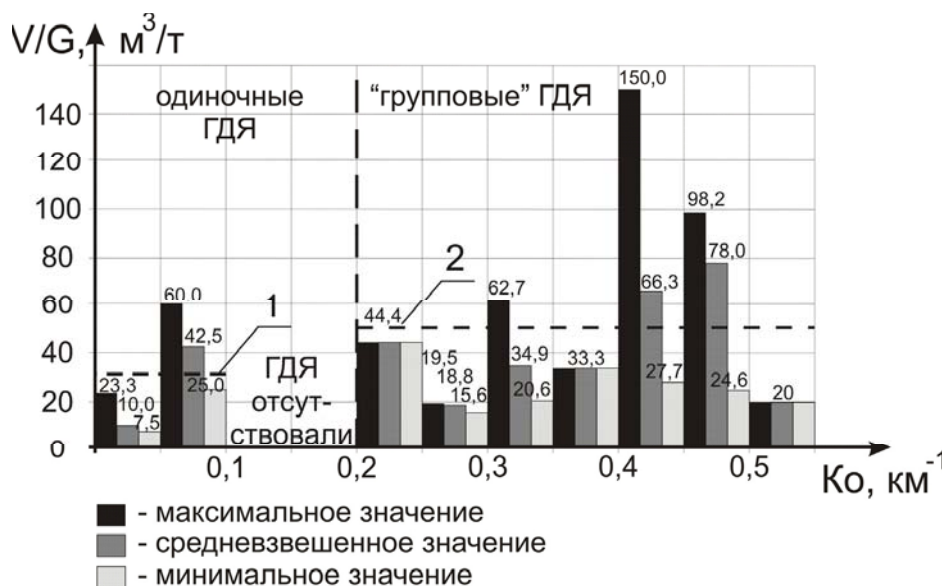


Рис. 4. Гистограмма изменения относительного метановыделения из выброшенного в результате ГДЯ угля для условий пласта m_3 шахты им. В.М.Бажанова: 1 — средневзвешенное значение для одиночных ГДЯ; 2 — то же, для «групповых» ГДЯ

Анализ значений относительного метановыделения из выброшенного угля не показал наличия прямой связи между количеством газа, участвующего в выбросе, и нарушенностью массива. Так, из 8 ГДЯ, произошедших при вскрытии разрывных малоамплитудных нарушений, только 4 имели относительное метановыделение, которое превышало средние для своих интервалов значения. При этом самыми «газовыми» были выбросы, имевшие место в пликативных нарушениях с высокими значениями критерия геотектонического формоизменения: $150 \text{ м}^3/\text{т}$ при $K_0=0,47 \text{ км}^{-1}$ и $98,2 \text{ м}^3/\text{т}$ при $K_0=0,44 \text{ км}^{-1}$. К этому необходимо добавить, что самым «негазовым» был выброс при вскрытии сдвига амплитудой 1,2 м. Его относительная метанообильность составила всего $7,5 \text{ м}^3/\text{т}$. Заслуживает также особого внимания выброс при максимальном для данного шахтопласта значении градиента кривизны $K_0=0,51 \text{ км}^{-1}$, метанообильность которого составила всего $20 \text{ м}^3/\text{т}$.

Ввиду довольно большой противоречивости, приведенные факты не добавляют ясности в вопрос о роли газового фактора в механизме выбросов. В целом они только подтверждают уже известный факт, что ГДЯ могут происходить только в условиях высокой природной газоносности угля. На основе анализа последствий выбросов можно утверждать, что с точки зрения влияния газового фактора одиночные и «групповые» ГДЯ принципиально ничем не отличаются. Высокая насыщенность метаном выбросоопасного массива, безусловно, увеличивает вероятность возникновения ГДЯ и опасность его последствий, но сама по себе она не является достаточным условием возникновения «групповых» выбросов и не может служить критерием отнесения участка шахтопласта к категории «особо выбросоопасный».

Полученные результаты доказывают превалирующее влияние фактора природного напряженного состояния массива на зональность ГДЯ. Это влияние выражается в том, что особо выбросоопасные зоны приурочены к областям аномального действия тектонических напряжений, «индикатором» которых является высокий уровень градиента главных кривизн залегания пласта и вмещающих пород. Природные аномалии силового поля, действующие в горном массиве длительное время, приводят также к возникновению в нем высокой пликативной и дизъюнктивной тектонической нарушенности, характерной для особо опасных по ГДЯ участков шахтопластов.

Вывод о доминирующем влиянии напряженного состояния массива на зональность его выбросоопасности хорошо согласуется с результатами ранее выполненных разными учеными и научными организациями исследованиями. Перечислим основные и наиболее весомые из них.

1. В 60-е годы А.Я.Бовсуновской для шахт крутого падения была установлена взаимосвязь вторичной складчатости массива и месторасположения опасных по выбросам зон [10]. Складки представляют собой области с высоким уровнем геотектонического формоизменения пород и являются природными аномалиями напряженного состояния массива.

2. Многочисленными исследованиями и практикой ведения горных работ на глубоких шахтах доказано, что наиболее эффективным региональным способом снижения, а часто и полного устранения выбросоопасности, является отработка защитных (смежных) пластов [3]. Результат достигается в первую очередь за счет снижения действующих в массиве гравитационных напряжений и устранения тектонических аномалий. Это происходит на фоне увеличения общей нарушенности пласта и незначительной его дегазации, т.е. в условиях довольно несущественного изменения двух других основных факторов, определяющих выбросоопасность (особенно при надработке).

3. Установлено и подтверждено практикой ведения горных работ существенное увеличение вероятности возникновения ГДЯ в техногенных зонах повышенного горного давления (ПГД), сформированных оставленными на смежных пластах угольными целиками [3]. В этих зонах наблюдается существенный рост уровня действующих напряжений. Нарушенность и другие деформационные свойства газонасыщенного горного массива при этом изменяются незначительно. Причем эти изменения являются следствием увеличения напряжений.

На основании выполненных исследований разработан и запатентован принципиально новый способ прогнозирования месторасположения особо выбросоопасных зон [11]. Его суть состоит в том, что по данным маркшейдерских замеров в горных выработках производится эксплуатационная геометризация разрабатываемого шахтопласта, строится карта критерия геотектонического формоизменения критерия K_0 по площади шахтного поля, на нее наносятся все точки газодинамических проявлений, имевших место при ведении горных работ. Затем на основании опыта отработки определяются опасные значения градиента главных кривизн залегания пласта и вмещающих пород на ранее отработанных участках и по их значениям оконтуриваются границы особо выбросоопасных зон.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Выполненные исследования позволяют сделать однозначный вывод о том, что зональность выбросов и других газодинамических проявлений при отработке одиночных пологих угольных пластов обусловлена неравномерностью распределения в массиве по площади шахтопластов тектонического поля напряжений и связанных с его действием аномалий прочностных свойств горных пород. Региональное прогнозирование особо выбросоопасных участков, т.е. зон «групповых» газодинамических проявлений на стадии проектирования горных работ действующих шахт может быть основано на эксплуатационной геометризации залегания угольных пластов и вмещающих пород. Критерием отнесения зоны к категории особо выбросоопасных является градиент главных кривизн залегания пласта в точке, отражающий степень геотектонического формоизменения выбросоопасного массива. Опасные значения критерия определяются для конкретных условий на основании анализа параметров залегания пласта и практического опыта его отработки.

Библиографический список

1. **Забигайло В.Е., Николин В.И.** Влияние катагенеза горных пород и метаморфизма углей на их выбросоопасность. — К.: Наукова думка, 1990. — 168 с.
2. **Бобров И.В., Кричевский Р.М.** Борьба с внезапными выбросами угля и газа. — К.: Техніка, 1964. — 328 с.
3. **Правила** ведения горных работ на пластах, склонных к газодинамическим явлениям. — К.: Минуглепром Украины, 2005. — 324 с.
4. **Скочинский А.А.** Современные представления о природе внезапных выбросов // Уголь, 1953. — №7. — С. 34–40.
5. **Виттке В.** Механика скальных пород: Пер. с нем. — М.: Недра, 1990. — 439 с.
6. **Прогнозирование** геомеханических условий отработки пологих угольных пластов / Под общ. ред. В.И.Пилюгина. — Донецк: ДонНТУ, 2004. — 145 с.
7. **Петросян А.Э., Иванов Б.М.** Причины возникновения внезапных выбросов угля и газа / В кн. «Основы теории внезапных выбросов угля, породы и газа». — М.: Недра, 1978. — С. 3–61.
8. **Николин В.И.** Представления (гипотеза) о природе и механизме выбросов угля, породы и газа / В кн. «Основы теории внезапных выбросов угля, породы и газа». — М.: Недра, 1978. — С. 122–140.
9. **Христианович С.А.** О волне дробления. — Изв. АН СССР, ОТН, 1953. — №12. — С. 1689–1699.
10. **Бовсуновская А.Я.** Связь внезапных выбросов угля и газа со вторичной складчатостью на крыльях Главной антиклинали // Уголь Украины. — К., 1968. — № 11. — С. 35–37.
11. **Деклараційний** патент № 11419, МПК⁷ E 21 F 5/00. Спосіб прогнозування викиднебезпечності вугільних пластів / В.І.Пілюгін, М.П.Зборщик (Україна), О.П.Сін, В.Л.Радіоновський, (Росія), О.І.Іванов (Україна) № і 200506747; Заяв. 11.07.05; Опубл. 15.12.05, Бюл. № 12. — 7 с.

© *Пілюгін В.І., Кочин А.Е., Меляков А.Д., Мирошніченко І.А., 2007*

УДК 622.232.72

БОЙКО Н.Г., БОЙКО Е.Н., МЕЛЬНИКОВ В.А. (ДонНТУ)

РЕЖУЩИЙ ИНСТРУМЕНТ С ВРАЩАЮЩЕЙСЯ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТЬЮ ДЛЯ ОЧИСТНЫХ КОМБАЙНОВ

Рассмотрен вопрос формирования сил на гранях режущего инструмента с вращающейся режущей частью применительно к исполнительным органам очистных комбайнов.

Известно, что режущий инструмент, которым оснащаются исполнительные органы очистных комбайнов, работает в сложных условиях. Серийно изготавливаемый режущий инструмент — резцы типа ЗР4-80, РКС-2 и РГ-501 — требуют практически ежесуточной замены, что занимает примерно 25% времени от продолжительности смены [1]. Кроме того, серийно выпускаемые резцы оказались недостаточно прочными для возросшей мощности двигателей комбайнов и подвержены частым поломкам. Оставшиеся в резцедержателях хвостовики резцов весьма трудно извлечь. Поэтому на замену режущего инструмента тратится время, значительно большее установленной нормы, что ведет к увеличению времени простоя комбайна, обусловленных техническими причинами, и к снижению его технической производительности. Также следует отметить, что разрушение угольного массива исполнительными органами современных узкозахватных комбайнов сопровождается высокими удельными энергозатратами, перемалыванием угля и большим пылевыделением [2].

Следует отметить также, что режущий инструмент не использует одно из важных с точки зрения механического разрушения свойств горных пород, сопротивление

разрушению породы (и угля) путем растяжения (сдвига) в 10–15 раз ниже сопротивления разрушению путем сжатия. Поэтому одним из решений поставленной задачи может стать применение режущего инструмента, который обладал бы высокой износостойкостью, прочностью и мог производить скалывание угля крупными элементами. Такими свойствами обладает режущий инструмент с вращающейся режущей частью, который при разрушении массива угля создает в последнем комбинированное напряженное состояние, в котором преобладают напряжения сдвига и растяжения [3].

Рассмотрим процесс разрушения массива указанным режущим инструментом. Во время работы режущий инструмент катится по забою и своей передней режущей частью по дуге внедряется в уголь на некоторую глубину h . На режущую часть действует реакция массива, распределенная по параболической кривой [4]. Равнодействующая распределенных сил P (рис. 1) расположена под углом ψ к оси oy и может быть разложена на три составляющие: Z — усилие перекатывания, Y — усилие подачи и X — боковое усилие:

$$Z = P \sin \psi \cos \beta; Y = P \cos \psi \cos \alpha; X = Y \operatorname{tg} \alpha.$$

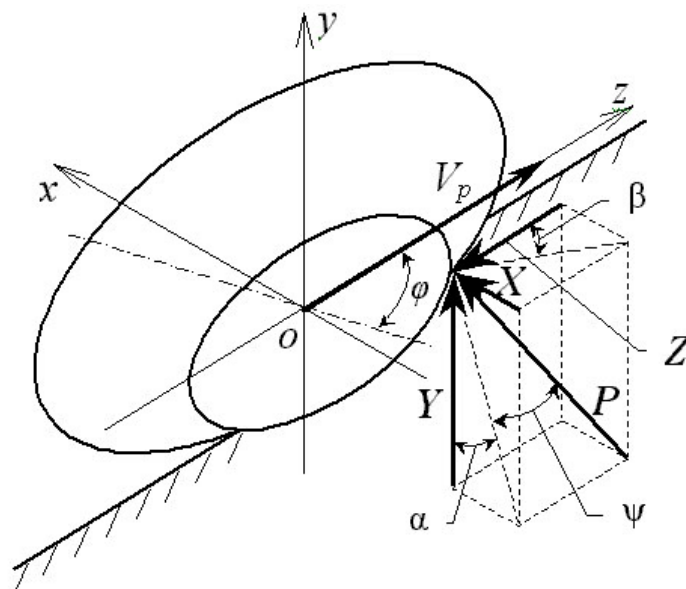


Рис. 1. Схема усилий, формирующихся на режущем инструменте с вращающейся режущей кромкой при разрушении пласта

Усилия, формирующиеся на гранях режущего инструмента при разрушении массива, крайне неравномерны, что обусловлено типичным для резания всех хрупких материалов скольным характером разрушения. Процесс разрушения массива режущим инструментом имеет циклический характер и представляет собой последовательность сколов элементов массива. В каждом цикле скалывания можно выделить три этапа [5]:

1. Постепенное нарастание усилий при внедрении режущего инструмента в массив, сопровождающееся дроблением материала массива и скалыванием небольших его элементов.

2. Скалывание элемента массива значительных размеров, сопровождающееся резким снижением усилия на режущем инструменте.

3. Временный выход инструмента из контакта с массивом в результате образования лунки выкола.

Такой характер разрушения подтверждается выполненными специальными тензометрическими исследованиями разрушения хрупкого материала (углецементного блока) и формирования усилий на режущем инструменте с вращающейся режущей ча-

стью, (рис. 2). Исследование проводилось в лабораторных условиях на специальном стенде.

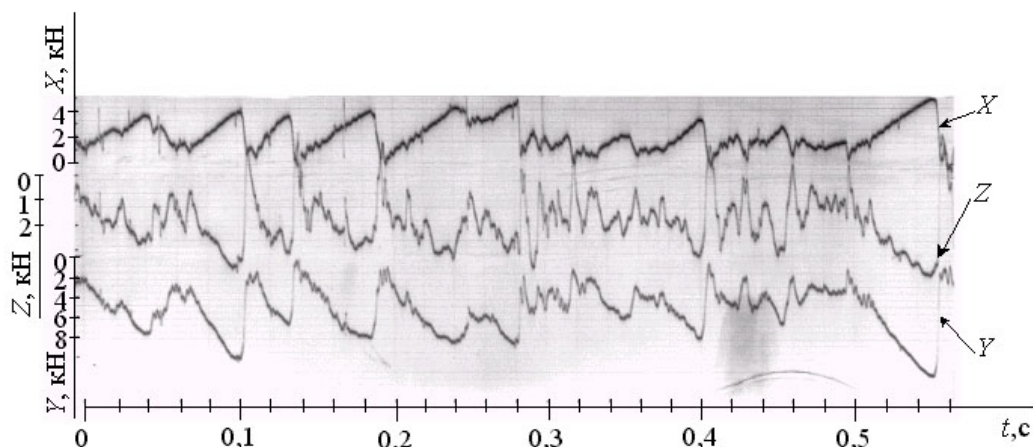


Рис. 2. Фрагмент осциллограммы усилий на гранях режущего инструмента с вращающейся режущей частью при разрушении углицементного блока

Стенд для исследования процесса разрушения углицементного блока резцом с вращающейся режущей частью создан на базе продольно-строгального станка 7Е35 (рис. 3, а). Стенд состоит из следующих элементов (рис. 3, б): станка СТ, на суппорте 1 которого установлен тензометрический динамометр ТД со сменным режущим инструментом Ш; на столе 5 станка закреплен углицементный блок УЦБ.

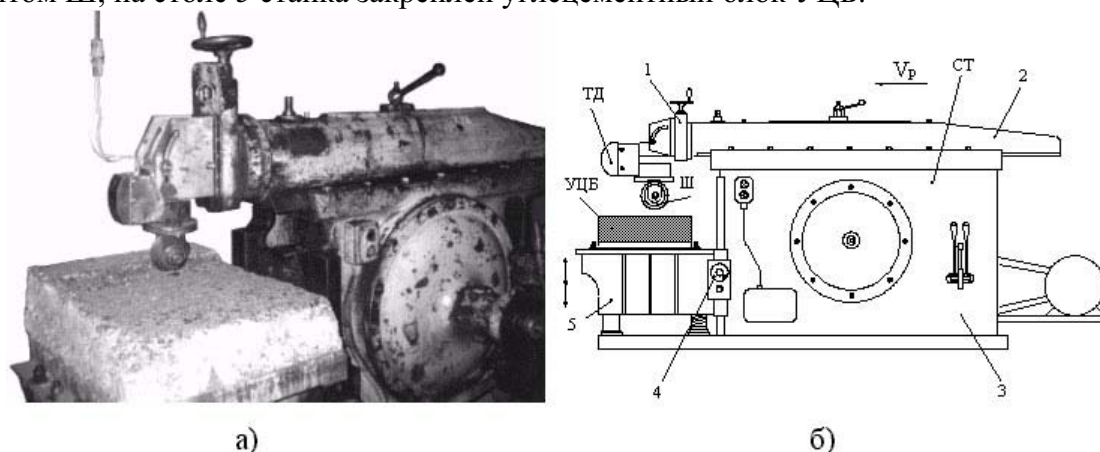


Рис. 3. Вид (а) и схема (б) стенда для исследования процесса резания материала режущим инструментом с вращающейся режущей частью: СТ — станок; Ш — режущий инструмент; ТД — тензометрический динамометр; УЦБ — углицементный блок; 1 — суппорт; 2 — ползун; 3 — корпус станка; 4 — рукоятки вертикального и горизонтального перемещения стола; 5 — стол

Принцип работы стенда следующий. Ползун 2 с установленным на нем суппортом 1 приводится в возвратно-поступательное движение кривошипно-шатунным механизмом, находящимся внутри корпуса 3 станка. Для установки необходимой толщины и ширины срезаемой стружки стол 5 с установленным на нем углицементным блоком может перемещаться в вертикальной и горизонтальной плоскостях при помощи рукояток 4.

Трехкомпонентный тензометрический динамометр разработан специально для измерения усилий резания при стендовых испытаниях режущего инструмента. Динамометр предназначен для измерения усилий величиной до 20 кН. Он представляет собой П-образную раму, образованную двумя упругими измерительными плечами и со-

единяющей их жесткой перемычкой. Конец одного измерительного плеча жестко крепится к суппорту станка, в конце другого плеча предусмотрено гнездо для установки резцов. На поверхности измерительных плеч наклеиваются три пары пленочных тензорезисторов, подключенные к усилителю по полумостовой схеме. Дифференциальная схема измерения нагрузки обеспечивает измерение величины усилий независимо от точки их приложения с погрешностью, не превышающей 5%.

Измерительная схема, используемая при проведении экспериментальных исследований режущего инструмента с вращающейся режущей частью, обеспечивает одновременное измерение и фиксацию трех величин, представляющих собой проекции на взаимно перпендикулярные оси координат суммарного вектора сил, действующих на режущий инструмент. Снятые с тензодатчиков сигналы по экранированному кабелю поступают в восьмиканальный усилитель 8АНЧ-7М, где происходит их усиление до уровня, необходимого для записи. Усиленные сигналы поступают на гальванометры светолучевого осциллографа Н117 и записываются на светочувствительную ленту.

Режущий инструмент с вращающейся режущей частью представляет собой диск с клиновидным профилем. Поскольку такой режущий инструмент промышленностью не выпускается, разработаны и изготовлены полноразмерные модели с различными геометрическими параметрами: наружный диаметр режущего инструмента изменяется от 80 до 130 мм, а угол заострения от 30 до 70°.

Характер разрушения массива режущим инструментом с вращающейся режущей частью дает возможность применить для представления мгновенных значений усилий кусочно-линейную модель, (рис. 4) [2]. Согласно этой модели, мгновенные значения усилий резания на каждом из трех описанных выше этапов цикла скалывания представляются в виде линейной функции пути, пройденного режущим инструментом.

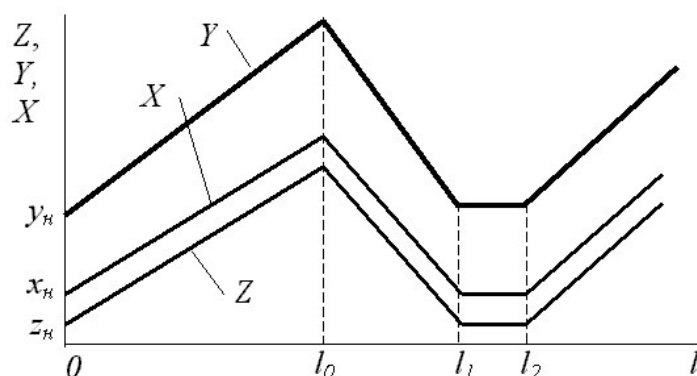


Рис. 4. Линеаризованное представление мгновенных усилий, формирующихся на гранях режущего инструмента

Пренебрегая малыми сколами, мгновенные значения усилий, формирующиеся на режущем инструменте с вращающейся режущей частью, представим в виде:

— усилие перекатывания:

$$Z = \begin{cases} z_n + k_z A_p h t l, & 0 \leq l \leq l_0; \\ z_n + k_z A_p h t l_0 [1 - (l - l_0)/(l_1 - l_0)], & l_0 < l \leq l_1; \\ z_k, & l_1 < l \leq l_2. \end{cases}$$

— усилие подачи:

$$Y = \begin{cases} y_H + k_y h l A_p, & 0 \leq l \leq l_0; \\ y_H + k_y h l_0 [1 - (l - l_0)/(l_1 - l_0)] A_p, & l_0 < l \leq l_1; \\ y_K, & l_1 < l \leq l_2. \end{cases}$$

— боковое усилие:

$$X = \begin{cases} x_H + k_x A_p h t l, & 0 \leq l \leq l_0; \\ x_H + k_x A_p h t l_0 [1 - (l - l_0)/(l_1 - l_0)], & l_0 < l \leq l_1; \\ x_K, & l_1 < l \leq l_2, \end{cases}$$

где z_H, y_H, x_H — начальные усилия; k_z, k_y, k_x, k_α — математическое ожидание коэффициентов, учитывающих влияние хрупко-пластических свойств пласта и геометрических параметров режущего инструмента на величину усилий разрушения пласта инструментом; A_p — сопротивляемость угля резанию в зоне, разрушаемой режущим инструментом; h — толщина среза инструмента; t — ширина среза инструмента; l, l_0, l_1, l_2 — соответственно, текущее значение пройденного пути режущим инструментом с вращающейся режущей частью и значения длины скола массива, при которых меняется характер усилий; z_K, y_K, x_K — конечные усилия.

Величину начального (конечного) усилия на режущем инструменте представим в виде:

$$z_H = f y_H = z_K; \quad y_H = k_s A_p = y_K; \quad x_H = k_x A_p = x_K,$$

где f — коэффициент сопротивления угля резанию; k_s, k_x — математическое ожидание величины, учитывающей объемность напряженного состояния разрушаемого массива, площадь контакта режущего инструмента с массивом и другие факторы.

Для дальнейшего анализа удобно усилия представить в виде:

$$Z = \begin{cases} z_H + z_1, & 0 \leq l \leq l_0; \\ z_H + z_2 + z_3, & l_0 < l \leq l_1; \\ z_K, & l_1 < l \leq l_2. \end{cases}$$

$$Y = \begin{cases} y_H + y_1, & 0 \leq l \leq l_0; \\ y_H + y_2 + y_3, & l_0 < l \leq l_1; \\ y_K, & l_1 < l \leq l_2. \end{cases}$$

$$X = \begin{cases} x_H + x_1, & 0 \leq l \leq l_0; \\ x_H + x_2 + x_3, & l_0 < l \leq l_1; \\ x_K, & l_1 < l \leq l_2. \end{cases}$$

Здесь

$$z_1 = k_z A_p h t l, \quad z_2 = k_z A_p h t l_0, \quad z_3 = k_z A_p h t l_0 (l - l_0)/(l_1 - l_0), \quad y_1 = k_y A_p h l, \quad y_2 = k_y A_p h l_0, \\ y_3 = k_y A_p h l_0 (l - l_0)/(l_1 - l_0), \quad x_1 = k_x A_p h t l, \quad x_2 = k_x A_p h t l_0, \quad x_3 = k_x A_p h t l_0 (l - l_0)/(l_1 - l_0).$$

Из приведенных выражений следует, что формирующиеся на режущем инструменте с вращающейся режущей частью усилия при разрушении пласта представляют

собой суммы случайных величин. Их величина и характер обуславливаются сопротивляемостью пласта резанию, толщиной и шириной среза, длиной скола массива режущим инструментом и другими факторами.

Сопротивляемость пласта резанию, как известно, является случайной величиной, изменяющейся как по длине лавы, так и по площади забоя, и распределенной по нормальному закону [6]. Исследованиями [2] установлено, что распределение вероятностей граничных значений длин сколов массива режущим инструментом существующих конструкций описывается законом Вейбулла. Статистическая обработка осциллограмм усилий, формирующихся на режущем инструменте с вращающейся режущей частью при разрушении углицементного блока, показала, что распределение вероятностей граничных значений длин сколов массива (рис. 5) также не противоречит закону Вейбулла (с критерием согласия Пирсона не менее 0,4), аналитическое выражение которого применительно к рассматриваемой задаче имеет вид

$$f(l_i) = ba^{-1}[(l_i - c)a^{-1}]^{b-1} \exp\left\{-[(l_i - c)a^{-1}]^b\right\},$$

где a, b, c — параметры распределения, учитывающие, соответственно, масштаб, форму и сдвиг кривой распределения.

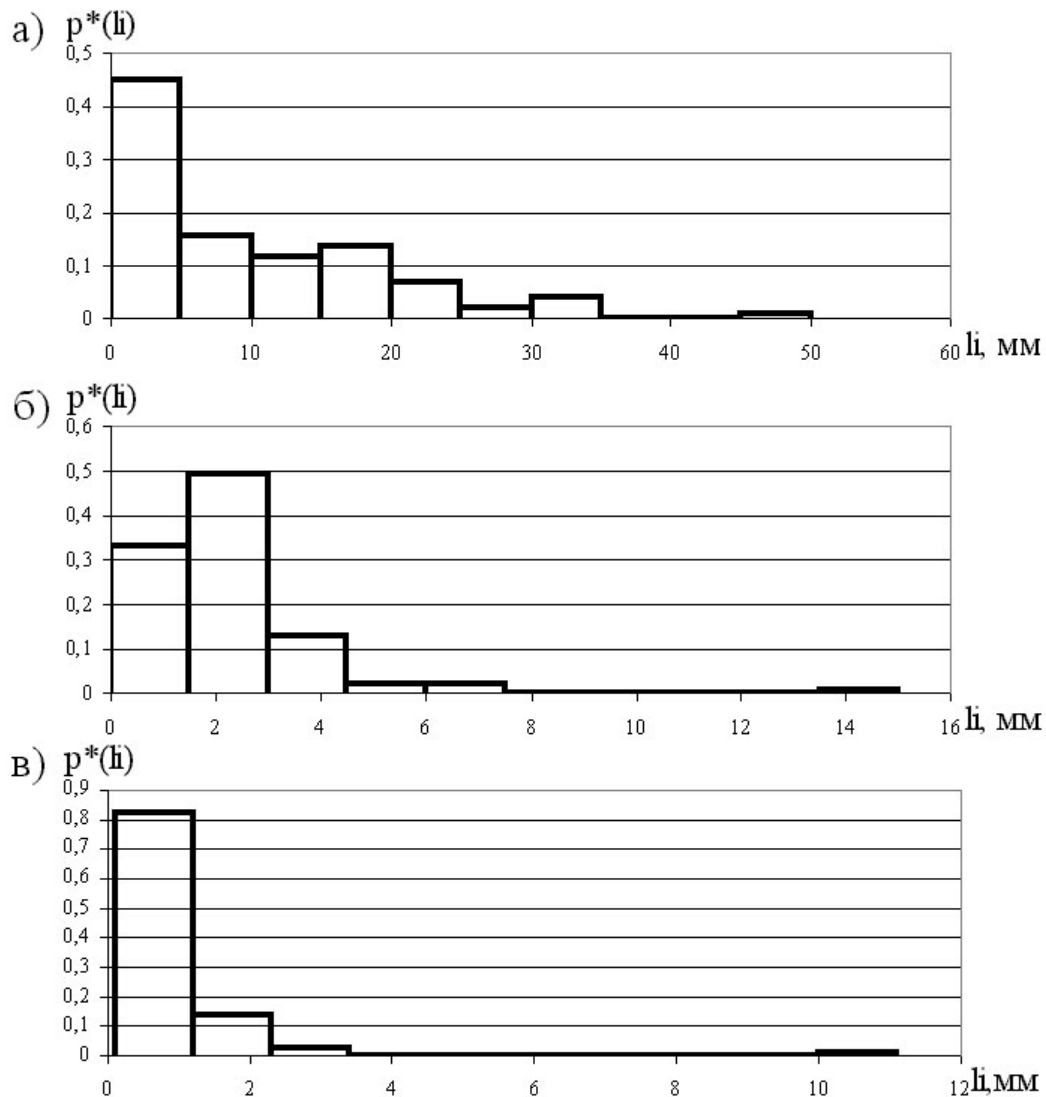


Рис. 5. Гистограммы распределения вероятности длины скола (а) $0-l_0$, (б) l_0-l_1 и (в) l_1-l_2

Таким образом, математические модели усилий, формирующихся на гранях режущего инструмента с вращающейся режущей частью при разрушении массива, — многомерные функции, учитывающие: прочностные и хрупко-пластические свойства угля, характер разрушения массива (сколами) и режим работы комбайна, параметры схемы набора и режущего инструмента. При этом усилия на режущем инструменте являются четырехмерными случайными функциями, случайный характер которых обуславливается случайным характером: сопротивляемости угля резанию, длины скола массива и другими факторами.

Библиографический список

1. **Бойко Н.Г., Бойко Е.Н.** Повышение нагрузки на лаву и улучшение сортового состава угля без дополнительных затрат. Монография. — Донецк: РВА ДонНТУ, 2003. — 80 с.
2. **Исполнительные органы очистных комбайнов для тонких пологих пластов** / Н.Г.Бойко, А.В.Болтян, В.Г.Шевцов, Н.А.Марков. Под ред. Н.Г.Бойко. — Донецк: «Донеччина», 1996. — 223 с.
3. **Бойко Н.Г., Бойко Е.Н., Федоров О.В., Мельников В.А.** Особенности формирования сил на гранях режущего инструмента с вращающейся режущей частью // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: «Гірничо-електромеханічна». — Донецьк: ДонНТУ, 2006. — №104. — С. 3–9.
4. **Крапивин М.Г., Раков И.Я., Сысоев Н.И.** Горные инструменты. — М.: Недра, 1990. — 256 с.
5. **Резание угля** / А.И.Берон, А.С.Казанский, Б.М.Лейбов, Е.З.Позин. — М.: Недра, 1962. — 442 с.
6. **Позин Е.З.** Сопротивляемость углей разрушению режущими инструментами. — М.: «Наука», 1972. — 240 с.

© Бойко Н.Г., Бойко Е.Н., Мельников В.А., 2007

УДК 622.281.424:519.272

ШАШЕНКО А.Н., КОВАЛЕНКО В.В. (НГУ, г. Днепропетровск)

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА ФОРМИРОВАНИЯ НАБРЫЗГБЕТОННОГО ПОКРЫТИЯ

На основе теории упругого удара частицы на поверхность породного контура (крепя) исследовано явление отскока частицы наполнителя. Аналитические исследования выполнены с учетом движения частицы в вязком растворе и действия сил вязкости. Рассмотрены основные элементы математической модели процесса формирования набрызгбетона, а также исследованы основные физические, механические и технологические параметры, влияющие на отскок смеси при набрызгбетонировании.

Постановка задачи

Эффективное совершенствование набрызгбетонной технологии возможно на основе разработки соответствующей физической модели (детерминированной или статистической) и математического ее описания. Установленные закономерности позволяют прогнозировать основные параметры бетона и технологического процесса, а также оперативное их корректирование в непрерывно меняющихся горнотехнических условиях.

Сущность технологии набрызга заключается в удержании на поверхности породного контура (крепя) частиц заполнителя, летящих с определенной скоростью. Этот

процесс удержания осуществляется за счет того, что каждая частица при движении к твердой преграде проходит слой раствора, вязкость которого уменьшает ее скорость и, кроме того, после удара частицы о твердую преграду нейтрализует ударную силу отскока.

Поведение материальной частицы, имеющей случайную массу и ударяющейся с определенной скоростью о твердую поверхность при движении ее в слое раствора, условий удержания ее в этом слое — представляют предмет аналитических и экспериментальных исследований процесса нанесения набрызгбетонных покрытий.

Теоретические исследования

В основе явления отскока лежит упругий удар частицы о поверхность породного обнажения (крепя). Движение частицы в вязком растворе и удерживающие силы вязкости препятствуют реализации отскока. С достаточной для практических целей точностью будем считать, что частица заполнителя является шаром с радиусом r и массой m , а неподвижную преграду — гладкой поверхностью. Отклонение формы зерна заполнителя от идеального шара и неровности рабочей поверхности имеют случайный характер, и эти факторы могут быть учтены на основе методов теории вероятностей.

Согласно теории удара изменение количества движения материальной точки при ударе равно сумме действующих на точку ударных импульсов

$$m(\bar{V}_2 - \bar{V}_1) = \sum_1^k \bar{I}_k,$$

где \bar{V}_1, \bar{V}_2 — векторы скоростей точки соответственно в начале и конце удара, I_k — вектор ударного импульса.

Импульсы ударных сил в теории удара являются мерой взаимодействия тел, сами же ударные силы определяются в виде средних значений $F_{\text{ср}}$ за время действия удара τ . Таким образом, импульс ударной силы равен

$$\bar{I} = \int_0^{F_{\text{ср}}} F dt = F_{\text{ср}} \cdot \tau.$$

Импульсы неударных сил за время удара являются величинами очень малыми и ими можно пренебречь. Такими силами в нашем случае являются: сила тяжести, сила трения при косом ударе.

При ударе о неподвижную преграду под произвольным углом α (образованным относительно нормали, проведенной к поверхности в точке удара) на тело (шар) действует ударная сила в виде реакции преграды. Она при центральном ударе всегда направлена по нормали от поверхности.

В ударе тела о преграду различают две стадии. На первой стадии после соприкосновения тела с преградой его скорость падает от начальной V_1 до нуля, тело при этом деформируется и вся его кинетическая энергия переходит в потенциальную энергию деформирования. На второй стадии тело под действием внутренних упругих сил восстанавливает свою форму, и потенциальная энергия вновь переходит в кинетическую. Так как часть энергии уходит на остаточные деформации тела, скорость его в конце удара V_2 меньше скорости в начале удара V_1 . Уровень потери энергии при прямом ударе ($\alpha=0$) определяется коэффициентом восстановления, который равен

$$K = \frac{V_2}{V_1}.$$

В общем случае при косом ударе вектор движения тела направлен под углом α к нормали в точке соприкосновения с преградой (рис. 1).

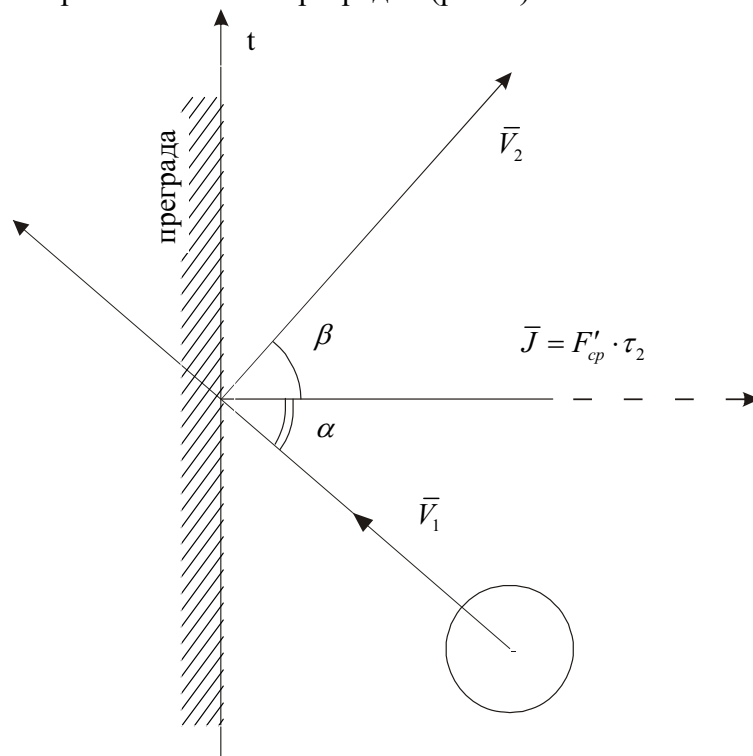


Рис. 1. Схема косоуго удар частицы заполнителя о преграду

После удара вектор скорости направлен под углом β к нормали. Из теории удара следует основное равенство

$$mV_1 \cos \alpha (1 + K) = F_{cp} \cdot \tau. \quad (1)$$

Оно описывает процесс удара, который может быть разделен на две стадии. В соответствии с этим и ударный импульс также разделим на две составляющие: первая $F_{cp}^1 \cdot \tau_1$, соответствует первой стадии удара, вторая $F_{cp}^2 \cdot \tau_2$ — второй. Тогда выражение (1) примет вид

$$mV_1 \cos \alpha + KmV_1 \cos \alpha = F_{cp}^1 \cdot \tau_1 + F_{cp}^2 \cdot \tau_2. \quad (2)$$

Для изучения отскока интерес представляет второй импульс, который в соответствии с (2) равен

$$KmV_1 \cos \alpha = F_{cp}^2 \cdot \tau_2. \quad (3)$$

Это основное равенство для исследования отскока. Из него следует, что в результате удара тела о твердую поверхность возникает сила отскока F_{cp}^2 , направленная по нормали от поверхности, определяемая выражением

$$F_{cp}^2 = \frac{KmV_1 \cos \alpha}{\tau_2}. \quad (4)$$

Чтобы препятствовать отскоку необходимо нейтрализовать эту силу. Для этого используется цементный раствор.

Прежде чем достичь поверхности твердой преграды, тело, двигаясь в вязком растворе толщиной h , уменьшает скорость V_1 , нормальная составляющая которой равна $V_n = V_1 \cos \alpha$. После удара сила вязкости раствора удерживает тело. Обозначим эту силу через F_B . Схема сил после удара показана на рис. 2.

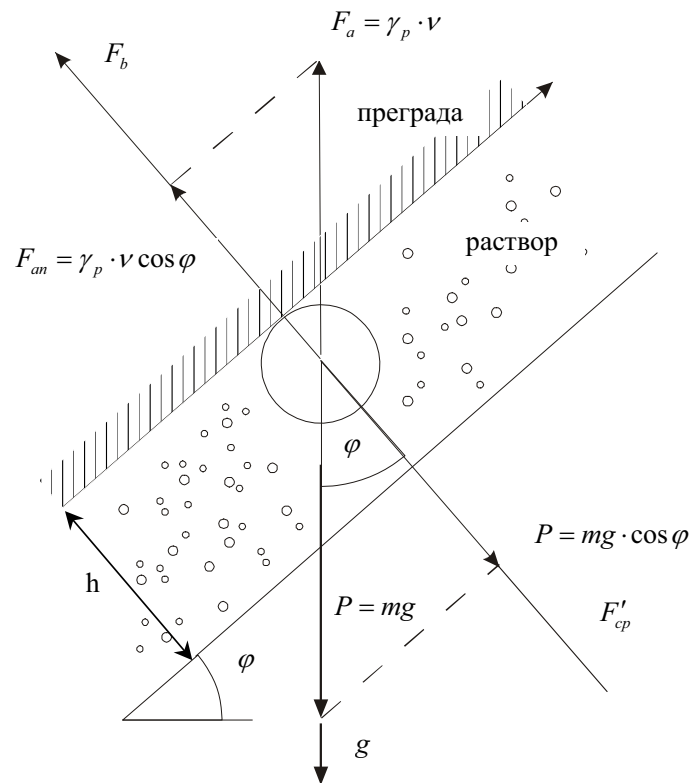


Рис. 2. Схема сил, действующих на частицу заполнителя после удара о преграду в цементном растворе

После того как удар произошел, наличие отскока зависит также от силы собственного веса тела и выталкивающей (архимедовой) силы, составляющие которых, направленные по нормали, способствуют отскоку в зависимости от ориентирования поверхности в точке удара относительно силы тяжести (угол φ). Эти силы всегда противоположно направлены и для произвольно ориентированной поверхности они равны

$$P_n = mg \cos \varphi, F_{\text{ОП}} = g \gamma_p v \cos \varphi. \quad (5)$$

Следовательно, условие отсутствия отскока имеет вид

$$F_{\text{ср}}^2 + mg \cos \varphi - g \gamma_p v \cos \varphi - F_B \leq 0, \quad (6)$$

где γ_p — плотность раствора, v — средний объем зерна заполнителя.

Удерживающая сила вязкости равна

$$F_B = 4\pi r^2 f_B, \quad (7)$$

где f_B — удельная сила вязкости. С учетом (4) и (7), принимая во внимание, что $m = \gamma v$, $v = 1,33\pi r^3$, общее условие (6) примет вид

$$\frac{r[K\gamma V_1 \cos \alpha + \tau_2 g \cos \varphi (\gamma - \gamma_p)]}{3f_B \tau_2} - 1 \leq 0, \quad (8)$$

где γ — плотность зерна заполнителя.

Это условие включает различные частные случаи в зависимости от величины угла φ :

- при $\varphi=90^\circ$ — вертикальная плоскость — стенка выработки;
- при $\varphi=0$ — горизонтальная плоскость — кровля выработки;
- при $\varphi=180^\circ$ — почва выработки.

Для использования условия (8) необходимо установить нормальную составляющую скорости V_n движения частицы заполнителя в растворе толщиной h , а также время τ_2 , за которое реализуется вторая стадия удара о преграду и удельную силу вязкости f_B .

Дифференциальное уравнение движения тела в вязкой среде для рассматриваемого случая имеет вид

$$mV \frac{dV}{dx} = -mg \cos \varphi + g\gamma_p v \cos \varphi - C_X \gamma_p S V_1^2,$$

где последнее слагаемое — сила сопротивления движению тела в вязкой среде, в котором C_X — безразмерный коэффициент сопротивления, равный для шара 0,5.

Из решения дифференциального уравнения получим формулу нормальной составляющей скорости тела перед ударом о преграду

$$V_n = \left[a^2 + (V_1^2 \cos^2 \alpha - a^2) \exp\left(-\frac{3C_X \gamma_p h}{2\gamma r}\right) \right]^2,$$

где $a^2 = \frac{4rg}{3C_X} \left(1 - \frac{\gamma}{\gamma_p}\right) \cos \varphi$.

С учетом полученных выше выражений условие отскока запишется в следующем виде

$$\frac{r}{3f_B \tau_2} \left[K\gamma \sqrt{a^2 + (V_1^2 \cos^2 \alpha - a^2) \exp\left(-\frac{3C_X \gamma_p h}{2\gamma r}\right)} + (\gamma - \gamma_p) \tau_2 g \cos \varphi \right] - 1 \leq 0. \quad (9)$$

Из формулы (9) следует, что условие отсутствия отскока зависит от многих величин.

Анализ выражения и физического процесса, возникающего при нанесении набрызгбетонного покрытия, позволяет разделить эти величины по характеру их влияния. Часть величин обладает определенными значениями: объемная масса заполнителя и раствора γ , γ_p , коэффициент сопротивления C_X и угол наклона бетонируемой поверхности φ .

Другая часть это параметры, которые должны быть определены экспериментально: коэффициент восстановления K , время удара τ_2 и удельная сила вязкости f_B . Угол α устанавливается в ходе выполнения набрызгбетонных работ либо вручную с помощью манипулятора, либо автоматизированно. Скорость частиц заполнителя опре-

деляется давлением, создаваемым в камере машины. Размер заполнителя r и толщина слоя раствора h имеют постоянный характер.

Управляемыми параметрами, влияющими на величину отскока, являются гранулометрический состав заполнителя r и его объемная масса γ , скорость движения частицы заполнителя V_n , зависящая от величины угла α и давления воздуха в рабочей камере машины.

Условие (9) позволяет рассчитать возможные значения входящих в него величин и в определенном приближении определить параметры процесса, обеспечивающие минимальный процент отскока.

Однако данный процесс носит динамический характер со статистическим распределением отдельных параметров, определяющих отскок. Условие (9) может использоваться в качестве теоретической базы, на основе которой могут конструироваться автоматизированные системы нанесения набрызгбетона.

Выводы

Анализ выражения и физического процесса, возникающего при нанесении набрызгбетонного покрытия, характеризуется условием, на основании которого можно определить факторы, влияющие на отскок при набрызгбетонировании. При проведении работ по нанесению набрызгбетонного покрытия экспериментальным путем определяются основные фиксированные параметры. Управление технологией нанесения набрызга будет осуществляться варьированием изменяемых физико-механических и технологических параметров на стадии приготовления смеси (гранулометрический состав, объемная масса), а также в процессе нанесения покрытия (угол наклона, давления воздуха в рабочей камере машины).

Библиографический список

1. **Заславский И.Ю., Быков А.В., Компанец В.Ф.** Набрызгбетонная крепь. — М.: Недра, 1986. — 197 с.
2. **Работнов Ю.М.** Механика деформируемого твердого тела. — М.: Наука, 1979. — С. 375–377.

© *Шашенко А.Н., Коваленко В.В., 2007*

УДК 622.1:528

ФИЛАТОВА И.В. (ДонНТУ)

АНАЛИЗ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ПОКАЗАТЕЛЕЙ МАРОЧНОГО СОСТАВА УГЛЯ

В статье рассмотрены вопросы анализа изменения показателей марочного состава углей, выполненного на основании изучения материалов ПО «Укруглегеология», данных кернового опробования по скважинам и проб в горных выработках.

Существующая в угольной промышленности устойчивая тенденция к концентрации производства, строительству крупных угледобывающих предприятий требует особенно точной характеристики свойств угольных пластов. Важную роль при этом играет прогноз качества. Практическое использование углей в различных отраслях промышленности отражается в промышленных классификациях углей.

В качестве основного критерия прогноза в практике промышленного использования углей используется маркировка углей. Понятие «марка угля» — в условном на-

звании или в буквенном обозначении разновидности угля отражает комплекс определенных технологических свойств, на которых сказываются в совокупности, как степень метаморфизма, так и вещественный состав [1, 2].

Наиболее сложной частью при определении марочного состава угля является выбор минимального, но достаточного числа показателей, которые обеспечивают возможность и целесообразность применения углей в отраслях промышленности.

Значительная разница в количестве классификационных показателей опробования на площадях шахтопластов обуславливается тем, что геологоразведочные работы проводятся со значительным разрывом во времени. Показатели марочного состава углей, используемые в промышленных классификациях в течение последних пятидесяти лет, изменялись несколько раз (табл. 1).

Табл. 1. Классификационные показатели марочного состава каменных углей Донбасса

Нормативный документ	Классификационные показатели						
	средний показатель отражения витринита R_o , %	выход летучих веществ V^{daf} , %	толщина пластического слоя y , мм	индекс Рога RI , %	теплота сгорания Q_s^{daf} , МДж/кг	количество марок угля	наличие технологических групп
До 1956 года	-	+	+	-	-	7	-
ГОСТ 8180—56	-	+	+	-	+	9	+
ГОСТ 8180-75	-	+	+	+	+	8	+
ГОСТ 25543-88	+	+	+	+	+	13	-
ДСТУ 3472-96	+	+	+	+	+	8	-

Для определения марочной принадлежности каменных углей в бассейновых классификациях долгое время использовались два основных классификационных параметра — выход летучих веществ V^{daf} (%) и толщина пластического слоя y (мм), что подтверждается данными табл. 1.

Значение V^{daf} при прогнозе выхода кокса и химических продуктов коксования подтверждается многолетней практикой [2–4]. Это обстоятельство подтверждается тем, что промышленные классификации стран мира основываются на данном показателе. К достоинствам показателя выхода летучих веществ относится простота, быстрота и достоверность его определения. К недостаткам — его значения искажаются зольностью.

Выход летучих веществ в пересчете на органическую массу тесно связан с толщиной пластического слоя y . Определение выхода летучих веществ и пластометрических показателей не лимитируется.

До настоящего времени отражательная способность витринита определяется в воздухе (R_n^a) и используется для подтверждения степени метаморфизма. Начиная с 1983 г. средний показатель отражения витринита R_o (%) используется как классификационный показатель марки, но его применение в промышленных классификациях затрудняется недостаточной точностью его определения [5]. Замеры в воздушной среде

отличаются большей простотой, но замеры в иммерсионном масле дают более точные данные, так как производятся при больших увеличениях микроскопа, поэтому количество проб с данной характеристикой незначительно. Точность определения среднего показателя отражения витринита R_o для каменных углей колеблется в пределах 0,06–0,12% при диапазоне изменения значений данного параметра 0,10–0,20%.

Кроме того, R_o не является полностью независимым показателем. Его определение не свободно от влияния петрографического состава и степени восстановленности углей. Маловосстановленные угли имеют более высокие значения R_o по сравнению с восстановленными [3, 4].

Отсутствие анализов среднего показателя отражения витринита в комплексах прошлых лет компенсируется использованием расчетных значений по корреляционным связям с традиционными показателями. Расчет среднего показателя отражения витринита R_o производится по уравнениям связи [6]:

— для каменных углей производится по выходу летучих веществ:

$$R_o = 2,295 - 0,039 \cdot V^{daf}; \quad (1)$$

— для антрацитов по выходу летучих веществ и удельному электросопротивлению и плотности органического вещества:

$$R_o = 6,735 - 0,013 \cdot V^{daf}; \quad (2)$$

$$R_o = 7,692 + 7,908 \cdot \lg \rho. \quad (3)$$

ГОСТом 8180-56 в качестве классификационного показателя вводится теплота сгорания Q_s^{daf} (МДж/кг), отражающая степень метаморфизма, элементарный состав и генетический тип углей. Теплота сгорания используется для сопоставления марок между собой и является классификационным показателем слабометаморфизованных и окисленных углей.

Индекс Рога RI (%) характеризует способность угля образовывать спекшийся кокс различной прочности при коксовании. Индекс Рога используется в промышленных классификациях начиная с 1975 г. и дает хорошие результаты при исследованиях углей марок ОС и Т.

С 1996 г. (ДСТУ 3472-96), в соответствии с единой классификацией углей Украины [7] по степени метаморфизма и технологическим свойствам основными классификационными параметрами марки угля являются: средний показатель отражения витринита R_o , выход летучих веществ V^{daf} , толщина пластического слоя y , индекс Рога RI и теплота сгорания Q_s^{daf} . Согласно [7] выделяют девять марок углей: бурые (Б), длиннопламенные (Д), длиннопламенные газовые (ДГ), газовые (Г), жирные (Ж), коксовые (К), отошенные спекающиеся (ОС), тощие (Т) и антрациты (А).

Определяющим фактором в формировании свойств углей Донбасса является степень их восстановленности. При близких значениях среднего показателя отражения витринита и петрографического состава угли Донбасса разной степени восстановленности обладают резко различными технологическими свойствами. В качестве примера углей с низкой степенью восстановленности приведены показатели по пласту d_4 участка «Красноармейский-Западный №2–3». Так, толщина пластического слоя для данного пласта колеблется в пределах от 0 до 25 мм, выход летучих веществ — 15,5–36,8%, средний показатель отражения витринита — 1,00–2,12%, теплота сгорания Q_s^{daf} — 34,1–36,6 МДж/кг.

Анализ материалов ПО «Укруглегеология», данных кернового опробования по скважинам и проб в горных выработках различных шахт Донбасса, выполненный по

сорока одному шахтопласту, показывает, что наиболее широко в промышленных классификациях углей используется выход летучих веществ V^{daf} .

Например, по шахте им. В.М.Бажанова: всего пластопересечений по 8 пластам — 1345, из них показатель V^{daf} определен по 1344 пластопересечениям, y — по 1118 пластопересечениям, R_o — 19 пластопересечениям; по шахте «Ясиновская-Глубокая»: всего пластопересечений по 11 пластам — 910, из них показатель V^{daf} определен по 904 пластопересечениям, y — по 450 пластопересечениям, R_o — 160 пластопересечениям, RI — по 155 пластопересечениям.

Детальность исследования качества угля должна обеспечивать однозначное определение марочного состава углей. Определенное сочетание значений показателей марки угля, согласно ДСТУ 3472-96 [7], служит критерием для отнесения углей к той или иной марке.

На рис.1 приводятся построения границ марочного состава угля по выходу летучих веществ V^{daf} и толщине пластического слоя y на примере пласта m_3 шахты им. В.М.Бажанова, по которому нельзя сделать однозначный вывод о положении границы между марками.



Рис. 1. Прохождение границ марочного состава по пласту m_3 шахты им. В.М.Бажанова

Границы марок, построенные по пласту m_3 шахты им. В.М.Бажанова по выходу летучих веществ V^{daf} и толщине пластического слоя, не совпадают. Из рис.1 видно, что по выходу летучих веществ преобладают запасы марки К, а по толщине пластического слоя — запасы марки Ж. Таким образом, наблюдается неоднозначность в определении марки по данным показателям, что приводит к ошибкам планирования качества и подсчета запасов угля.

Нередко приводит к противоречию принятие решения об оценке степени метаморфизма и технологических свойств угля [7]. Так, значение выхода летучих веществ V^{daf} , равное 35–36%, определяет любую марку от длиннопламенных до жирных углей (Д, ДГ, Г, Ж). Этот же показатель, равный 20%, определяет три марки — К, ОС и Т.

Аналогичная неоднозначность возникает при использовании в качестве критерия выбора среднего показателя отражения витринита R_o (Д+ДГ+Г, Г+Ж, К+ОС+Т) и толщины пластического слоя y (Ж+К). Теплота сгорания Q_S^{daf} окисленных антрацитов больше 35,2 МДж/кг оценивает угли как тощие угли.

При рассмотрении результатов исследований качественных и классификационных показателей угля наблюдаются большие колебания в их величинах. Во многих случаях эти колебания не отражают истинной картины изменчивости под влиянием каких-либо генетических причин, в том числе пространственного изменения вещественного состава угля, степени его метаморфизма или как следствие различной представительности проб. Даже сравнительно небольшие искажения в выходе летучих веществ (2–3%) или в толщине пластического слоя (несколько миллиметров) приводят к ошибке в определении марки. При выводе средних значений показателей или определении закономерностей их изменения предварительно выполняется экспертная оценка характера распределения и при необходимости производится отбраковка.

Например, на шахте «Ясиновская-Глубокая» по пласту l_6 величина толщины пластического слоя колеблется от 0 до 33 мм при среднем значении 7,2 мм и стандарте 6,5 мм. Границы между марками ОС и Т по этому показателю в соответствии с [7] равны 6 мм. Для пласта характерны значительные расхождения данных опробования по скважинам и горным работам вблизи границы перехода марок.

На рис.2 приводятся результаты определения марки угля по пласту l_6 шахты «Ясиновская-Глубокая», которые не позволяют, несмотря на поставленную выше задачу, однозначно определить марку угля.

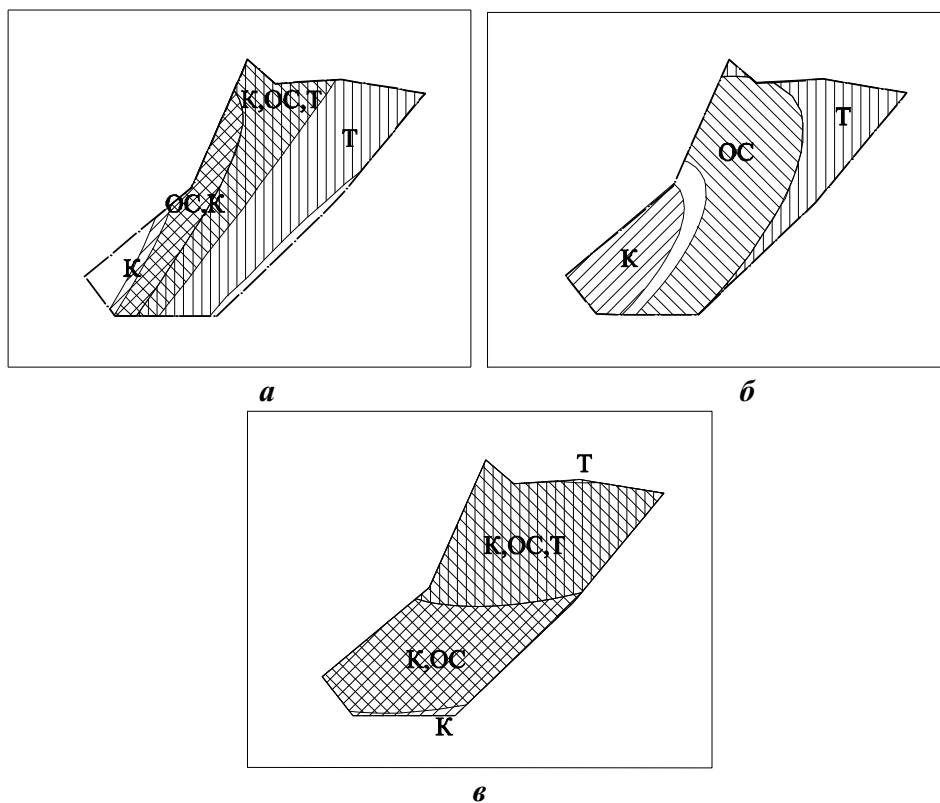


Рис. 2. Определение марок угля по пласту l_6 шахты «Ясиновская-Глубокая»: а — по среднему показателю отражения витринита R_o , %; б — по толщине пластического слоя u , мм; в — по выходу летучих веществ V^{daf} , %

Построение границ марочного состава угля отдельно по каждому показателю (R_o , u и V^{daf}) не дает возможности однозначно определить марку угля (см.рис.2). Так по среднему показателю отражения витринита выделяются пять зон марочного состава: зона марки К, зона марок ОС+К, зона марок ОС+К+Т, зона Т и зона, в которой марка не определена (незаштрихованная часть). По толщине пластического слоя выделяются

следующие марки: К, ОС, Т и зона, в которой марка не определена (незаштрихованная часть). По выходу летучих веществ выделяются марки К, К+ОС, К+ОС+Т и Т. Границы марочного состава угля, построенные по выходу летучих веществ, не согласуются с границами, построенными по среднему показателю отражения витринита и толщине пластического слоя.

Выводы

1. Наиболее широко в промышленных классификациях углей используется выход летучих веществ V^{daf} .
2. Наблюдаются противоречия при принятии решения об оценке степени метаморфизма и технологических свойств, что приводит к неоднозначности определения марочного состава угля.
3. При рассмотрении результатов исследований качественных и классификационных показателей угля наблюдаются большие колебания в их величинах, что приводит к ошибке определения марки угля.
4. Построение границ марочного состава угля отдельно по отдельным классификационным показателям не дает возможности однозначно определить марку угля. Нередко границы марочного состава угля, построенные по отдельным показателям, не согласуются между собой.
5. Для повышения достоверности определения марки угля необходимо создать единую методику построения границ марочного состава углей.

Библиографический список

1. **Миронов К.В.** Справочник геолога-угольщика. — М.: Недра, 1982. — 311 с.
2. **Эйдельман Е.Я., Лифшиц М.М.** К вопросу о перемаркировке углей Красноармейского района Донбасса // Кокс и химия, 1978. — №2. — С. 9–11.
3. **Лифшиц М.М.** О единой классификации углей СССР // Геологический журнал, 1981. — №2. — С. 151–153.
4. **Привалов В.Е., Кафтан Ю.С., Еркин Л.И., Ольшанецкий Л.Г.** К вопросу о разработке единой промышленной классификации углей СССР // Кокс и химия, 1978. — №2. — С. 2–6.
5. **Финкельштейн П.К.** О несовершенстве параметров единой промышленно-генетической классификации каменных углей СССР // Кокс и химия, 1984. — №11. — С. 3–6.
6. **Кирюков В.В., Дмитриев А.М., Очкур Н.П.** Геолого-промышленная оценка угольных месторождений: Учебное пособие. — Л.: ЛГИ, 1987. — 97 с.
7. **ДСТУ 3472-96.** Вугілля буре, кам'яне та антрацит. Класифікація: Держстандарт України. — К., 1997. — 5 с.

© Филатова И.В., 2007

УДК 622.023.23: 622.834

КОЛЬЧИК Е.И., РЕВВА В.Н. (ИФГП НАН Украины), КОСТЕНКО В.К., КОЛЬЧИК А.Е. (ДонНТУ)

ВЛИЯНИЕ ВОДОНАСЫЩЕННОСТИ ПОРОД НА ИХ МЕХАНИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ

Приведены результаты лабораторных исследований прочности и деформируемости пород при их водонасыщении.

После ликвидации угольных шахт «мокрым» способом вода заполняет оставшиеся полости (выработки, трещины, поры и пустоты в выработанном пространстве).

При этом происходит изменение физико-механических характеристик слагающих горный массив пород, что сопровождается деформациями налегающего породного массива и поверхности. Негативные последствия, выражающиеся в деформациях зданий и сооружений, а также в изменении гидрологического режима почвенных и глубинных вод, могут проявляться в течение многих лет после затопления горного отвода.

В связи с этим при проектировании схем подготовки и систем разработки, а также при подготовке шахт к реструктуризации необходимо знать и учитывать свойства горных пород и их изменение при различном напряженном состоянии и влагонасыщенности. Физико-механические свойства слагающих горный массив пород весьма разнообразны и нестабильны. Особенно это относится к прочностным и деформационным характеристикам, которые оказывают существенное влияние на сдвиги горного массива и земной поверхности [1, 2].

Прочностные характеристики сухих пород довольно детально изучены при одноосном и при трехосном напряженном состоянии [3, 4]. Известно, что с проникновением шахтных вод в горные породы, в процессе водонасыщения происходит снижение упругих и прочностных показателей, увеличивается трещинообразование [1, 2]. В сухом состоянии слагающие угленосный массив осадочные горные породы представляют собой двухфазные системы, состоящие из спрессованных различного рода и размеров твердых частиц и заполненных газами пустот между ними. По характеру отношения к воде твердые частицы можно разделить на водоотталкивающие (гидрофобные) и смачиваемые (гидрофильные). Пустоты разделяют на разного размера и формы поры между частицами, а также на трещины. Поступающая в горный массив вода выступает как третья фаза, которая содержится в пустотах в виде паров, пленок, капель, свободной воды и т.п. Различают также физически связанную и кристаллизационную воду [5]. Однако, анализируя сведения о свойствах увлажненных и водонасыщенных пород, можно сделать вывод о том, что в настоящее время они не систематизированы, носят отрывочный характер и нуждаются в уточнении и дополнении.

Целью настоящей работы было уточнение в лабораторных условиях качественных зависимостей влияния водонасыщения на прочность и деформируемость горных пород. Испытания производились на образцах, изготовленных из искусственного материала и шахтных пород.

В качестве искусственного материала использовалась гипсопесочная смесь, которая при насыщении водой в первом приближении отражает поведение породы, состоящей как из гидрофобных (песок) так и гидрофильных (гипс) твердых компонентов и пор. Исходный состав смеси для изготовления образцов приведен в таблице 1.

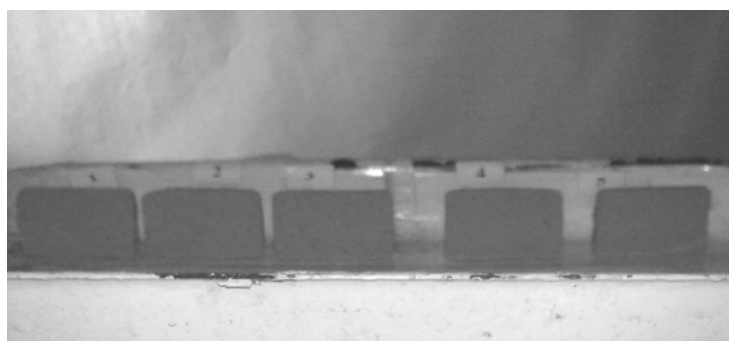
После затвердения и высыхания образцы одинакового размера помещали в емкость (рис.1, а), на дно которой заливали водопроводную воду таким образом, чтобы все образцы были погружены на 10 % их высоты. После заливки происходило увлажнение образцов за счет капиллярного движения воды, и последующее их саморазрушение под действием гравитационных сил, которое проявлялось, прежде всего, как потеря устойчивости находящегося в воде основания образца (рис. 1, б).

Наибольшее время до разрушения наблюдалось в образце с содержанием гипса 5,0% (см. табл. 1), а наименьшее — с содержанием гипса 0,5%. Из этого следует, что более устойчивы образцы с меньшей пористостью и большим содержанием вяжущего вещества.

Табл. 1. Состав смеси в образцах

№ образца	Содержание ингредиентов в смеси, % мас.			Время до саморазрушения образца
	песок	гипс	вода	
1	89,50	0,50	10	1 мин
2	89,00	1,00	10	2 мин
3	88,75	1,25	10	1 ч
4	88,00	2,00	10	16 ч
5	86,50	3,50	10	25 ч
6	86,00	4,00	10	28 ч
7	85,00	5,00	10	141 ч

а



б

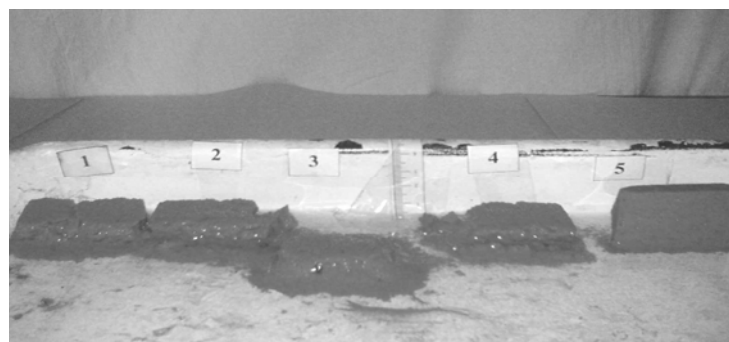


Рис. 1. Общий вид образцов перед испытаниями (*а*) и состояние их через 20 ч после заливки воды (*б*)

Можно предположить, что пористость искусственного материала в данном эксперименте оказывала наибольшее влияние на устойчивость образцов, так как в составе исходной смеси изменение относительного содержания вяжущего (гипса) было невелико. Пористость же определяла повышенное содержание капиллярной воды в материале и связанное с этим снижение внутреннего трения при намокании гипса и смачивании песка. Подтверждением этого вывода является нелинейная зависимость между содержанием в составе гипса и периодом саморазрушения образца.

Влияние влаги на прочность горных пород оценивали при одно- и трехосном сжатии образцов породы.

Образцы пород изготавливали кубической формы с размером ребра 55 мм. Для испытаний их помещали в рабочую камеру трехосного пресса с независимым перемещением нажимных плит, которые являлись стенками рабочей камеры. Искусственное

увлажнение образцов осуществлялось путем безнапорного насыщения шахтной водой, а обезвоживание образцов производилось в эксикаторе с гигроскопическим веществом при вакуумировании и термостатическом высушивании.

При испытании образцов песчаника установлено, что при одноосном сжатии относительная деформация влажных (содержание влаги равно 2,5–3,0%) образцов больше, чем сухих (рис. 2). При этом прочность влажных образцов уменьшалась в 1,1–1,3 раза.

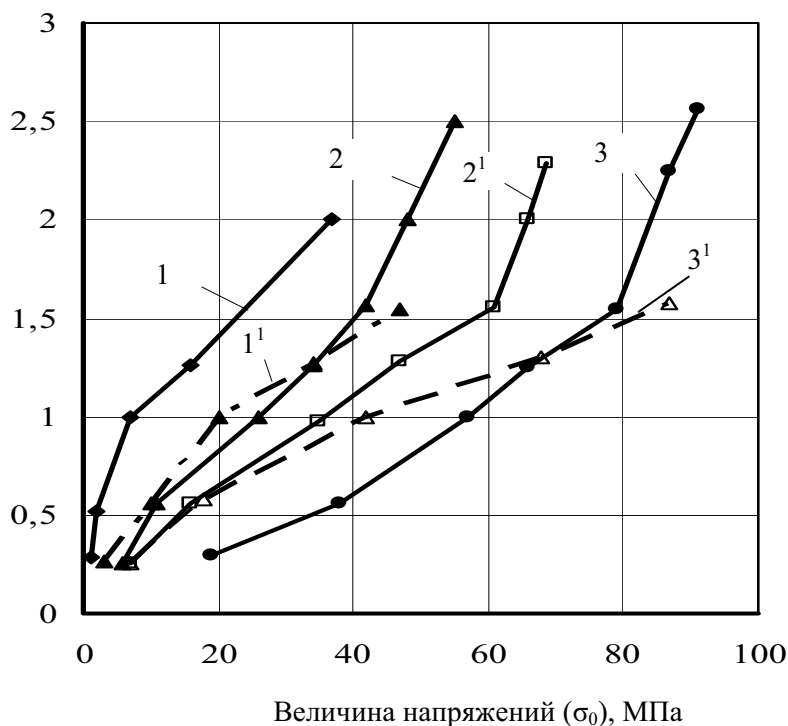


Рис. 2. Изменение относительной деформации от величины приложенных напряжений при одноосном сжатии образцов песчаника: 1; 1' — кремнисто-сланцевый цемент сухой и влажный соответственно; 2; 2' — глинисто-сланцевый цемент сухой и влажный соответственно; 3; 3' — карбонатный цемент сухой и влажный соответственно

Реальная угленосная толща, в отличие от образцов, имеет структурные нарушения. Трещины существуют как в нетронутом массиве, так и в зонах геологических нарушений и вблизи горных выработок [6]. Трещины являются основными коллекторами газов, паров и жидкостей. Именно трещины определяют основной фильтрационный перенос вод в подтопленных массивах. Особенно важно это для сланцеватых пород, образовавшихся из глинистых и илистых осадков. При размокании окаменевших глинистых и илистых частиц происходит их набухание, связи между ними ослабевают, увеличившиеся в объеме частицы препятствуют фильтрации и даже кнудсеновской диффузии воды в структурную отдельность (кусок или блок). В связи с этим степень водонасыщения и соответствующего изменения физико-механических свойств разрушенных, частично разрушенных и не разрушенных пород будет различна.

С целью установления влияния нарушенности образца на его прочность и усадку были проведены испытания на трехосном прессе. При этом образцы подвергали сжатию по следующей схеме: $\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$. Напряжение $\sigma_1 = \text{const} = 45$ МПа. Напряжения $\sigma_2 = \sigma_3$ изменяли ступенчато через 2 МПа от 2 до 20 МПа. Данные испытания изготовленных

из аргиллита образцов показывают, что с увеличением структурной нарушенности и водонасыщением пород усадка увеличивалась в 2,0–2,5 раза (рис. 3).

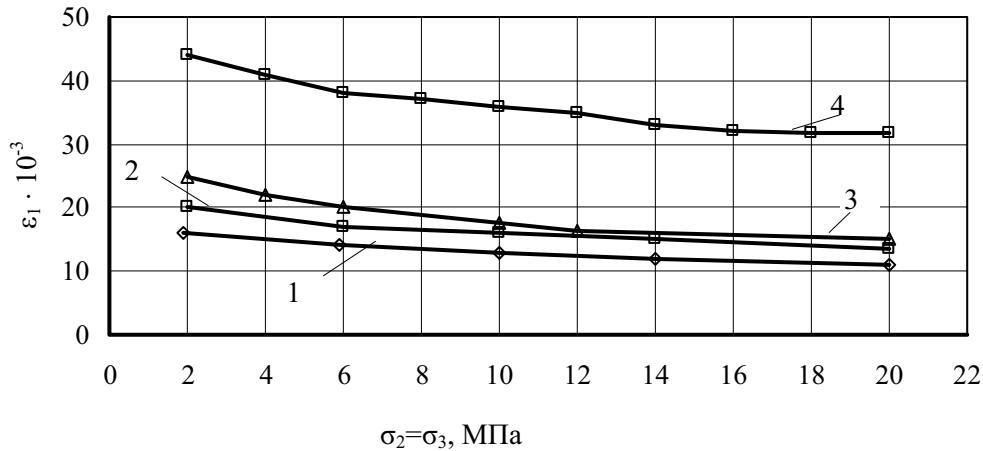


Рис. 3. Изменение величины усадки образцов от уровня бокового подпора: 1, 2 — сухие образцы с 3 и 8 трещинами на образец соответственно; 3, 4 — водонасыщенные образцы с 3 и 8 трещинами, соответственно

Прочность увлажненных образцов снижается в 2,0 раза (рис. 4). Причем исходная трещиноватость образцов вносит значительно меньший вклад в усадку, чем их водонасыщение [7].

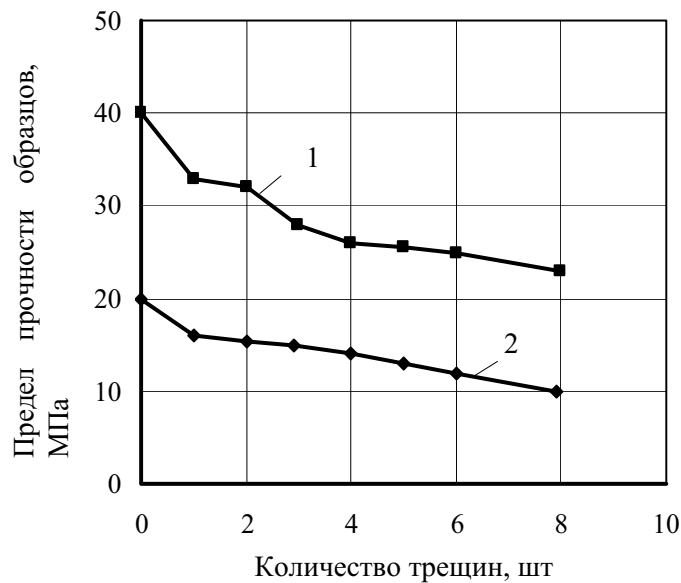


Рис. 4. Изменение прочности аргиллита от количества трещин в образце: 1 — сухие образцы; 2 — водонасыщенные образцы

Как подтвердили проведенные эксперименты, с увлажнением пород их прочность существенно снижается. Следовательно, существует опасность разрушения углепородных целиков и смещений горного массива после затопления шахт. В связи с этим,

для предотвращения разрушения водонасыщенных пород и смещений поверхности, необходимо заблаговременно принимать меры по недопущению деформаций недр.

Из результатов лабораторных исследований сделаны следующие предварительные выводы.

1. Пористые и менее прочные материалы разрушаются при водонасыщении быстрее, чем прочные.

2. Насыщение пород влагой до 3...5% приводит к снижению их прочности в 1,3 раза и к увеличению относительной деформации при одноосном сжатии в 1,25 раза.

3. При объемном сжатии по схеме $\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$ установлено, что с увеличением структурной нарушенности и водонасыщенности усадка пород увеличивается в 2,0–2,5 раза, а прочность пород снижается в 2,0 раза.

Библиографический список

1. **Єрмаков В.М.** Прогноз зміни стану підробленого гірничого масиву при закритті вугільних шахт. — Автореф. дис. ... канд. техн. наук.: 05.15.11 — ДонФТИ. — Донецьк: ДонФТИ, 1999. — 19 с.
2. **Алексеев А.Д., Питаленко Е.И., Маевский В.С., Єрмаков В.Н.** Деформационные процессы в горном массиве при закрытии угольных шахт // Физико-технические проблемы горного производства. — Донецк: ДонФТИ, 1998. — С. 5–9.
3. **Карташов Ю.М., Матвеев Б.В., Михеев Г.В., Фадеева А.Б.** Прочность и деформируемость горных пород. — М.: Недра, 1979. — 269 с.
4. **Мохначев М.П., Присташ В.В.** Динамическая прочность горных пород. — М.: Наука, 1982. — 141 с.
5. **Ржевский В.В., Новик Г.Я.** Основы физики горных пород. — М.: Недра, 1978. — 390 с.
6. **Костенко В.К.** Влияние структурных изменений в пласте на формирование пожароопасных зон // Горноспасательное дело: сб. науч. тр. — Донецк: НИИГД, 1999. — С. 85–92.
7. **Ревва В.Н., Недодаев Н.В., Борисенко Э.В. и др.** Влияние водонасыщения на физико-механические характеристики структурно-нарушенных горных пород // Изв. Донецкого горного института, 1999. — №3. — С. 18–20.

© Кольчик Е.И., Ревва В.Н., Костенко В.К., Кольчик А.Е., 2007

УДК 622.814:622.807

СТУКАЛО В.А. (ДонНТУ)

К ОПРЕДЕЛЕНИЮ ВЕЛИЧИНЫ НИЖНЕГО ПРЕДЕЛА ВЗРЫВЧАТОСТИ ОТЛОЖИВШЕЙСЯ НА СТЕНКАХ ГОРНЫХ ВЫРАБОТОК УГОЛЬНОЙ ПЫЛИ

Дан анализ соответствия зависимостей для расчета нижнего предела взрывчатости отложившейся в выработках угольной пыли номограмме для его определения. Предложена зависимость, хорошо согласующаяся с номограммой.

Возможность участия во взрыве отложившейся на стенках горных выработок угольной пыли оценивается нижним пределом взрывчатости пыли $\delta_{\text{отл.}}$ (г/м³), величину которого рекомендуется по данным исследований в институте МакНИИ определять по выражению (1) или номограмме [1–3], приведенной на рис. 1

$$\delta_{\text{отл.}} = 133,2 \exp(-0,045 V^{\text{daf}}) + 3,5 A^d \exp(-0,032 V^{\text{daf}}), \quad (1)$$

где V^{daf} — выход летучих веществ, %; A^d — зольность угольной пыли, %.

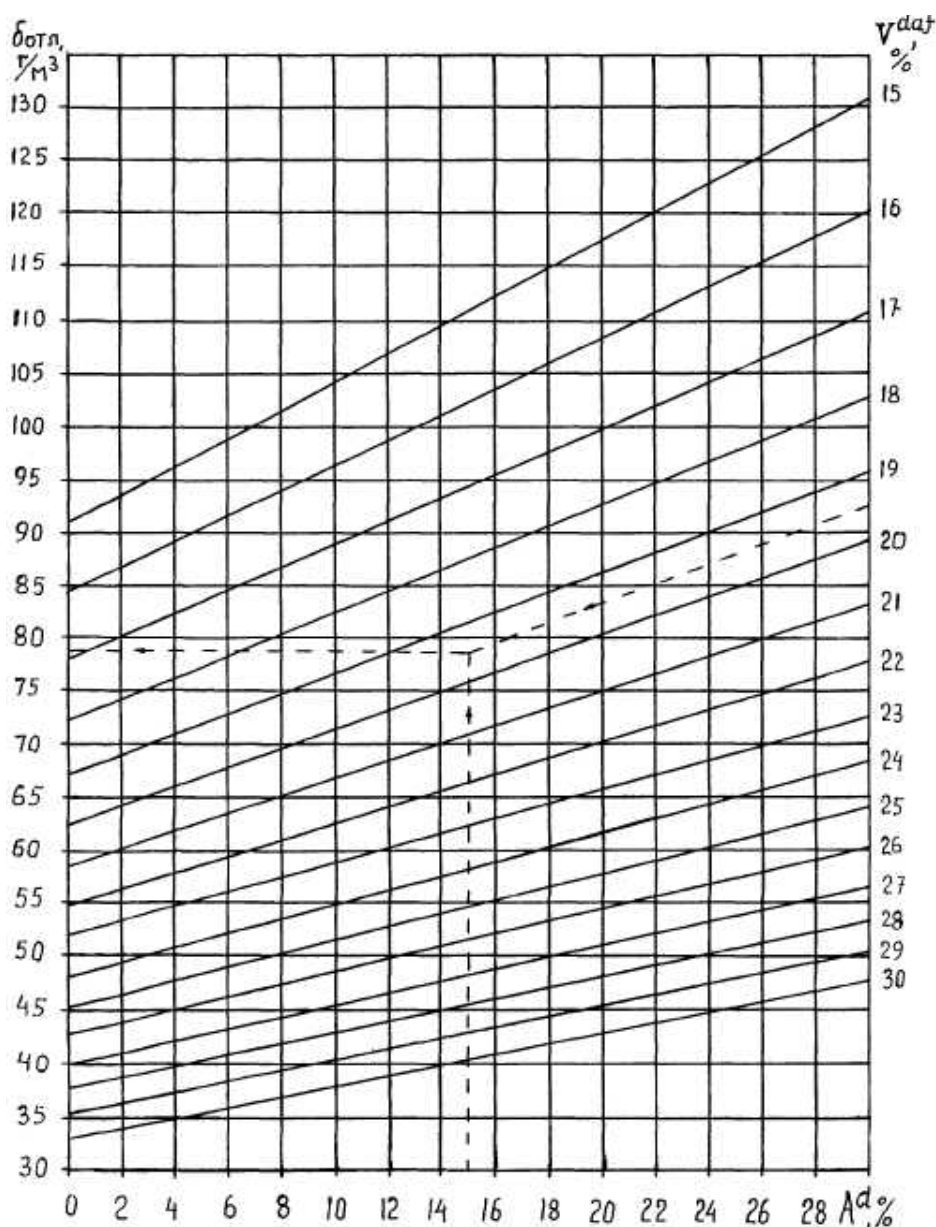


Рис. 1. Номограмма для определения величины $\delta_{отл.}$.

В более поздней монографии научных работников института МакНИИ [4] для определения величины нижнего предела взрываемости отложившейся угольной пыли рекомендуется зависимость (2) и также номограмма, изображенная на рис.1 [1–3]

$$\delta_{отл.} = 74,62 \exp(-0,045 V^{daf}) + 1,96 A^d \exp(-0,032 V^{daf}). \quad (2)$$

Как видно из сравнения зависимостей (1) и (2) они отличаются значениями коэффициентов перед первым и вторым слагаемыми в 1,785 раза, а, следовательно, и значениями $\delta_{отл.}$, получаемыми расчетом.

Авторы публикаций [1, 4] утверждают, что по этим зависимостям построена номограмма для определения величины $\delta_{отл.}$, при этом относительная ошибка определения не превышает $\pm 10\%$. Номограмма для определения $\delta_{отл.}$ приведена в нормативных документах [2, 3] и обязательна для работников участков ВТБ угольных шахт при определении величины параметра $\delta_{отл.}$, необходимого для расчета периодичности приме-

нения мероприятий по предупреждению взрывов угольной пыли (побелки, осланцевания, обмывки, нанесения смачивающе-связующих составов) в горных выработках.

Нами было произведено сравнение значений нижних пределов взрывчатости отложившейся угольной пыли, получаемых по выражениям (1), (2) и по номограмме (рис. 1). Сравнение приведено в таблице 1 для значений $V^{daf}=15$ и 30% и зольности угольной пыли $A^d=0$ и 30%.

Сравнение величин нижнего предела взрывчатости отложившейся угольной пыли, подсчитанных по формулам (1) и (2), показывает (таблица 1), что значения $\delta_{отл.1}$, подсчитанные по формуле (1), на 44% выше аналогичных величин $\delta_{отл.2}$, подсчитанных по выражению (2). Обе эти формулы рекомендованы одними и теми же авторами — научными работниками института МакНИИ без объяснения причин изменения величин коэффициентов, но со ссылкой на одни и те же экспериментальные исследования.

Сравнение величин $\delta_{отл.1}$ и $\delta_{отл.2}$ со значениями, получаемыми по номограмме $\delta_{отл.н}$ (рис. 1), построенной на основе упомянутых выше экспериментальных исследований [1–4], показывает их существенное отличие. Так величины $\delta_{отл.н}$ при $A^d=0\%$, получаемые по номограмме, отличаются от определенных по выражению (1) от -4,64% до +25,47%, а от расчетных значений, полученных при $A^d=30\%$, они меньше на $1,37 \div 57,33\%$. Аналогично величины $\delta_{отл.н}$, определенные по номограмме при $A^d=0\%$, на $41,39 \div 58,26\%$, а при $A^d=30\%$ — на $11,89 \div 43,24\%$ выше, получаемых по выражению (2).

Из сравнения величин $\delta_{отл.1}$, $\delta_{отл.2}$, $\delta_{отл.н}$ следует, что зависимости (1) и (2) не соответствуют номограмме (рис. 1), приведенной в нормативных документах [2, 3].

В связи с вышеизложенным необходимо или уточнить зависимость для расчета $\delta_{отл.н}$ или номограмму.

Если принять, что номограмма для $\delta_{отл.н}$ соответствует результатам экспериментальных исследований, то по значениям $\delta_{отл.н}$, определяемым по номограмме, можно получить новую расчетную зависимость.

Изучение структуры номограммы для $\delta_{отл.н}$ показывает, что она получена путем суммирования двух слагаемых $\delta_{отл.н1}$ и $\delta_{отл.н2}$. Первое слагаемое зависит только от выхода летучих веществ, второе — от выхода летучих веществ и зольности угольной пыли. При этом зависимость величины $\delta_{отл.н2}$ от зольности угольной пыли линейная.

Представим зависимость $\delta_{отл.1р}$ от V^{daf} в виде уравнения

$$\delta_{отл.1р} = a_1 \exp(-b_1 V^{daf}). \quad (3)$$

Прологарифмировав выражение (3), получим

$$\lg \delta_{отл.1р} = \lg a_1 - b_1 V^{daf} \lg e. \quad (4)$$

Как показала проверка взаимосвязь между $\lg \delta_{отл.1р}$ и $V^{daf} \lg e$ является линейной, поэтому выражение (3) верно отражает зависимость $\delta_{отл.1р}$ от V^{daf} . Для нахождения значений коэффициентов a_1 и b_1 используем метод наименьших квадратов (таблица 2).

С учетом значений величин $\delta_{отл.1р}$ и V^{daf} составим систему двух уравнений:

$$\begin{aligned} \sum \lg \delta_{отл.1р} &= 16 \lg a_1 - b_1 \sum V^{daf} \lg e; \\ \sum (V^{daf} \lg e \lg \delta_{отл.1р}) &= \sum V^{daf} \lg e \lg a_1 - b_1 (\sum V^{daf} \lg e)^2. \end{aligned} \quad (5)$$

Решение этой системы уравнений с учетом значений комплексов, принятых из таблицы 2, позволило получить: $a_1=240,4$; $b_1=0,0666$.

Тогда зависимость для величины $\delta_{отл.1р}$ примет вид

$$\delta_{отл.1р} = 240,4 \exp(-0,0666 V^{daf}). \quad (6)$$

Табл. 1. Сравнение значений $\delta_{отл}$, получаемых по выражениям (1), (2) и номограмме

γ^{daf} , %	$\delta_{отл}, \Gamma/\text{M}^3$ при $A^d=0\%$ по выражению 1	$\delta_{отл}, \Gamma/\text{M}^3$ при $A^d=30\%$ по выражению 1	$\delta_{отл}, \Gamma/\text{M}^3$ при $A^d=0\%$ по выражению 2	$\delta_{отл}, \Gamma/\text{M}^3$ при $A^d=30\%$ по выражению 2	$\delta_{отл}, \Gamma/\text{M}^3$ при $A^d=0\%$ по номограмме	$\delta_{отл}, \Gamma/\text{M}^3$ при $A^d=30\%$ по номограмме	отличие в %					
							$\frac{\delta_{отл(1)} - \delta_{отл(2)}}{\delta_{отл(1)}} 100\%$		$\frac{\delta_{отлном} - \delta_{отл(1)}}{\delta_{отл(1)}} 100\%$		$\frac{\delta_{отлном} - \delta_{отл(2)}}{\delta_{отл(2)}} 100\%$	
							при $A^d=0\%$	при $A^d=30\%$	при $A^d=0\%$	при $A^d=30\%$	при $A^d=0\%$	при $A^d=30\%$
15	67,82	132,79	37,99	74,37	91,0	131,0	43,93	44,0	25,47	-1,37	58,26	43,24
16	64,84	127,76	36,31	71,55	84,3	120,3	44,0	44,0	23,08	-6,20	56,93	40,52
17	61,98	122,93	34,71	68,84	78,0	111,0	44,0	44,0	20,54	-10,75	55,50	37,98
18	59,26	118,28	33,18	66,24	72,2	103,0	44,0	44,0	17,92	-14,83	54,04	35,69
19	56,65	113,81	31,72	63,74	67,0	96,0	44,0	44,0	15,45	-18,55	52,66	33,60
20	54,16	109,52	30,33	61,33	62,3	89,3	44,0	44,0	13,06	-22,64	51,32	31,32
21	51,77	105,39	28,99	59,02	58,5	83,3	44,0	44,0	11,50	-26,52	50,44	29,15
22	49,49	101,43	27,72	56,80	54,6	78,0	43,99	44,0	9,36	-30,04	49,23	27,18
23	47,32	97,61	26,50	54,66	51,8	72,6	44,0	44,0	8,65	-34,45	48,84	24,71
24	45,23	93,95	25,33	52,61	48,0	68,4	44,0	44,0	5,77	-37,35	47,23	23,08
25	43,24	90,42	24,22	50,64	45,2	64,2	43,99	44,0	4,34	-40,84	46,42	21,12
26	41,34	87,03	23,15	48,74	42,6	60,4	44,0	44,0	2,96	-44,09	45,66	19,30
27	39,52	83,78	22,13	46,91	40,0	56,7	44,0	44,0	1,20	-47,76	44,68	17,27
28	37,78	80,64	21,16	45,16	37,8	53,5	43,99	44,0	0,05	-50,73	44,02	15,59
29	36,12	77,63	20,23	43,47	35,2	50,5	43,99	44,0	-2,61	-53,72	42,53	13,92
30	34,53	74,73	19,34	41,85	33,0	47,5	43,99	44,0	-4,64	-57,33	41,39	11,89

Табл. 2. Исходные данные и результаты расчета величины $\delta_{отл.1}$ по выражению (6)

V^{daf} , %	$\delta_{отл.н.1}$, г/М ³ при $A^d=0\%$	$V^{daf}lge$	$lg \delta_{отл.н.1}$	$(V^{daf}lge)^2$	$V^{daf}lge / lg \delta_{отл.н.1}$	$\delta_{отл.1p}$ по (6)	$\frac{\delta_{отл.н.1} - \delta_{отл.1p}}{\delta_{отл.н.1}} 100\%$
15	91,0	6,516435	1,9590	42,463925	12,765696	88,53	2,71
16	84,3	6,950864	1,9258	48,314510	13,385973	82,82	1,76
17	78,0	7,385293	1,8921	54,542552	13,973712	77,49	0,65
18	72,2	7,819722	1,8585	61,148052	14,532953	72,49	-0,40
19	67,0	8,254151	1,8267	68,131008	15,077857	67,82	-1,22
20	62,3	8,688580	1,7945	75,491422	15,591656	63,45	-1,84
21	58,5	9,123009	1,7634	83,229293	16,087514	59,36	-1,47
22	54,6	9,557438	1,7380	91,344621	16,610827	55,54	-1,72
23	51,8	9,991867	1,7143	99,837406	17,129057	51,96	-0,31
24	48,0	10,426296	1,6812	108,707640	17,528688	48,61	-1,27
25	45,0	10,860725	1,6532	117,955340	17,954950	45,48	-1,07
26	42,6	11,295154	1,6294	127,580500	18,404323	42,55	0,12
27	40,0	11,729583	1,6021	137,583110	18,791964	39,81	0,48
28	37,8	12,164012	1,5775	147,963180	19,188728	37,24	1,48
29	35,2	12,598441	1,5464	158,720710	19,483489	34,84	1,02
30	33,0	13,032870	1,5185	169,855700	19,790413	32,60	1,21
		156,394430	27,6807	1592,8688	266,29775		

Расчеты величины $\delta_{отл.1p}$ по выражению (6) показывают, что получаемые значения хорошо согласуются с величинами $\delta_{отл.н.1}$, определяемыми по номограмме. Относительная погрешность определения находится в пределах +2,71 до -1,84%.

Представим зависимость $\delta_{отл.2p}$ от V^{daf} и A^d в виде уравнения

$$\delta_{отл.2p} = \delta_{отл.н} - \delta_{отл.1} = a_2 (V^{daf})^{-b}. \quad (7)$$

Так как зависимость $\delta_{отл.2p}$ от зольности угольной пыли A^d линейная, то коэффициент a_2 после его нахождения может быть представлен в виде произведения

$$a_2 = a_3 A^d. \quad (8)$$

Прологарифмировав выражение (7), получим

$$lg \delta_{отл.2p} = lga_2 - bV^{daf}. \quad (9)$$

Как показала проверка взаимосвязь между $lg \delta_{отл.2p}$ и $lg V^{daf}$ является линейной, поэтому выражение (7) верно отражает зависимость $\delta_{отл.2p}$ от V^{daf} и A^d .

Для нахождения коэффициентов a_2 и b_2 используем метод наименьших квадратов (таблица 3).

С учетом значений V^{daf} и параметров, представленных в таблице 3, составим систему уравнений:

$$\Sigma lg \delta_{отл.2p} = 16 lga_2 - b_2 \Sigma lg V^{daf};$$

$$\Sigma (lg V^{daf} lg \delta_{отл.2p}) = \Sigma (lg V^{daf} lga_2) + b_2 \Sigma (lg V^{daf})^2. \quad (10)$$

Решение системы уравнений (10) с учетом значений комплексов, принятых в таблице 3, позволило получить: $a_2=2198$; $b_2=1,477$; $a_3=73,27$.

Тогда зависимость для расчета величины $\delta_{отл.2}$ примет вид

$$\delta_{отл.2p} = 73,27 A^d (V^{daf})^{-1,477}. \quad (11)$$

Табл. 3. Исходные данные для получения формулы (12) и сравнения $\delta_{отл.н.2}$ с $\delta_{отл.2р}$

V^{daf} , %	$\delta_{отл.н}$ при $A^d=0\%$	$\delta_{отл.н}$ при $A^d=0\%$	$\delta_{отл.н} - \delta_{отл.н.2}$	$lg \delta_{отл.н.2}$	$lg V^{daf}$	$(lg V^{daf})^2$	$lg V^{daf} \times lg \delta_{отл.н.2}$	$\delta_{отл.2р}$ по (11)	$\delta_{отл.р}$ по (12)	$\frac{\delta_{отл.н.2} - \delta_{отл.2р}}{\delta_{отл.н.2}} \cdot 100\%$	$\frac{\delta_{отл.н.к} - \delta_{отл.р}}{\delta_{отл.н.к}} \cdot 100\%$
15	91,0	131,0	40,0	1,6021	1,1761	1,3832	1,884230	40,26	128,79	-0,65	1,69
16	84,3	120,3	36,0	1,5563	1,2041	1,4498	1,873941	36,60	119,42	-1,67	0,73
17	78,0	111,0	33,0	1,5185	1,2304	1,5139	1,868362	33,48	110,97	-1,45	0,03
18	72,2	103,0	30,8	1,4886	1,2553	1,5758	1,868640	30,70	103,19	0,32	-0,18
19	67,0	96,0	29,0	1,4624	1,2788	1,6353	1,870117	28,39	96,21	2,10	-0,22
20	62,3	89,3	27,0	1,4314	1,3010	1,6926	1,862251	26,32	89,77	2,52	-0,53
21	58,5	83,3	24,8	1,3945	1,3222	1,7482	1,843808	24,50	83,86	1,21	-0,67
22	54,6	78,0	23,4	1,3692	1,3424	1,8020	1,838014	22,88	78,42	2,22	-0,54
23	51,8	72,6	20,8	1,3181	1,3617	1,8542	1,794857	21,42	73,38	-2,98	-1,07
24	48,0	68,4	20,4	1,3096	1,3802	1,9050	1,807510	20,11	68,72	1,42	-0,47
25	45,0	64,2	19,2	1,2833	1,3979	1,9541	1,793925	18,93	64,41	1,41	-0,33
26	42,6	60,4	17,8	1,2504	1,4150	2,0022	1,769316	17,86	60,41	-0,34	-0,02
27	40,0	56,7	16,7	1,2227	1,4314	2,0489	1,750173	16,89	56,70	-1,14	0,00
28	37,8	53,5	15,7	1,1959	1,4472	2,0944	1,730706	16,01	53,25	-1,97	0,47
29	35,2	50,5	15,3	1,1847	1,4624	2,1386	1,732505	15,21	50,05	0,59	0,89
30	33,0	47,5	14,5	1,1614	1,4771	2,1818	1,715504	14,46	47,06	0,28	0,28
				21,7491	21,4832	29,98	29,003859				

Расчеты величины $\delta_{отл.2p}$ по выражению (11) показывают, что получаемые значения хорошо согласуются с величинами $\delta_{отл.н.2}$, определяемыми по номограмме. Относительная погрешность определения $\delta_{отл.2p}$ находится в пределах +2,52 до -2,98%.

Тогда общая зависимость для расчета нижнего предела взрывчатости, отложившейся на стенках горных выработок угольной пыли примет вид

$$\delta_{отл.р} = 240 \exp(-0,0666 V^{daf}) + 73,27 A^d (V^{daf})^{-1,477}. \quad (12)$$

Расчеты величины $\delta_{отл.р}$ по выражению (12) показывают, что получаемые значения хорошо согласуются с величинами $\delta_{отл.н}$ (таблица 3). Относительная погрешность определения $\delta_{отл.р}$ находится в пределах от +0,85 до -0,58%.

Таким образом, нами получена зависимость (12) хорошо согласующаяся с величинами $\delta_{отл.н}$, получаемыми по номограмме (рис.1) и поэтому она может быть использована для расчетов величины нижнего предела взрывчатости отложившейся на стенках горных выработках угольной пыли.

Библиографический список литературы

1. **Предупреждение** взрывов пыли в угольных и сланцевых шахтах / П.М.Петрухин, М.И.Нецепляев, В.Н.Качан, В.С.Сергеев. — М.: Недра, 1974. — 304 с.
2. **Сборник** инструкций к «Правилам безопасности в угольных шахтах». — К., 2002. — Т.1. — 478 с.
3. **Каталог** шахтопластов по взрывчатым свойствам угольной пыли (Министерство угольной промышленности СССР. Государственный. Макеевский научно-исследовательский институт по безопасности работ в горной промышленности). — М.: Недра, 1992. — 298 с.
4. **Борьба** со взрывами угольной пыли в шахтах / М.И.Нецепляев, А.И.Любимова, П.М.Петрухин и др. — М.: Недра, 1992. — 298 с.
5. **Умнов А.Е., Голик А.С., Палеев Д.Ю., Шевцов Н.Р.** Предупреждение и локализация взрывов в подземных условиях. — М.: Недра, 1990. — 286 с.

© Стукало В.А., 2007

УДК 622.831

ШАШЕНКО А.Н., СТАРОТИТОРОВ И.Ю. (НГУ, г. Днепропетровск)

КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА РАЗРУШЕНИЯ ГОРНЫХ ПОРОД В ОБЪЕМНОМ НАПРЯЖЕННОМ СОСТОЯНИИ

Разработана методика и на ее основе на компьютерных (численных) моделях проведены прочностные испытания горных пород в объемном напряженном состоянии в условиях всестороннего сжатия. Выполнен анализ полученных результатов и определены направления дальнейших исследований.

Общие положения. Необходимые для геомеханических расчетов прочностные характеристики горных пород определяются на основе анализа процесса их разрушения. В этой связи явление разрушения твердых тел неразрывно связано с проблемой их прочности. Для оценки прочности твердых тел в сложном напряженном состоянии разрабатывают так называемые теории прочности: функциональные зависимости, связывающие в одном уравнении критические компоненты напряжений и пределы прочности материала на растяжение, сжатие, сдвиг. На сегодняшний день известно довольно большое количество теорий прочности [1–3]. Все они не универсальны: хорошо описы-

вая процесс разрушения одних твердых тел, они непригодны для других, отличающихся структурой. Таким образом, в настоящее время единой теории прочности твердых тел нет, хотя предпосылки для этого имеются.

В механике горных пород наибольшее распространение получила теория прочности Мора [1, 2]. Она полностью базируется на экспериментальных данных, получаемых при испытаниях образцов горных пород в объемном напряженном состоянии, которое создается, как правило, в приборе Кармана.

Анализ вопроса. Стандартные исследования процесса разрушения горных пород проводятся путем испытаний по определенным методикам породных образцов (блоков), т.е. по сути, физических моделей, имитирующих реальный породный массив. При этом затрачиваются значительные усилия для ликвидации несовершенств самого процесса физического моделирования, таких как торцевые условия, качество обработки поверхностей, особенностей испытательных машин, погрешностей измерительных приборов и т.п. Все вышеуказанные недостатки физического моделирования приводят к тому, что экспериментальные данные, полученные путем лабораторных испытаний породных образцов, являются в известной степени величинами случайными. Для получения же более точных результатов необходимо выполнить большое количество лабораторных опытов, проведение которых очень трудоемко и требует больших материальных затрат.

Благодаря развитию и доступности вычислительной техники в настоящее время наметилась тенденция использовать при проведении геомеханических исследований компьютерное моделирование процессов вместо натуральных и лабораторных испытаний. Компьютерное моделирование процесса разрушения породных образцов в объемном напряженном состоянии в отличие от физического моделирования лишено отмеченных выше недостатков. Оно позволяет ограничиться определенной теорией прочности и результатами обычных испытаний образцов горных пород на одноосное сжатие (растяжение, сдвиг). При этом можно учесть естественную вариацию этих параметров, задавая в компьютерной стохастической модели параметры того или иного закона распределения.

подавляющее большинство программных комплексов, пригодных для решения подобных геомеханических задач, построено в настоящее время, как правило, на базе одного из численных методов — метода конечных элементов [4].

Постановка задачи. Целью данной работы является:

1. Разработка методики компьютерного моделирования процесса разрушения горных пород.
2. Описание хода проведения эксперимента по изучению процесса разрушения горных пород в объемном напряженном состоянии на компьютерных моделях.
3. Сравнительный анализ полученных результатов исследований с опубликованными аналитическими и экспериментальными данными для установления пригодности применения компьютерного моделирования при оценке прочности горных пород.

Решение задачи. В процессе исследований на компьютерной модели имитировались испытания в условиях трехосного сжатия. Как известно, прочность пород в условиях объемного сжатия существенно зависит от соотношения между главными напряжениями: σ_1 , σ_2 и σ_3 . Согласно предпосылке Мора, промежуточное по величине напряжение σ_2 оказывает незначительное влияние на разрушение горных пород, поэтому их прочность определяется, прежде всего, разностью наибольшего и наименьшего напряжений $\sigma_1 - \sigma_3$ [1]. В связи с этим моделирование процесса объемного разрушения горных пород производилось при следующем соотношении компонентов главных напряжений $\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$. Такие условия нагружения создаются в приборе Кармана.

Для изучения процесса разрушения горных пород в объемном напряженном состоянии была разработана объемная конечно-элементная модель породного образца (рис. 1), который полагался изотропным, линейно-упругим и на первом этапе исследований — однородным. Размеры породного образца $50 \times 50 \times 100$ мм.

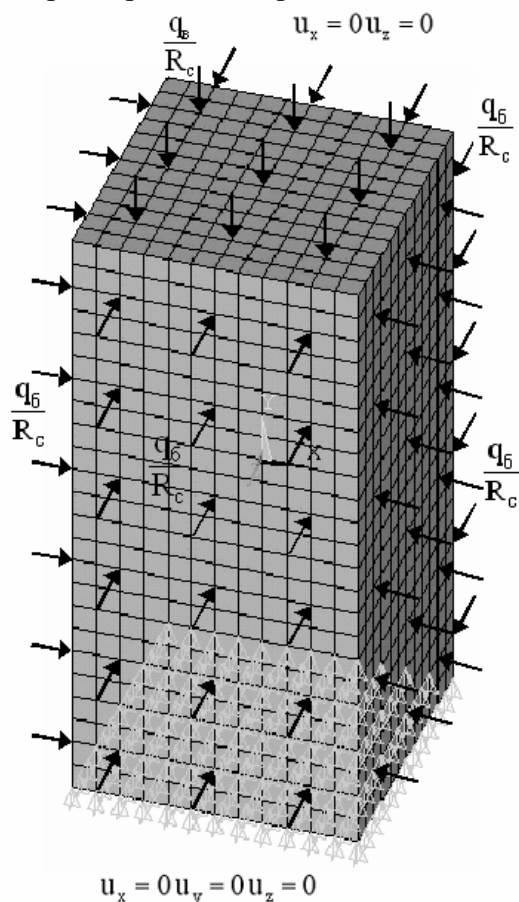


Рис. 1. Конечно-элементная модель породного образца

В качестве исходных данных для проведения эксперимента задаются упругие постоянные — модуль Юнга и коэффициент Пуассона, объемный вес пород и предел прочности пород на одноосное сжатие. Численные значения всех перечисленных физико-механических параметров приведены в табл. 1.

Табл. 1. Исходные данные для задачи

Физико-механический параметр	Значение
Модуль упругости, МПа	$2,4 \cdot 10^4$
Коэффициент Пуассона	0,23
Объемный вес, Мкг/м ³	$2,6 \cdot 10^{-3}$
Предел прочности на сжатие, МПа	36

Граничные условия имеют следующий вид (см. рис. 1):

— сжимающая распределенная нагрузка, действующая на верхней q_b и боковых гранях модели q_6 ;

— на нижней грани модели вертикальные перемещения равны нулю, т.е. перемещения в направлении оси OY равны нулю;

— на нижней и верхней гранях равны нулю оба горизонтальных перемещения, то есть перемещения в направлении осей OX и OZ равны нулю.

При моделировании процесса разрушения горной породы распределенная нагрузка задавалась в долях от предполагаемого предела прочности материала блока на одноосное сжатие, то есть на верхнюю грань модели действовала определенная безразмерная нагрузка $\frac{q_B}{R_c}$, а на боковые грани — $\frac{q_6}{R_c}$. На каждом этапе нагружения выполнялась оценка напряженно-деформированного состояния блока в соответствии с принятой теорией прочности и определялся уровень разрушающей нагрузки, вызывающей переход материала блока в стадию неупругого деформирования.

Полагалось, что блок породного массива переходит в разрыхленное состояние, т.е. разрушается, в том случае, когда для материала внутри него выполняется условие:

$$\sigma_e \geq R_c, \quad (1)$$

где σ_e — эквивалентные напряжения, действующие в точке массива; R_c — предел прочности пород на одноосное сжатие.

Так как нагрузка задавалась в долях от предполагаемого предела прочности пород на одноосное сжатие, то выражение (1) примет следующий вид

$$\frac{\sigma_e}{R_c} \geq 1, \quad (2)$$

Это неравенство означает, что породный блок перейдет в разрыхленное состояние лишь в случае, когда во всех элементах конечно-элементной сетки выполнится условие (2).

Для вычисления эквивалентного напряжения в данной работе использовался критерий прочности Л.Я.Парчевского — А.Н.Шашенко [1]

$$\sigma_e = \frac{(1-\psi)(\sigma_1 + \sigma_3) + \sqrt{(1-\psi)^2(\sigma_1 + \sigma_3)^2 + 4\psi(\sigma_1 - \sigma_3)^2}}{2\psi} \leq R_c, \quad (3)$$

где $\psi = \frac{R_p}{R_c}$ — коэффициент хрупкости горных пород; R_p — предел прочности на растяжение; σ_1 и σ_3 — главные значения компонентов тензора напряжений.

Методика исследований. Испытания проводились следующим образом.

1. К боковым граням модели прикладывается некоторая, заранее определенная, сжимающая нагрузка $\frac{q_6}{R_c}$, которая требуется для создания одного из двух главных напряжений σ_2 либо σ_3 , причем $\sigma_2 \geq \sigma_3$.

2. К верхней грани модели прикладывается сжимающая нагрузка $\frac{q_B}{R_c} \geq \frac{q_6}{R_c}$, предельная величина которой в ходе эксперимента подбирается в соответствии со значением задаваемой боковой нагрузки.

3. При каждом значении нагрузки $\frac{q_B}{R_c}$ вычисляются эквивалентные напряжения по формуле (3) во всех элементах конечно-элементной сетки. В связи с тем, что все нагрузки заданы в долях от предполагаемого предела прочности пород на сжатие, то и

вычисленные по данной формуле эквивалентные напряжения в результате также получатся в долях от предполагаемого предела прочности пород на сжатие.

4. Эксперимент продолжается до тех пор, пока в каждом из элементов не выполнится условие (2), то есть до полного разрушения породного блока. Причем условие (2) должно выполняться таким образом, чтобы значения эквивалентных напряжений были равными или близкими по величине к единице.

5. Значения максимального и минимального главных напряжений, при которых выполняется условие, описанное в предыдущем пункте, заносятся в таблицу (см. табл. 2).

6. Далее испытывается следующая модель, то есть эксперимент начинается сначала, но при другом значении величины нагрузки $\frac{q_6}{R_c}$.

7. Испытав достаточное количество моделей (обычно не менее 10), по найденным значениям максимальных и минимальных главных напряжений строят предельные круги напряжений (круги Мора) и огибающую к ним.

Табл. 2. Результаты испытаний породного образца (при $\Psi=0,1$)

№ испытания	$\frac{q_6}{R_c}$	$\frac{q_6}{R_c}$	$\frac{\sigma_3}{R_c}$	$\frac{\sigma_1}{R_c}$
1	0,0	1,00	0,0	1,00
2	0,1	1,25	0,1	1,25
3	0,2	1,47	0,2	1,47
4	0,3	1,67	0,3	1,67
5	0,4	1,87	0,4	1,87
6	0,5	2,05	0,5	2,05
7	0,6	2,23	0,6	2,23
8	0,7	2,40	0,7	2,40
9	0,8	2,58	0,8	2,58

Анализ полученных результатов. По описанной выше методике были испытаны девять численных моделей породных блоков. Безразмерная нагрузка, действующая на боковые грани модели $\frac{q_6}{R_c}$, последовательно принимала следующие значения: 0; 0,1; 0,2; 0,3; 0,4; 0,5; 0,6; 0,7; 0,8.

Значения эквивалентных напряжений, полученные при выполнении каждого опыта, удовлетворяли условию (2). В процессе эксперимента отклонений от этого условия не наблюдалось.

В результате проведенных испытаний был получен определенный ряд значений максимальных и минимальных главных напряжений (табл. 2) по которым были построены предельные круги Мора и огибающая к ним (рис. 2) для хрупких горных пород с коэффициентом $\Psi=0,1$.

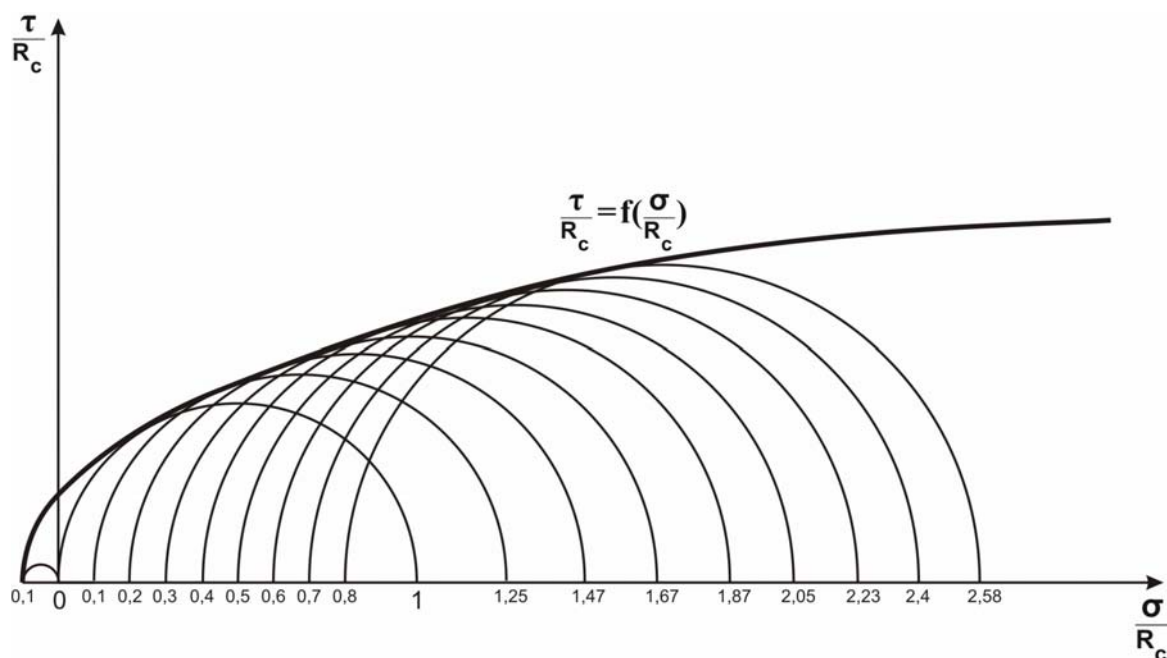


Рис. 2. Графическая интерпретация исследуемого объемного напряженного состояния

По изложенной выше методике был выполнен ряд дополнительных испытаний породного блока с целью проведения сравнительного анализа полученных результатов исследований с аналитическими и экспериментальными данными. В качестве последних использованы результаты испытаний горных пород, полученные А.Н.Ставрогиным [1] (рис. 3). Условие прочности (3) для крайних случаев имеет следующие выражения:

$$\text{— при } \Psi=0 \text{ — } \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)^2}{(\sigma_1 + \sigma_3)} \leq R_c;$$

$$\text{— при } \Psi=1 \text{ — } (\sigma_1 - \sigma_3) \leq R_c.$$

Сопоставление значений максимальных и минимальных главных напряжений (табл. 3) с результатами аналитических и лабораторных испытаний были отображены на графике, представленном на рис. 3. Черные квадраты — результат компьютерного моделирования.

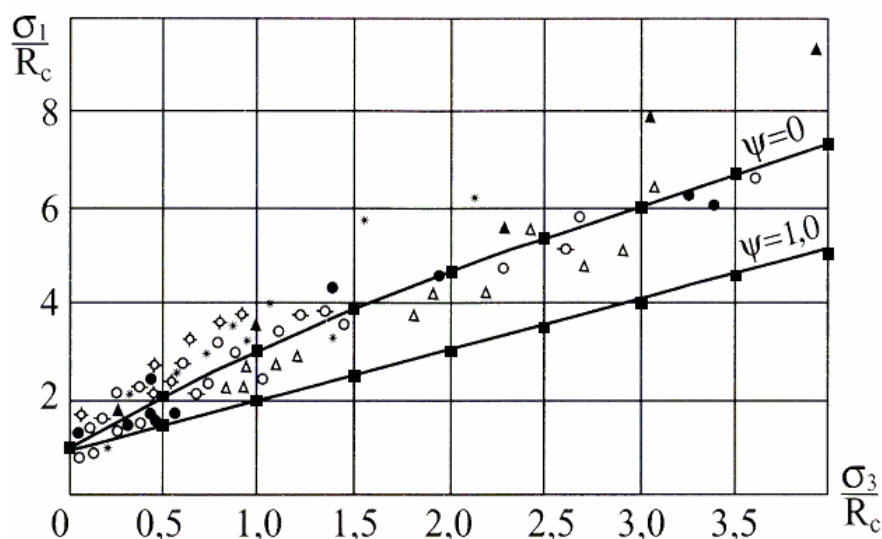


Рис. 3. Сравнение полученных результатов компьютерного моделирования (■) с аналитическими (3) и экспериментальными [1] данными

Табл. 3. Результаты испытаний породного образца (при $\Psi=0$ и $\Psi=1$)

№ испытания	При $\Psi=0$		При $\Psi=1$	
	$\frac{\sigma_3}{R_c}$	$\frac{\sigma_1}{R_c}$	$\frac{\sigma_3}{R_c}$	$\frac{\sigma_1}{R_c}$
1	0,0	1,00	0,0	1,0
2	0,5	2,12	0,5	1,5
3	1,0	3,00	1,0	2,0
4	1,5	3,81	1,5	2,5
5	2,0	4,57	2,0	3,0
6	2,5	5,30	2,5	3,5
7	3,0	6,00	3,0	4,0
8	3,5	6,70	3,5	4,5
9	4,0	7,38	4,0	5,0

Как следует из рисунка, результаты компьютерного моделирования процесса разрушения горных пород в объемном напряженном состоянии достаточно хорошо совпадают с результатами аналитических и экспериментальных исследований.

Следующий цикл виртуального нагружения и разрушения породных образцов в форме параллелепипеда был предпринят с целью проверки правильности предпосылки О.Мора об отсутствии влияния на прочность горных пород (или иных твердых тел) промежуточного напряжения σ_2 . При этом если в описанном выше эксперименте полагалось, что $\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$, то в последующих восьми соблюдалось условие $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$, где величина σ_2 изменялась с шагом 0,1. Величина σ_3 в этом эксперименте фиксирована.

Результаты виртуального моделирования представлены на рис. 4.

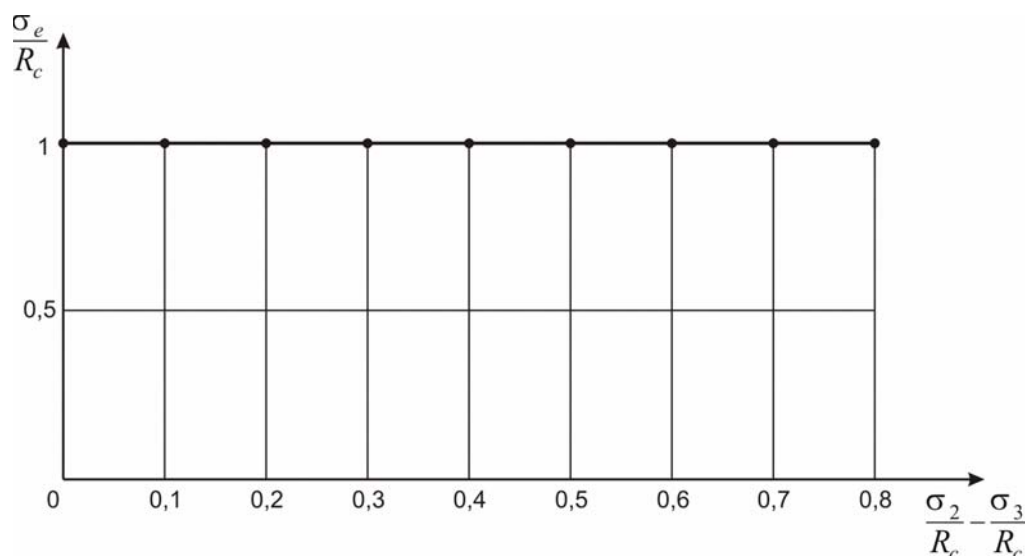


Рис. 4. Результаты виртуального моделирования

Из рисунка 4 следует, что предпосылка О.Мора верна и ее использование существенно упрощает аналитические исследования в области разрушения горных пород.

Таким образом, исследуемая компьютерная модель адекватно отражает явление разрушения горных пород в объемном напряженном состоянии, а сам метод вполне может быть использован при решении геомеханических задач.

Дальнейшие исследования. В дальнейших исследованиях планируется проведение аналогичных экспериментов для объемных численных моделей неоднородного и трещиноватого породного массива.

Выводы

1. Разработана методика компьютерного моделирования процесса разрушения горных пород в объемном напряженном состоянии, пригодность которой подтверждается полученными результатами исследований.

2. По результатам сравнительного анализа полученных результатов исследований с опубликованными аналитическими и экспериментальными данными можно сделать вывод о том, что правильно построенная компьютерная модель адекватно отражает прочностные характеристики горных пород.

3. Результаты, полученные в процессе проведения опытов на численной модели породного образца, подтвердили возможность практического использования теории прочности О.Мора.

4. Проведенные в настоящей работе исследования процесса разрушения горных пород в объемном напряженном состоянии позволяют утверждать о том, что на данный момент компьютерное моделирование является самым удобным, эффективным и как следствие перспективным средством при решении геомеханических задач.

Библиографический список

1. **Шашенко А.Н., Пустовойтенко В.П.** Механика горных пород: Учебник для вузов. — К.: Новый друк, 2003. — 400 с.
2. **Шашенко А.Н., Майхерчик Т., Сдвижкова Е.А.** Геомеханические процессы в породных массивах: Монография. — Днепропетровск: Национальный горный университет, 2005. — 319 с.
3. **Дидык Р.П., Кузнецов Е.В., Забара В.Н.** Физические основы прочности. Учебник. — Д.: Наука и образование, 2005. — 608 с.
4. **Фадеев А.Б.** Метод конечных элементов в геомеханике. — М.: Недра, 1987. — 236 с.

© *Шашенко А.Н., Старотиторов И.Ю., 2007*

УДК 622.281.013.

НОВИКОВ А.О., САХНО И.Г. (ДонНТУ)

ИССЛЕДОВАНИЕ ОСОБЕННОСТЕЙ ДЕФОРМИРОВАНИЯ ПОРОДНОГО МАССИВА, ВМЕЩАЮЩЕГО ВЫРАБОТКУ, ЗАКРЕПЛЕННУЮ АНКЕРНОЙ КРЕПЬЮ

В статье приведены результаты шахтных инструментальных наблюдений на глубинных замерных станциях и описаны установленные особенности деформирования породного массива, вмещающего выработку с анкерной крепью.

На современном этапе развития горной науки можно считать общепризнанным, что на величину смещений контура выработки и нагрузки на крепь определяющее влияние оказывают размеры и интенсивность развития зоны неупругих деформаций (ЗНД). Изучению закономерностей образования и развития ЗНД посвящены работы многих отечественных и зарубежных ученых.

Основные результаты этих исследований следующие. Максимальные смещения пород на контуре выработки происходят в направлении, перпендикулярном напластованию пород. До 80% смещений в полость выработки вызваны увеличением объема пород при их разрушении. Размер зоны неупругих деформаций зависит от глубины заложения выработки, ее размеров и прочности вмещающих пород и составляет от 2 до 9 м. При отсутствии повторного нарушения равновесного состояния до 60% величины конечных смещений контура выработки происходит в первый месяц после проведения выработки, а в дальнейшем скорость деформирования снижается. В выработках, закрепленных рамной крепью, максимальные деформации массива происходят на контуре выработки. По мере удаления от контура выработки в глубь массива деформации пород уменьшаются.

В настоящее время до 90% протяженности поддерживаемых выработок на действующих и реконструируемых шахтах закреплено металлическими податливыми рамными конструкциями крепи. Несмотря на то, что анкерное крепление как конструкция известно с глубокой древности, объемы его применения до сих пор незначительны. Этим отчасти можно объяснить тот факт, что при большом количестве исследований посвященных изучению особенностей и закономерностей деформирования вмещающего выработки массива, для выработок, закрепленных анкерной крепью, они практически не изучены.

Учитывая перспективы расширения использования анкерных систем для крепления выработок различного назначения на шахтах Украины, как одного из приоритетных направлений интенсификации производства, проведение таких исследований, несомненно, является актуальным.

С целью изучения особенностей и закономерностей деформирования породного массива, вмещающего выработки, закрепленные анкерной крепью, авторами статьи были проведены шахтные наблюдения на замерных станциях, оборудованных глубинными реперами.

Для исследований были выбраны подготовительные выработки шахты «Добропольская», имеющей большой опыт внедрения анкерных систем.

Комплексные замерные станции, оборудованные контурными и глубинными реперами, были установлены в конвейерном штреке северной коренной лавы пл. k_8^H горизонта 450 м ОП «Шахта «Добропольская» ГП «Добропольеуголь».

Выработка предназначалась для бурошнековой выемки угля. Выработка находилась вне зоны влияния очистных работ, так как принятая в проекте организации работ ширина межскважинного целика составляла не менее 0,6 м. Глубина заложения выработки — 462 м. Угол падения пород в пределах рассматриваемого участка составлял 8° . Мощность пласта угля колебалась от 0,63 до 0,70 м. Непосредственная кровля пласта представлена аргиллитом темно-серым, мощностью 1,9 м, с пределом прочности на одноосное сжатие 27–29 МПа. Основная кровля пласта — алевролит темно-серый мощностью 7,2 м и пределом прочности на одноосное сжатие 30 МПа.

Непосредственно в почве залегал алевролит серый, в верхней части слоя «кучерявичик» слабослюдистый. Мощность слоя 2,4 м, предел прочности на одноосное сжатие 28–32 МПа. Ниже залегал песчаник светло-серый мощностью 3,5 м и пределом прочности на одноосное сжатие 32–37 МПа.

Штрек имел прямоугольную форму поперечного сечения. Высота выработки в проходке составляла 3,3 м, ширина — 4,8 м.

Выработка длиной 270 м проводилась при помощи комбайна КПД-32. Средняя скорость подвигания подготовительного забоя — 190 м/мес. При этом плотность уста-

новки анкеров — 0,77 анк/м². Анкеры длиной 2,4 м устанавливались в забое выработки под подхват, изготовленный из профиля СВП-22 длиной 3,6 м. Закрепление стального анкера в шпуре производилось химическим способом.

Оборудование замерных станций и производство замеров на них производилось согласно методике ВНИМИ [1].

Три замерные станции были оборудованы непосредственно в забое штрека. Схема их расположения приведена на рис. 1.

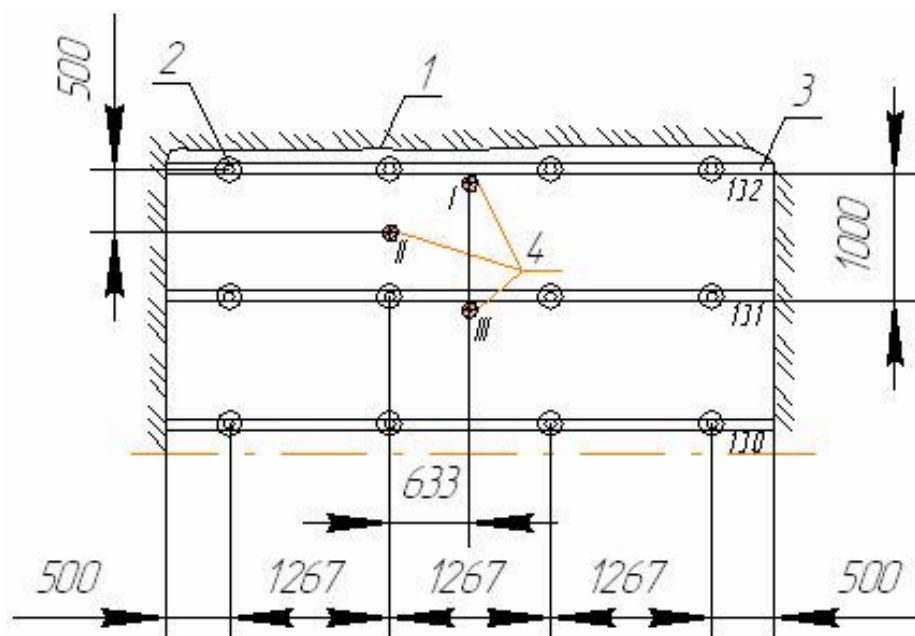


Рис. 1. Схема расположения замерных станций с глубинными реперами относительно друг друга и забоя проводимого штрека: 1 — контур выработки; 2 — анкер; 3 — спецпрофиль, под который установлены анкеры; 4 — замерные станции

Каждая станция представляла собой скважину, пробуренную в кровлю выработки, оборудованную 16 глубинными реперами и три контурных репера: два в боках и один — в почве выработки. Расстояние между центрами глубинных реперов в скважине составляло от 0,24 до 0,28 м. Конструкция замерной станции приведена на рисунке 2.

Диаметр скважины для глубинных реперов составлял 27 мм, а длина 4,2–4,4 м. Глубинные репера при помощи специального досыльника помещались в скважину. Глубинный замок репера (рис. 2, б) представлял собой отрезок стальной трубы 5 длиной 40 мм, на который при помощи заклепок 7 с четырех сторон была прикреплена стальная полоса 6 для установки его в шпуре, на фиксированном удалении от контура выработки.

От каждого глубинного замка из скважины выводилась связь, выполненная из оцинкованной проволоки 2, на конце которой было закреплено кольцо 4 и пластинка с номером репера.

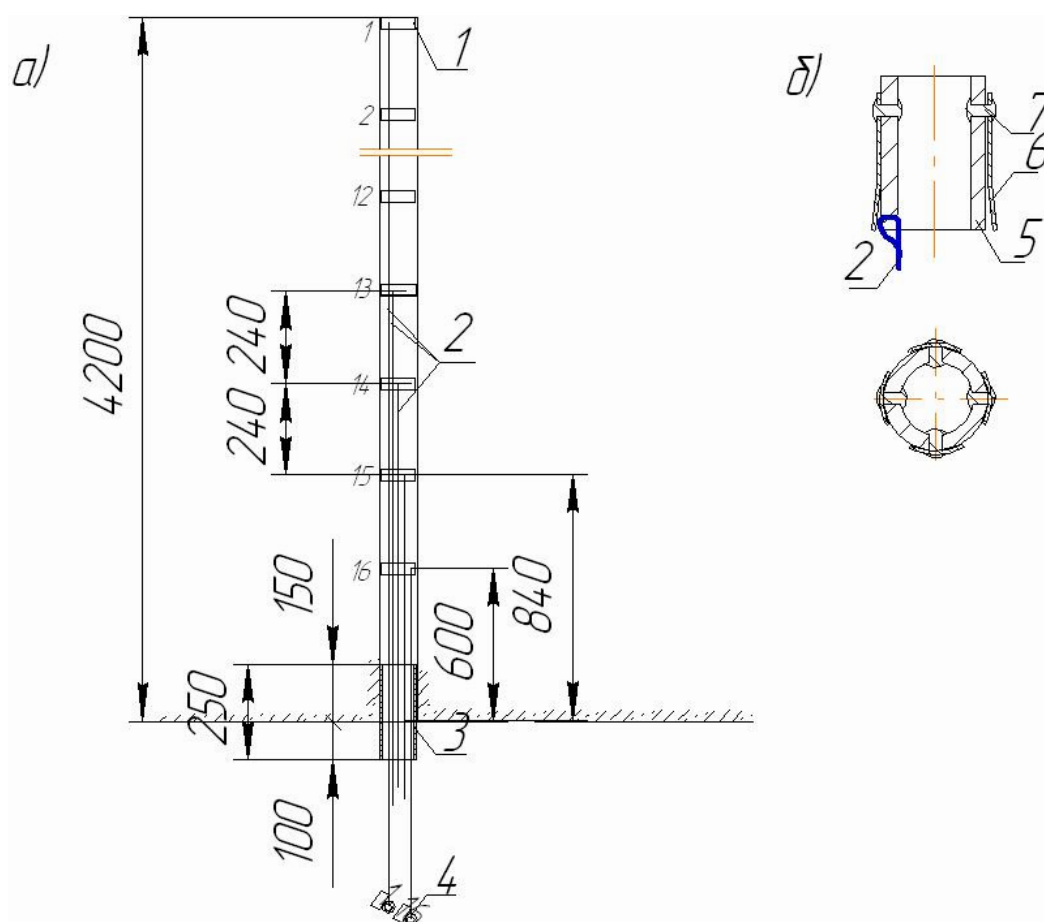


Рис. 2. Схема замерной станции (*а*) и конструкция глубинного репера (*б*): 1 — глубинный репер; 2 — тяги глубинных реперов; 3 — кондуктор; 4 — замерное кольцо; 5 — отрезок стальной трубы; 6 — стальная полоса; 7 — заклепка

В устье скважины устанавливался кондуктор 3 длиной 0,25 м, выполняющий роль контурного репера. При каждом замере фиксировалось расстояние от выступающей части кондуктора до кольца с номером репера.

Смещения глубинных реперов определялись по величине изменения расстояния между кольцом и кондуктором. Измерения проводились с помощью рулетки конструкции ВНИМИ (погрешность измерения рулеткой $\pm 0,5$ мм).

При обработке результатов натуральных наблюдений за смещениями глубинных реперов на экспериментальном участке предполагалось, что репер №1, имеющий максимальную глубину заложения (4,2 м), является неподвижным. Такое допущение основано на том, что развитие зоны неупругих деформаций вокруг выработки не происходит мгновенно, а занимает некоторый промежуток времени. В данной статье приведены результаты замеров смещений произошедших в течение 31 суток после установки замерных станций. Предполагалось, что деформации во вмещающем выработку массиве за этот период, не распространятся на глубину более 4,2 м, что подтверждается результатами исследований И.Л.Черняка [2].

Для изучения процесса развития деформаций во вмещающем выработку массиве были построены графики относительных смещений пород между глубинными реперами в направлении от контура выработки вглубь массива (рис. 3–5). Породы на участке скважины между глубинными реперами считали разрушенными, если фактическая величина относительных деформаций превышала предельное для породы значение. Согласно исследованиям, проведенным в МГИ под руководством И.Л.Черняка [2] пре-

дельные относительные деформации для глинистого сланца составляют $3 \cdot 10^{-2}$, а для песчаного сланца $2 \cdot 10^{-2}$.

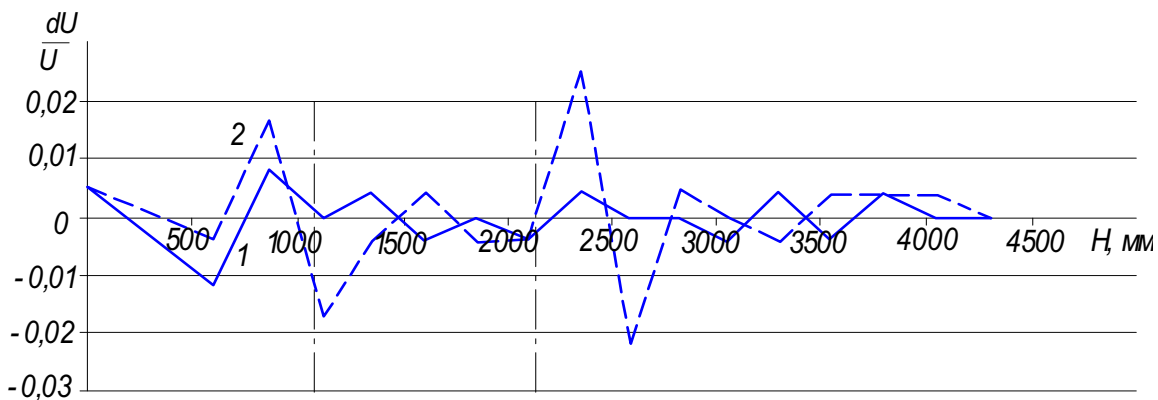


Рис. 3. Графики зависимости относительных деформаций пород кровли от расстояния до контура выработки через 1–5 и 2–8 суток после проведения выработки

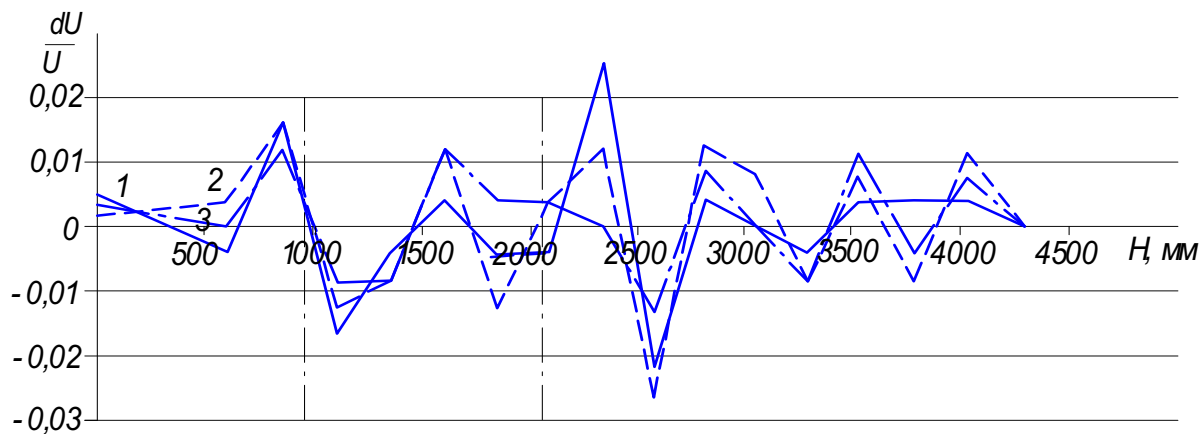


Рис. 4. Графики зависимости относительных деформаций пород кровли от расстояния до контура выработки через 1–8, 2–12 и 3–16 суток после проведения выработки

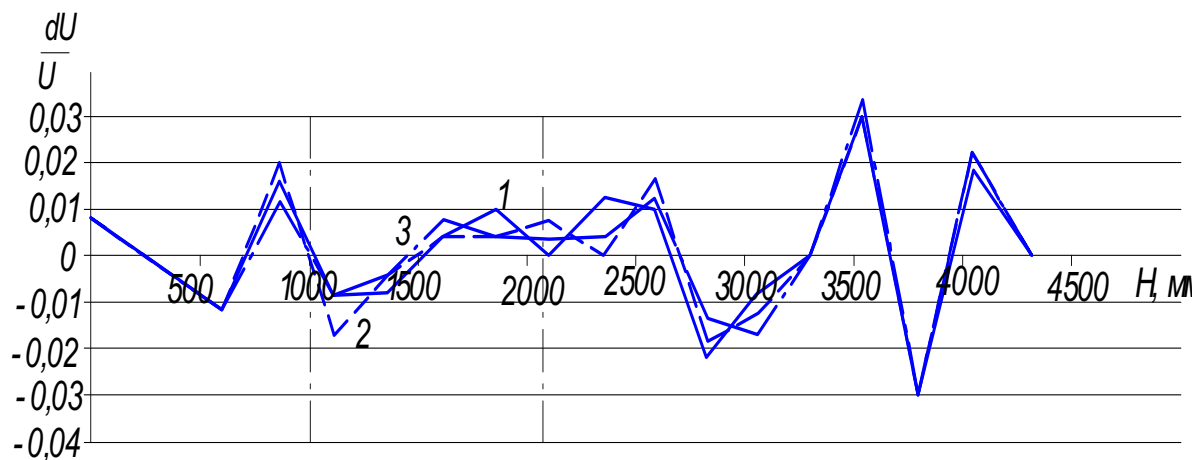


Рис. 5. Графики зависимости относительных деформаций пород кровли от расстояния до контура выработки через 1–23, 2–27 и 3–31 сутки после проведения выработки

Анализ графиков относительных деформаций пород в массиве в зависимости от расстояния от контура выработки показал, что уже на 8 сутки после проведения выработки на расстоянии от контура 2,3–2,4 м породы разрушаются, о чем свидетельствуют относительные деформации равные 0,025, что приводит к перераспределению напряжений за пределами этого участка. На 19-ые сутки наблюдений разрушения происходят на участке пород, удаленном от контура на 3,4–3,5 м и сжатие ранее разрушенных пород, на глубине 2,3–2,4 м. До 23-ех суток наблюдений этот процесс продолжается. На 27-ые сутки наблюдений, разрушения распространяются в глубь массива и происходят уже на удалении 4,0–4,1 м от контура выработки. Вместе с тем, разрушающие относительные деформации пород имеют место на участке скважины, удаленном на расстояние 0,9 м от контура (т.е. в пределах закрепленной анкерами части массива). На 31 сутки наблюдается уплотнение ранее разрушенных пород на расстоянии 0,9 м от контура выработки и дальнейшее развитие деформаций в глубь массива на участках удаленных на 3,5 и 4,0 м от контура. Дальнейшие наблюдения показывают, что происходит затухание интенсивных деформаций пород во вмещающем массиве с сохранением выше описанных закономерностей.

Примечательно, что приконтурный участок массива (до 2 м от контура выработки), перемещался практически единым блоком, а относительные деформации пород на участках между глубинными реперами в его пределах не превышали предельные значения. Это свидетельствует о том, что на нем была создана грузонесущая породно-анкерная конструкция.

Непосредственно за этим участком наблюдается зона сжатия, а за ней — зона разрушения пород. Таким образом, образованная в кровле выработки армо-породная конструкция выполняет роль крепи, воспринимая нагрузку от развития зоны разрушения за своим контуром.

Образование вблизи контура выработки зоны сжатия можно объяснить уплотнением ранее разрушенных пород между созданной в массиве породно-анкерной конструкцией и подхватом из спецпрофиля, так как замерная станция была установлена непосредственно вблизи профиля.

Таким образом, обработка результатов шахтных натурных наблюдений за смещениями глубинных реперов в выработке, закрепленной анкерной крепью, позволила сделать следующие выводы.

Вокруг горной выработки, закрепленной анкерной крепью, образуется зона неупругих деформаций и зона разрушения. Особенностью образования зоны разрушенных пород является то, что она начинает развиваться не от контура выработки (как это было установлено для выработок, закрепленных традиционными, рамными конструкциями крепи), а от внешней границы той части массива, в которой установлена анкерная крепь. При этом, образованная в приконтурной части массива породно-анкерная конструкция смещается в полость выработки единым блоком, практически без расслоения скрепленных анкерами пород, воспринимая нагрузку от развивающейся ЗРП. Породы, вмещающие горную выработку, закрепленную анкерной крепью, как и вокруг выработок, закрепленных традиционными конструкциями крепи, испытывают деформации растяжения и сжатия.

Сразу после проведения выработки, еще до момента установки анкеров, происходит перераспределение напряжений во вмещающем ее массиве. Поскольку возникающие при этом напряжения превышают прочность вмещающих пород, то образуется фронт разрушения, направленный от контура выработки вглубь массива. После установки анкерной крепи (образования грузонесущей породно-анкерной оболочки) эти процессы некоторое время не прекращаются. По мнению авторов это связано с новым, последующим после этого, перераспределением в массиве напряжений и затуханием

уже начавшихся на контуре выработки и прилегающей части массива процессов разрушения, происходящих из-за наличия в породах ослаблений, связанных в первую очередь с технологическими причинами (качеством производства работ по проведению и креплению выработки).

При правильно выбранных параметрах анкерования образующаяся породно-анкерная конструкция имеет более высокие прочностные характеристики, чем окружающий массив, что обеспечивает сохранение ее сплошности.

После формирования в окрестности выработки несущей породно-анкерной конструкции начинается расслоение пород за ее пределами. Породно-анкерная крепь не только воспринимает нагрузку от разрыхления пород в зоне разрушения, но и сдерживает развитие фронта разрушения в сторону выработки, а также препятствует распространению деформаций пород в пределах ЗНД в направлении полости выработки. Таким образом, можно рассматривать создаваемую в массиве породно-анкерную конструкцию как крепь выработки.

С целью углубления и расширения существующих представлений о деформационных процессах, происходящих во вмещающем выработки, закрепленные анкерной крепью, массиве, авторами намечено провести широкомасштабные шахтные инструментальные наблюдения.

Библиографический список

1. **Методические** указания по исследованию горного давления на угольных и сланцевых шахтах. — Л.: ВНИМИ, 1973. — 102 с.
2. **Черняк И.Л.** Повышение устойчивости подготовительных выработок. — М.: Недра, 1993. — 256 с.

© Новиков А.О., Сахно И.Г., 2007

УДК 6227

СМИРНОВ А.И., ВОЛКОВА Е.И., ПЕРЕПИЧАЙ Н.В. (ДонНТУ)

ОЧИСТКА СТОКОВ И УТИЛИЗАЦИЯ ОТВЕРЖДЕННЫХ ОТХОДОВ УГОЛЬНЫХ ШАХТ

В статье предложен метод решения проблемы утилизации осадков шахтных вод. Отсутствие эффективной технологии и высокопродуктивного оборудования для утилизации осадков шахтных вод приводит к значительному загрязнению окружающей среды. Применяемые в настоящее время методы очистки загрязненных шахтных вод позволяют получить продукт, затраты на утилизацию которого превосходят затраты на очистку воды.

Промышленное производство, обеспечивающее жизнедеятельность человечества, одновременно является источником большого количества небезопасных отходов, интенсивно загрязняющих водоемы, землю и воздух. Вода выносит огромные массы растворенных веществ в моря и океаны, где происходят сложные химические и биохимические процессы, способствующие самоочищению водоемов.

Но усиление загрязнения воды промышленными и бытовыми отходами приводит к нарушению процессов самоочищения, наносит ущерб обитателям водоемов. Поэтому

первостепенное значение приобретают вопросы охраны водных источников от истощения, а также от загрязнений сточными водами.

Существующие методы позволяют очищать стоки почти всех отраслей промышленности. Однако методы очистки шахтных вод связаны с образованием большого количества рыхлого, плохо отдающего влагу осадка, затраты на утилизацию которого превосходят затраты на очистку воды. До настоящего времени все еще остаются нерешенными вопросы утилизации стоков угольных шахт. Следует отметить, что это наиболее трудно решаемая задача во всем процессе очистки шахтных вод, требующая значительных временных и финансовых затрат. Не преодолен даже первоначальный барьер в решении этого вопроса — получение обезвоженного осадка, доведенного до транспортабельного состояния. В промышленных условиях такие работы не проводились, не решены они и на экспериментальных этапах.

В угольной промышленности Украины проводились работы по обезвоживанию осадков шахтных вод на центрифугах и фильтрах, но дальше экспериментов эти работы не продвинулись. Между тем, шахтами Украины ежегодно выдается около 900 млн. м³ шахтной воды, содержание взвешенных веществ в которой 100–1000 мг/л. Так, например, шахты объединения «Торезантрацит» попутно с добычей угля ежегодно выдают около 56 млн. м³ воды, в которой содержится более 12 тыс. т взвешенных веществ (твердого осадка). Ежегодный объем этих осадков в жидком состоянии около 100 тыс. м³. Эти отходы заполняются пруды-накопители, строящиеся в балках и оврагах. Потенциальная возможность загрязнения гидрографической сети увеличивается при неблагоприятных погодных условиях: во время паводков или обильных дождей осадок часто уносится в близко расположенные водоемы.

Выбору направления исследований предшествовало изучение отечественных и зарубежных разработок по отверждению осадков сточных вод, причем в отечественных публикациях рекомендаций по изучаемой проблеме практически нет [1–6].

В настоящей работе исследована возможность сгущения и дальнейшего отверждения осадков шахтных вод с целью их утилизации. Были использованы осадки шахт «Рассыпнянская» №2 и «Волынская». Для выполнения анализа осадков были отобраны пробы массой 120 кг из каждого пруда-накопителя.

Часть отобранной пробы подвергали химическому анализу и определению ситового состава взвешенных веществ.

Результаты химического анализа приведены в табл.1. Как показали дальнейшие исследования, наличие соединений алюминия, железа, кремния и магния способствует отверждению осадка шахтных вод при вводе реагентов. Однако высокая зольность осадка, в пределах 40%, свидетельствует о наличии значительного количества угольных частиц, что отрицательно влияет на прочность отвержденной массы.

Табл. 1. Химический состав осадков шахтных вод

Наименование шахт	Влажность, %	Плотность твердого, г/см ³	Зольность, %	Химический состав золы, %					
				SiO ₂	Fe ₂ O ₃	Al ₂ O ₃	CaO	MgO	SO ₃
Рассыпнянская	46,6	2,21	40,97	48,50	2,50	19,55	14,02	2,52	3,52
Волынская	46,0	1,89	41,16	51,70	8,10	23,77	1,82	2,72	-

Гранулометрический состав осадка воды шахты «Рассыпнянская» показан в табл.2. Зольность осадка показывает наличие угольных частиц, что свидетельствует о неполном их извлечении.

Табл. 2. Гранулометрический состав осадка воды шахты «Рассыпнянская»

Классы, мм	Выход, %	Зольность, %
0,2	0,84	33,19
0,1 – 0,2	25,45	27,15
0,063 – 0,100	8,29	32,94
0,003 – 0,100	9,71	53,77
0,001 – 0,003	20,31	60,76
0,001	25,40	62,38
Итого:	100,00	46,64

Данную работу вели по двум направлениям:

— исследовали возможность получения сгущенного осадка при очистке шахтных вод (до 400 г/л);

— исследовали возможность отверждения сгущенных осадков шахтных вод.

Сгущение осадков шахтных вод проводили на лабораторной установке (рис.1) производительностью 30–60 л/ч в зависимости от содержания твердого в питании.

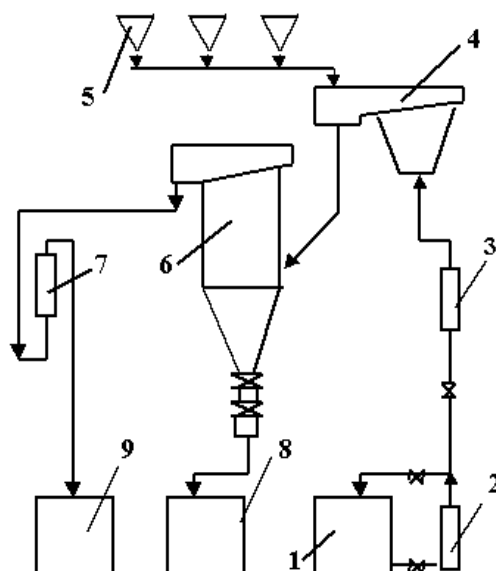


Рис.1. Лабораторная установка для сгущения осадков шахтных вод: 1 — емкость питания; 2 — насос; 3 — расходомер; 4 — воздухоотделитель; 5 — капельницы; 6 — сгуститель; 7 — расходомер; 8 — емкость сгущенного; 9 — емкость слива

В качестве сгущающего реагента использовали полиакриламид. Расход реагента составлял 5,7 мг/л. Для экспериментов использовали осадок с содержанием в нем взвешенных веществ 60 г/л. Результаты экспериментов показали, что осадок осаждается и уплотняется в течение 1 мин. до содержания в нем взвешенных веществ 300–350 г/л.

Для отверждения осадков шахтных вод применяли отверждающие составы на основе силиката натрия (жидкого стекла). В качестве отверждающих добавок в осадок вводили хлористый кальций, алюминат натрия и серноокислый алюминий. Расход добавок составлял 5–10 кг на тонну твердого осадка. Для улучшения контакта реагентов с частицами осадка и силикатом натрия водорастворимые добавки вводили в виде 10%-ного раствора. С целью значительного ускорения процесса отверждения целесообразно

вводить в состав добавки порошка натрия кремнефтористого, расход которого может быть в пределах 5 кг на тонну твердого осадка.

Учитывая сложность применения в промышленных условиях большого количества компонентов, в отверждаемый осадок вводили, как правило, не более 3-х компонентов.

При проведении эксперимента отвержденный осадок на разных стадиях его преобразования имел различную плотность и внешний вид, что позволило условно называть его по степени отверждения: гель, паста, замазка, полное отверждение. При достижении стадии «замазки» осадок укладывался в форму размером 160×40×40 мм до полного отверждения. Усредненные данные результатов исследований показаны в таблице 3.

Табл. 3. Время и стадии формирования отвержденного продукта переделать

№	Количество осадка		Реагенты		Формирование процесса отверждения, количество суток с момента введения реагента		
	Общий объем, см ³	Кол-во твердого, г	Наименование	Количество, мл, г	гель	паста	замазка
1	3000	2000	Na_2SiO_3 $NaAlO_2$	315 150	1	10	14
2	3000	2000	Na_2SiO_3 $NaAlO_2$	420 150	7	10	17
3	3000	2000	Na_2SiO_3 $NaAlO_2$	630 150	1	2	14
4	3000	2000	Na_2SiO_3 $CaCl_2$	315 180	1	10	24
5	3000	2000	Na_2SiO_3 $CaCl_2$	450 250	1	-	-
6	3000	2000	Na_2SiO_3 $CaCl_2$	630 180	1	2	14
7	3000	2000	Na_2SiO_3 $CaCl_2$	630 300	1	-	-
8	3000	2000	Na_2SiO_3 $CaCl_2$ $NaAlO_2$	320 250 100	2	8	12
9	3000	2000	Na_2SiO_3 $CaCl_2$ $NaAlO_2$	630 300 150	2	7	12
10	3000	2000	Na_2SiO_3 $Al_2(SO_4)_3$	315 150	4	8	11
11	3000	2000	Na_2SiO_3 $Al_2(SO_4)_3$	315 200	2	3	11
12	3000	2000	Na_2SiO_3 $Al_2(SO_4)_3$	400 250	3	8	11
13	3000	2000	Na_2SiO_3 $Al_2(SO_4)_3$	630 300	5	7	9
14	3000	2000	Na_2SiO_3 $Al_2(SO_4)_3$ Na_2SiF_6 - порошок	315 150	0,3	1	2
15	3000	2000	Na_2SiO_3 $CaCl_2$ Na_2SiF_6 — порошок	315 100 150	0,3	1	2

На первой стадии исследований предварительная прочность отвержденного осадка определялась визуально, без инструментальных методов. При получении непрочных, рыхлых проб эксперимент все равно считался положительным, т.к. такой продукт легко утилизируется.

Перемешивание отверждающих составов с осадком выполнялось в емкостях вручную. Учитывая тот факт, что оснащение шахт наклонными отстойниками будет проходить значительное время, а на большинстве шахт осадок концентрируется в горизонтальных отстойниках и прудах, в лабораторных условиях были сделаны модели отстойников. Перемешивание осадка с отверждающими составами в промышленных отстойниках повлечет за собой дополнительное решение ряда технических задач. В связи с этим, в моделях отстойников опробован инъекционный метод введения отверждающих составов.

Полное отверждение образцов практически во всех случаях наступало на 28–30 сутки от начала экспериментов. Внешний вид отвержденных образцов показан на рис.2.

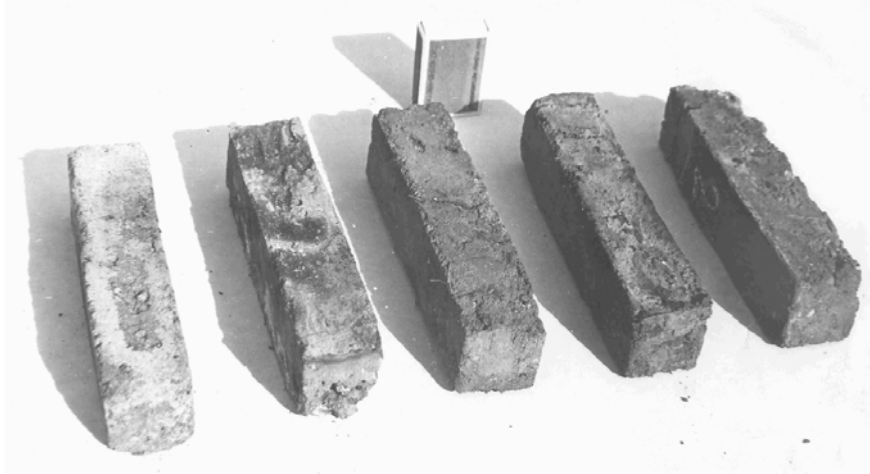


Рис.2. Отвержденные образцы осадков шахтных вод

В зависимости от качества отвержденного осадка возможны следующие пути его утилизации: складирование с общешахтной породой, закладка выработанного пространства шахт, использование в качестве добавок при производстве строительных материалов. Высокая зольность отходов позволяет использовать продукты отверждения как низкосортное топливо. В любом случае указанные пути использования полученных твердых отходов ведут к уменьшению их количества в отвалах и, как следствие, улучшению экологической ситуации в регионе.

Результаты выполненных исследований показывают, что отверждение осадков шахтных вод можно выполнять в промышленных условиях.

Библиографический список

1. **Борц М.А.** Применение синтетических флокулянтов в технологических схемах зарубежных углеобогатительных фабрик. — М.: ЦНИИЭИуголь, 1969.
2. **Борц М.А. и др.** Обработка и складирование отходов флотации на углеобогатительных фабриках. — М.: ЦНИИЭИуголь, 1981.
3. **Егоров П.А., Мнушкин И.И. и др.** О возможности получения транспортабельных продуктов из суспензий методом коагуляции // Обогащение полезных ископаемых. — К.: Техника, 1981. — №28. — С. 28–32.
4. **Клинин Е.М. и др.** О способах совместного складирования жидких и твердых отходов углеобогатения // Уголь Украины, 1987. — №2. — С. 14–16.
5. **Исикава Т., Мохидо Х. и др.** Эксперименты по отверждению осадков сточных вод // Реферативный журнал, 1983. — Вып. 72. — №12.

6. **Перепичай М.В., Смирнов О.И., Волкова О.И.** Інтенсифікація процесу очищення шахтних вод // Матеріали IV міжнар.наук.конф. аспірантів та студентів «Охорона навколишнього середовища та рац. використання природних ресурсів», 2005. — Т. 1. — С. 111–112.

© Смирнов А.И., Волкова Е.И., Перепичай Н.В., 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 счет 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 емко-

сти. Поступающий на загрузочный лоток сыпучий материал, скатываясь по его поверхности, образовывал объемную 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 ($H_n=2,0$ м), истирающих ($H_n=0,0$ м) нагрузок и их общего влияния ($H_n=1,0$ 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	1,6–3,0	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 ($H_n=2,0$ м) частицы материала раскалываются на более прочные составляющие; модель этого процесса показана на рис. 1.

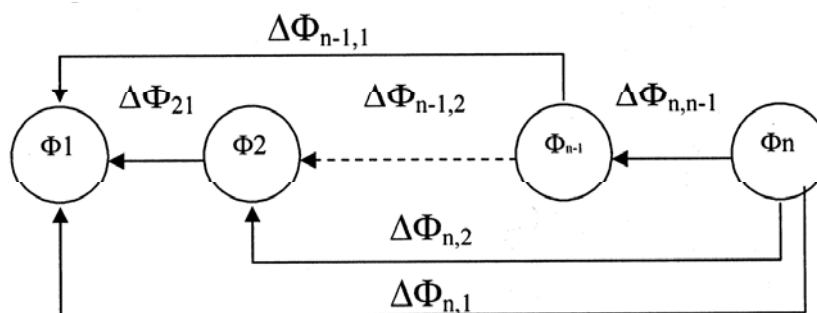


Рис. 1. Схема модели изменения фракционного состава шихты под действием ударных нагрузок

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:

где $\Delta\Phi_{ij}$ — количество материала, перешедшее из i -ой фракции в j -ую при прохождении сыпучей массы через технологический агрегат, %; Φ_i' — содержание i -ой фракции в шихте после окомкования, %.

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

Показатели сопротивляемости фракций материала показаны на рис. 3.

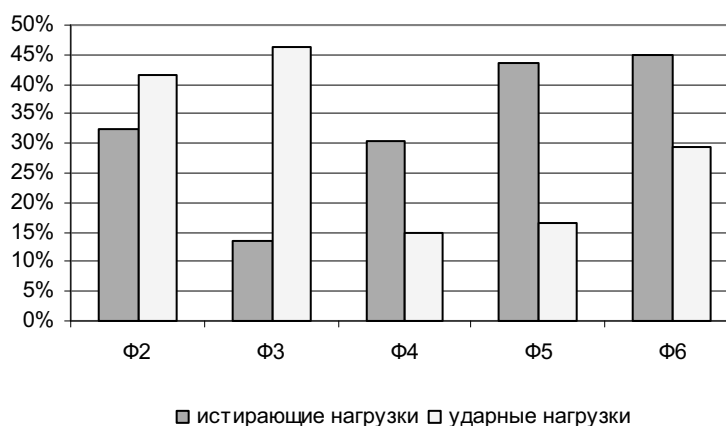


Рис. 3. Показатели сопротивляемости фракций полидисперсного материала к истирающим и ударным нагрузкам

Как показывает анализ полученных результатов, наименьшей относительной сопротивляемостью к истирающим нагрузкам характеризуется фракция >10 мм, максимальной — 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).

$$\Delta\Phi_{ударij}^{уд} = \frac{\Delta\Phi_{ударij}}{H_{бунк}}; \quad (3)$$

$$\Delta\Phi_{истij}^{уд} = \frac{\Delta\Phi_{истij}}{H_{бунк}}, \quad (4)$$

где $\Delta\Phi_{ударij}^{уд}$ и $\Delta\Phi_{истij}^{уд}$ — удельный массоперенос из i -ой фракции в j -ую, вызванный соответственно ударными и истирающими нагрузками, %/м; $\Delta\Phi_{ударij}$ и $\Delta\Phi_{истij}$ — абсолютный массоперенос из i -ой фракции в j -ую, 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.
2. 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:

$$\Delta\Phi_{ударij} = H_{пад} \Delta\Phi_{ударij}^{уд}. \quad (6)$$

4. Определение гранулометрического состава материала при соприкосновении с поверхностью столба материала в бункере: по уравнениям системы (1).

5. Определение массопереноса под действием истирающих нагрузок:

$$\Delta\Phi_{истij} = H_{сл} \Delta\Phi_{истij}^{уд}. \quad (7)$$

6. Определение гранулометрического состава материала на выходе из промежуточного бункера: по уравнениям системы (2). Здесь в качестве исходного фракционного состава выступает фракционный состав, определенный в результате решения системы (1).

В условиях комбината «Запорожсталь» высота заполнения промежуточных бункеров агломашин колеблется от 0,5 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.

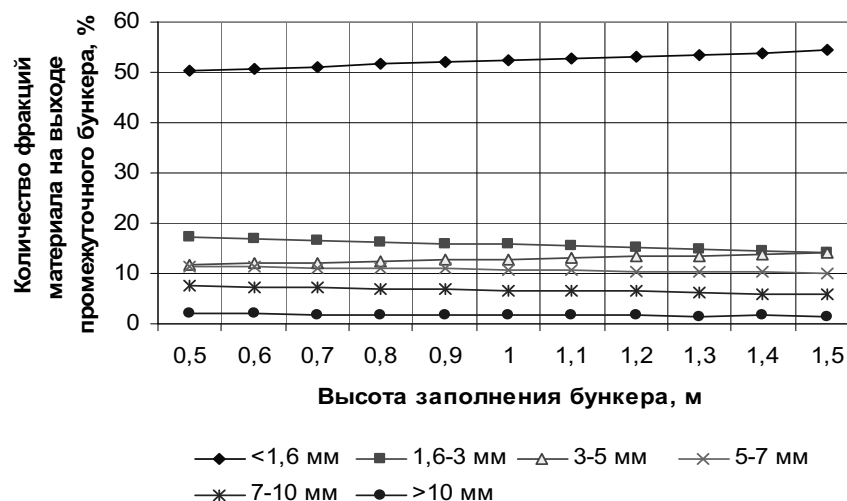


Рис. 4. Влияние степени заполнения промежуточного бункера на фракционный состав выгружаемого материала

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 / М.Ю.Пазюк, С.В.Башлий, Д.В.Еременко, Ю.М.Пазюк — 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 621.77: 622.02

КИРИЛЛОВ А.К., СЛЮСАРЕВ В.В. (Институт физики горных процессов НАНУ)

ОПИСАНИЕ ПРОЦЕССА ДЕФОРМИРОВАНИЯ УГЛЯ В ПРЕДСТАВЛЕНИИ ТЕОРИИ СЖИМАЕМОГО КОНТИНУУМА

Представлены результаты одноосного деформирования образцов угля и описание процесса их деформирования в рамках теории механики сжимаемого континуума пористого тела. Получены зависимости, позволяющие сделать заключение о виде функций пористости для общего случая.

Исследование физико-механических и сорбционных свойств ископаемых углей предполагает использование методов деформирования образцов заданной геометрической формы или предварительное измельчение угля. Образцы, помещенные в камеру высокого давления (КВД), можно рассматривать как порошковый материал или пористое тело. Для теоретического описания таких сред используются различные модельные представления. Один из подходов [1–4] предполагает модель пластического деформирования пористых тел, в которой поведение пористого тела характеризуется не только текущей деформацией, но и пластическими деформациями, накопленными в материале каркаса матрицы пористого тела.

Развитием теории Скорохода и Штерна является модель деформирования структурно-неоднородной среды, учитывающей взаимодействие конгломератов различного масштаба в процессе деформирования [5]. Использование такого подхода для деформирования угля при высоких давлениях дано в другой нашей публикации [6].

1. Деформирование угля в представлении модели Штерна для пористых материалов

Развитая М.Б.Штерном [4] модель деформирования пористых сред с учетом порообразования может быть применена для изучения изменения пористости угля при его одноосном деформировании [7]. Рассматривается модель, обеспечивающая однородное поле плотности, деформации и напряжений. Напряженное состояние определяется одной, отличной от нуля, осевой компонентой σ_z . Остальные напряжения σ_r , σ_φ , τ_{rz} — равны нулю.

В данном случае шаровая компонента тензора напряжений $p = \sigma_z/3$, а интенсивность девиатора $\tau = \sqrt{2/3}|\sigma_z|$.

В модели пористость θ выражается через два параметра ψ и φ согласно равенствам:

$$\psi = \frac{2(1-\theta)^2}{3\theta} \text{ и } \varphi = (1-\theta)^2, \quad (1)$$

которые в свою очередь выражаются через относительную плотность $\rho = \rho'/\rho_\infty$, где ρ' — плотность материала (г/см^3), ρ_∞ — плотность предельная при отсутствии пористости. Эти связи имеют вид

$$\psi = \frac{2}{3} \frac{\rho^2}{1-\rho}, \quad \varphi = \rho^2. \quad (2)$$

Текущее напряжение твердой фазы σ является функцией накопленной деформации твердой фазы γ_0 согласно равенству

$$\sigma = \sigma_0 + \sigma_1 \gamma_0^n, \quad (3)$$

где

$$\sigma_0 = \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot \sigma_T, \quad \sigma_1 = \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot N \left(\sqrt{\frac{3}{2}} \right)^n, \quad (4)$$

где σ_T — начальный предел текучести твердой фазы; N и n — коэффициент и показатель ее деформационного упрочнения.

Осевая компонента деформации связана с σ и пористостью равенством

$$\sigma_z = \sqrt{6} \cdot \sigma \frac{(1-\theta)^2}{\sqrt{4-3\theta}}. \quad (5)$$

При использовании логарифмической независимой переменной осевой деформации $\varepsilon_z = \ln(h/h_0)$ задача сводится к системе обыкновенных дифференциальных уравнений для поперечного сечения s , пористости θ и величины ω :

$$\frac{ds}{d\varepsilon_z} = 2s \frac{1-r}{2+r}; \quad (6)$$

$$\frac{d\theta}{d\varepsilon_z} = (1-\theta)(1-2\nu); \quad (7)$$

$$\frac{d\gamma_0}{d\varepsilon_z} = \frac{1}{\sqrt{1-\theta}} \sqrt{\frac{2}{3} \frac{1}{r^2} \varphi + \psi(1-2\nu)} \cdot \text{sign}(e_z), \quad (8)$$

где e_z — скорость осевой деформации, а r и ν при отсутствии порообразования связаны с пористостью равенствами

$$r = \frac{1}{3} \frac{\varphi}{\psi}, \quad \nu = \frac{2-3\theta}{4-3\theta}. \quad (9)$$

Результаты моделирования представлялись для изменения пористости θ , деформации и относительной плотности ρ'/ρ_0 , где ρ_0 — начальная плотность.

При сохранении поперечного сечения в процессе одноосного деформирования ($ds/s = 0$) выполняется равенство $\rho' = \rho_\infty(1-\theta)$. Поэтому с учетом уравнения (6) получаем

$$\frac{d\rho}{\rho} = -(1-2\nu) \frac{dh}{h} = -(1-2\nu) d\varepsilon_z. \quad (10)$$

После интегрирования (10) от начальных значений переменных до текущих значений имеем

$$\rho'/\rho_0 = e^{-f},$$

где

$$f = \int_0^{\varepsilon_z} (1-2\nu) d\varepsilon_z. \quad (11)$$

Интеграл вычислялся численно.

Решение системы уравнений (6)–(8) при моделировании экспериментальных кривых нагружения проводилось методом Рунге-Кутты четвертого порядка при начальных значениях пористости θ_n и $\gamma_0=0$. Для первого уравнения полагалось $ds/d\varepsilon_z = 0$.

Для проверки применимости модели одноосной деформации [4] необходимо подобрать параметры σ_0 , σ_T , N , n и начальное значение пористости θ_n . Использовались результаты экспериментов по одноосной деформации в камере высокого давления (КВД), представленные в [7, 8]. Моделирование проводилось для вариантов с начальной пористостью — 0,50–0,05, где пористость означает отношение объема пор к объему образца $\theta=v_p/v$.

Первый этап моделирования состоял в решении системы уравнений (7)–(8). Предел интегрирования задавался из условия $\theta=\theta_k=0,01$. Затем согласно (10) и (11) определялся интервал изменения плотности образца, что позволяло построить графическую зависимость плотности от пористости и от относительной деформации $\Delta h/h_0$. Вторым этапом начинался с задания значений параметров, связывающих деформацию с напряжением σ_z согласно (3)–(5). Варьирование параметров позволяло аппроксимировать экспериментальные кривые.

Ниже приводятся данные экспериментов и теоретические зависимости.

Первый пример — связь напряжения и относительной деформации для порошковой фракции угля марки К [7]. Особенность этой зависимости — значительное изменение длины образца (до 0,45) при напряжении до 0,2 ГПа, и дальнейшее незначительное изменение до максимальной нагрузки 2 ГПа.

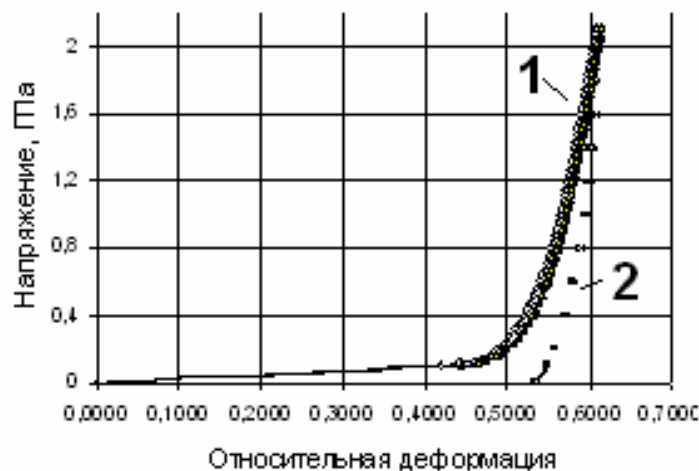


Рис. 1. Деформация образцов марки К под давлением: 1 — прямой ход, 2 — обратный ход

Соответствующая кривая была получена (рис. 2) при начальных значениях пористости $\theta_n=0,5$ и параметрах модели $\sigma_0=100$ МПа, $N=200$ МПа и $n=5$.

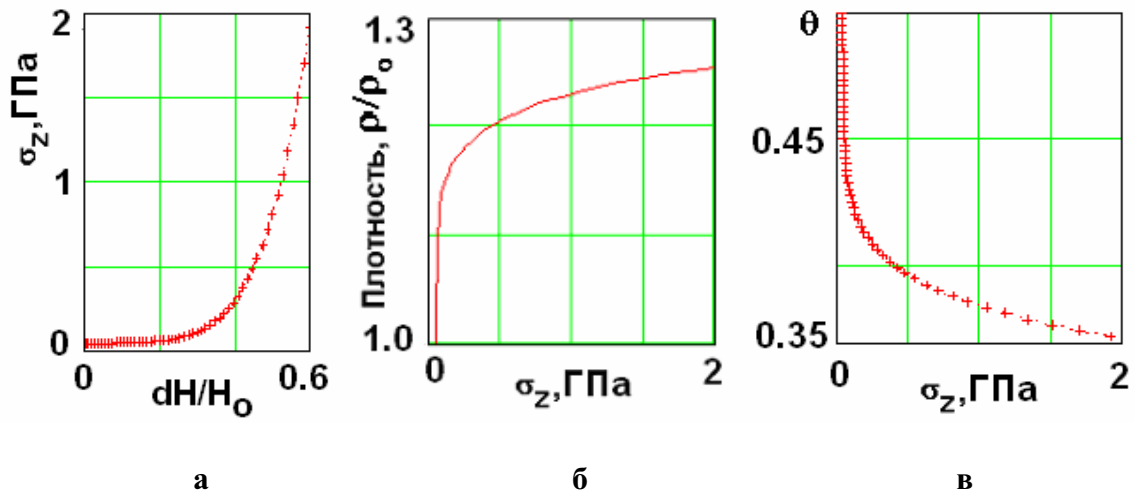


Рис.2. Теоретические зависимости для угля марки К: связь напряжения с относительной деформацией (а); плотностью (б); пористостью (в)

Второй пример относится к образцу марки Т [8]. При одноосном нагружении до 1,2 МПа уголь деформировался только на величину относительной деформации 0,2. Удалось построить удовлетворительную модель при начальном значении $\theta_n=0,2$ и параметрах $\sigma_0=2$ МПа, $N=270$ МПа и $n=2,6$.

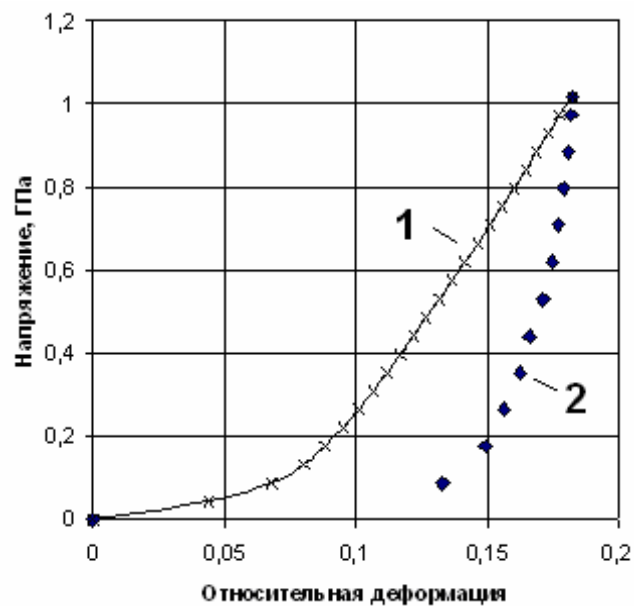


Рис. 3. Относительная деформация образца марки Т при одноосном нагружении: 1 — прямой ход нагружения, 2 — обратный ход

Теоретические модели показаны на рис. 4.

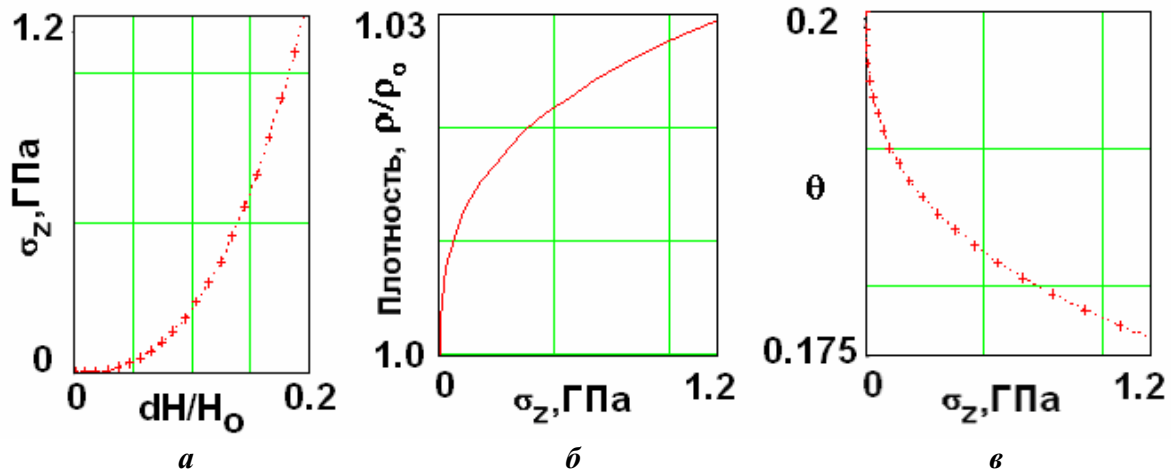


Рис.4. Теоретические зависимости для угля марки Т: связь напряжения с относительной деформацией (а); плотностью (б); пористостью (в)

Третий пример относится к исследованию угля марки Т при различных температурах [8]. Цилиндрические образцы подвергались одноосному нагружению в КВД до 1,25 ГПа. Обработка этих данных с целью определения коэффициента внутреннего трения в рамках модели деформирования, предложенная в [5] для порошковых материалов, была рассмотрена в [6]. Здесь мы приводим данные для температур 20 и 260°C. Поскольку исходная экспериментальная кривая построена в координатах: относительное изменение объема $\Delta v/v$ — напряжение; был проведен переход в координаты: изменение плотности — напряжение и напряжение — относительная деформация. Результаты моделирования представлены на рис.5 и рис.6. Параметры моделей, удовлетворительно описывающих эксперименты, были следующими ($\theta_n=0,3$):

- 1) 20°C: $\sigma_0=10$ МПа, $N=200$ МПа и $n=0,87$;
- 2) 260°C: $\sigma_0=10$ МПа, $N=120$ МПа и $n=0,71$.

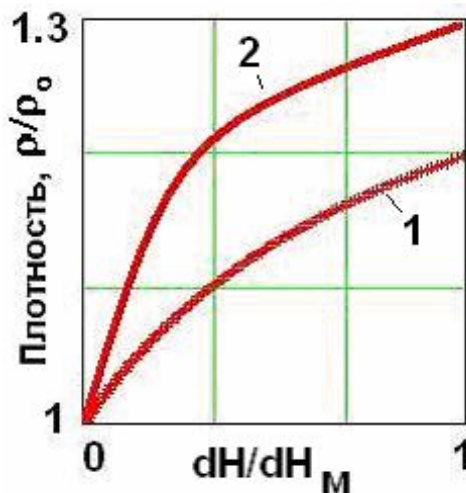


Рис.5. Теоретические зависимости изменения плотности от деформации при одноосном нагружении образца угля: 1 — $t=20^\circ$, 2 — $t=260^\circ$

По горизонтальной оси указана относительная деформация, отнесенная к максимальной деформации при $\sigma_z = 1,25$ ГПа.

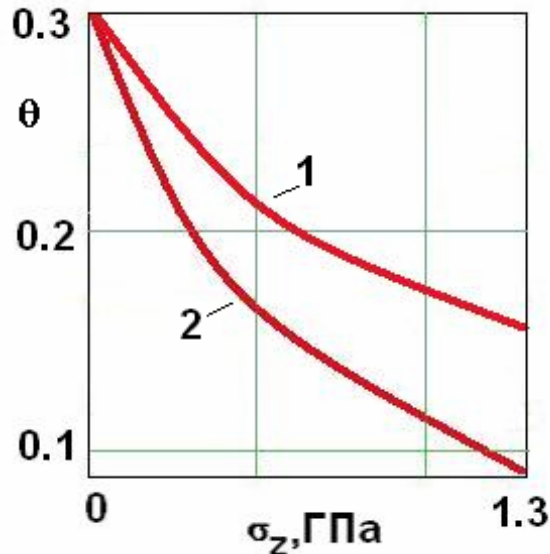


Рис. 6. Изменение пористости в зависимости от напряжения при одноосном нагружении образца угля: 1 — $t=20^\circ$; 2 — $t=260^\circ$

2. Деформирование образцов в закрытой пресс-форме при отсутствии внешнего трения

Более реальной к действительным экспериментам по одноосному сжатию образцов угля является континуальная модель, разработанная Скороходом [1]. При сжатии в цилиндрической пресс-форме вдоль оси z выполняются следующие равенства для гидростатического давления p , девиатора τ , скорости деформации e и компонент напряжения σ [3]:

$$e = e_z, e_r = 0, p = \frac{1}{3}(\sigma_z + 2\sigma_r), \tau = \sqrt{\frac{2}{3}}(\sigma_r - \sigma_z), \dot{\gamma} = -\sqrt{\frac{2}{3}}e_z. \quad (12)$$

Для вычисления напряжений необходимо воспользоваться следующими уравнениями:

1) уравнение поверхности нагружения

$$\frac{p^2}{\psi} + \frac{\tau^2}{\phi} = (1-\theta)\tau_0^2; \quad (13)$$

2) уравнение поверхности течения

$$\phi\dot{\gamma}^2 + \psi e^2 = (1-\theta)\dot{\gamma}_0^2, \quad (14)$$

где τ_0 — предел текучести материала, θ — пористость. В уравнениях (13) и (14) функции пористости

$$\psi = \frac{2(1-\theta)^3}{3\theta}, \quad \phi = (1-\theta)^2, \quad (15)$$

согласно [2]. Кроме того, должно выполняться уравнение

$$\psi e \tau = \phi \dot{\gamma} p, \quad (16)$$

которое является следствием (13) и (14). При подстановке соотношений (12) в (16) получаем равенство

$$p = +\sqrt{\frac{3}{2}}\tau\frac{\psi}{\varphi}. \quad (17)$$

Определим из (14) величину накопленной деформации твердой фазы пористого тела

$$\dot{\gamma}_0 = \frac{1}{\sqrt{1-\theta}}\sqrt{\varphi\dot{\gamma}^2 + \psi \cdot e^2}. \quad (18)$$

Подставим e и $\dot{\gamma}$ из (12). Тогда

$$\dot{\gamma}_0 = \frac{1}{\sqrt{1-\theta}}\sqrt{\frac{2}{3}\varphi + \psi \cdot |e_z|}. \quad (19)$$

Окончательно получаем

$$\frac{d\gamma_0}{d\varepsilon_z} = \frac{1}{\sqrt{1-\theta}}\sqrt{\frac{2}{3}\varphi + \psi \cdot \text{sign}(\varepsilon_z)}. \quad (20)$$

Связь между пористостью θ и деформацией $\varepsilon_z = \ln(h/h_n)$, где h, h_n — текущая и начальная высота образца, может быть получена из уравнения непрерывности. При деформировании вдоль оси пресс-формы оно имеет вид

$$\frac{d\rho}{\rho} + \frac{dh}{h} = 0. \quad (21)$$

Так как $\rho = \rho_\infty(1-\theta)$, где ρ_∞ — плотность твердой фазы образца, то

$$\frac{d\rho}{\rho} = \frac{-d\theta}{1-\theta}. \quad (22)$$

Тогда

$$\frac{d\theta}{1-\theta} = \frac{dh}{h} = d\varepsilon_z, \quad d\theta = (1-\theta)d\varepsilon_z. \quad (23)$$

В общем случае $\gamma_0(\theta)$ может быть вычислена при интегрировании (20) с учетом (23)

$$\gamma_0(\theta) = \sqrt{\frac{2}{3}} \int_{\theta_n}^{\theta} (1-\theta)^{-3/2} \cdot \sqrt{\frac{2}{3}\varphi + \psi} d\theta. \quad (24)$$

Вернемся к уравнению (12) и определим величины напряжений σ_z и σ_r при пластической деформации пористого тела в пресс-форме при его осевом нагружении. Для функций пористости (15) такая задача была решена в [9]. В более общем виде получим это решение при произвольных зависимостях φ и ψ от пористости. Для этого подставим в (13) выражение для p из равенства (17) и определим τ

$$\tau = \sqrt{\frac{(1-\theta) \cdot \varphi}{\frac{3}{2}\frac{\psi}{\varphi} + 1}} \cdot \tau_0 = \sqrt{\frac{2}{3}}(\sigma_r - \sigma_z). \quad (25)$$

Правая часть равенства (25) записана согласно (12). Тогда для p имеем согласно (17)

$$p = \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{\psi}{\varphi} \sqrt{\frac{(1-\theta) \cdot \varphi}{\frac{3}{2} \frac{\psi}{\varphi} + 1}} \cdot \tau_0 = \frac{1}{3} (\sigma_z + 2\sigma_r). \quad (26)$$

Учитывая (25) и (26) после преобразований имеем:

$$\sigma_z = \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot \sqrt{\frac{(1-\theta) \cdot \varphi}{\frac{3}{2} \frac{\psi}{\varphi} + 1}} \cdot \tau_0 \left(\frac{\psi}{\varphi} - \frac{2}{3} \right); \quad (27)$$

$$\sigma_r = \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot \sqrt{\frac{(1-\theta) \cdot \varphi}{\frac{3}{2} \frac{\psi}{\varphi} + 1}} \cdot \tau_0 \left(\frac{\psi}{\varphi} + \frac{1}{3} \right). \quad (28)$$

Проверим справедливость выражений для σ_r и σ_z , полученных в [9]. Подстановка в (27) и (28) функций пористости из (17) позволила преобразовать их к виду, отличному от соответствующих выражений в [9]

$$\sigma_z = -\sqrt{\frac{2}{3}} \cdot \sqrt{\frac{(1-\theta)^3}{\theta}} \cdot \tau_0 \quad \text{и} \quad \sigma_r = -\sqrt{\frac{2}{3}} \cdot \sqrt{\frac{(1-\theta)^3}{\theta}} \cdot \tau_0 \left(1 - \frac{3}{2} \theta \right). \quad (29)$$

Оказалось, что (29) выполняется, если в равенстве (17) перед знаком корня будет стоять знак «минус».

Вернемся к выражению (20) для накопленной деформации. Если взять равенства для функций пористости в представлении Штерна (1) то при подстановке в (20) отношения

$$\frac{\psi}{\varphi} = \frac{2}{3} \cdot \frac{1}{\theta}, \quad (30)$$

получим для производной

$$\frac{d\gamma_0}{d\xi_z} = \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot \sqrt{1-\theta} \cdot \sqrt{\frac{1+\theta}{\theta}}. \quad (31)$$

Тогда из уравнения непрерывности при одноосном сжатии (21) получим для накопленной деформации твердого скелета

$$\gamma_0(\theta) = \sqrt{\frac{2}{3}} \int_{\theta_H}^{\theta} \sqrt{\frac{1+\theta}{\theta \cdot (1-\theta)}} d\theta. \quad (32)$$

Выясним, насколько изменятся выражения (29), если для функций пористости взять выражения (1) из модели Штерна. В этом случае после подстановки их в выражения (27) и (28) получаем для осевой и радиальной компонент тензора напряжения следующие равенства:

$$\sigma_z = \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot \tau_0 \sqrt{\frac{(1-\theta)^3}{\theta \cdot (1+\theta)}} \cdot (1-\theta); \quad (33)$$

$$\sigma_r = \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot \tau_0 \sqrt{\frac{(1-\theta)^3}{\theta \cdot (1+\theta)}} \cdot \left(1 + \frac{\theta}{2}\right). \quad (34)$$

Подстановка (33) и (34) в (17) показала выполнимость равенства правой и левой частей этого выражения.

Анализ экспериментальных данных с использованием модели сжимаемого континуума проводился для трех образцов угля марки «К» из зоны выброса (пласт h_6^I шахты им. А.А.Скочинского). Образец №1 взят на расстоянии 10 м от полости выброса, образец №2 — в двух метрах за полостью, образец №3 — выброшенный из полости уголь. Зависимости плотности и относительного изменения длины образцов являлись тем экспериментальным материалом [10], который подвергался исследованию в соответствии с моделью Скорохода. Для этого методом наименьших квадратов определялись коэффициенты зависимости плотности образца от напряжения при одноосном сжатии в камере высокого давления. После этого можно было экстраполировать эту зависимость на большие значения напряжений, которые недостижимы в эксперименте. Построенная таким образом зависимость (рис. 7) позволяла выбрать некоторое приближение плотности ρ_∞ , соответствующее плотности образца при отсутствии пористости. Тогда в соответствии с зависимостью

$$\theta = 1 - \rho / \rho_\infty, \quad (35)$$

определялась пористость для всех экспериментальных точек. Пористость в наших экспериментах изменяется по линейному закону при увеличении осевой нагрузки.

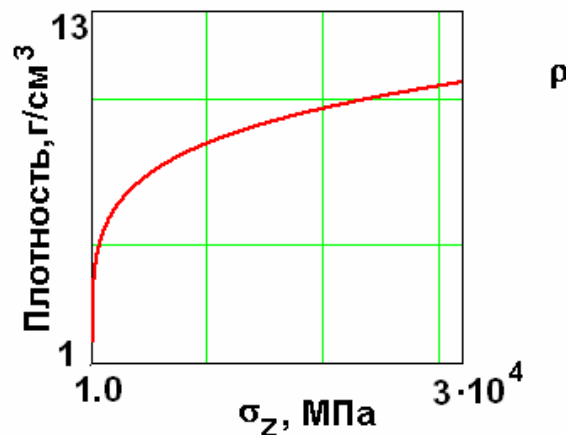


Рис. 7. Кривая нагружения угля К в модели сжимаемого континуума

Даже при наибольшей нагрузке (2,1 ГПа) пористость изменяется незначительно (табл. 1).

Дальнейшая процедура заключалась в проверке связи компоненты σ_z и пористости согласно выражению (29) в модели Скорохода для одноосного деформирования в пресс-форме. С этой целью вычислялась величина G для экспериментальных точек

$$G = \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot \sqrt{\frac{(1-\theta)^3}{\theta}}, \quad (36)$$

и с помощью метода наименьших квадратов определялись коэффициенты линейной зависимости для логарифмов

$$\lg(\sigma_z) = \lg(\tau_0) + b_1 \cdot \lg(G). \quad (37)$$

Как следует из рис. 8, экспериментальные точки и линейная зависимость, полученная из равенства (37) согласуются не слишком хорошо. Однако на достаточно большом отрезке ее можно аппроксимировать линейной зависимостью при соответствующих коэффициентах.

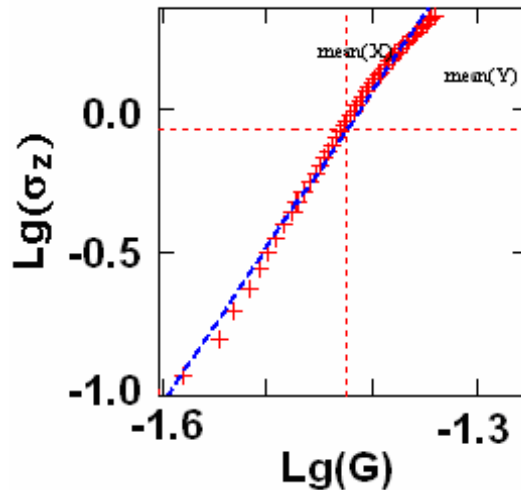


Рис.8. Аппроксимация экспериментальных данных для угля марки К в логарифмических координатах

Полученные из кривой нагружения параметры модели (табл. 1) заметно изменяются при переходе от образца №1 к образцу №3. Это относится как к предельной плотности ρ_∞ , принимаемой за плотность каркаса матрицы пористого тела, так и к максимальному значению напряжения σ_{max} , соответствующей данной плотности. В то же время пористость на всем интервале экспериментальной кривой нагружения до 2 ГПа изменяется на одну и ту же величину.

Табл. 1. Параметры модели для угля марки К (шахта им А.А.Скочинского, пласт h_8^I)

Параметр	Номер образца		
	№ 1	№ 2	№ 3
$\rho_\infty, \text{г/см}^3$	12,5	13,2	14,6
$\sigma_{max}, \text{ГПа}$	$7,9 \cdot 10^4$	$1,5 \cdot 10^5$	$3,8 \cdot 10^5$
θ_n	0,95	0,95	0,96
θ_k	0,86	0,87	0,89
$\lg(\tau_0)$	7,68	7,86	8,28
b_1	5,43	5,37	5,18

Вторая партия образцов соответствует примеру №3 из предыдущего раздела статьи. Уголь марки Т подвергался сжатию в камере высокого давления при различных температурах: от 20 до 260°C. Образцы в этих экспериментах вырезались в виде цилиндров. Ниже приводятся результаты для трех кривых нагружения, полученных при 20, 160 и 260°C.

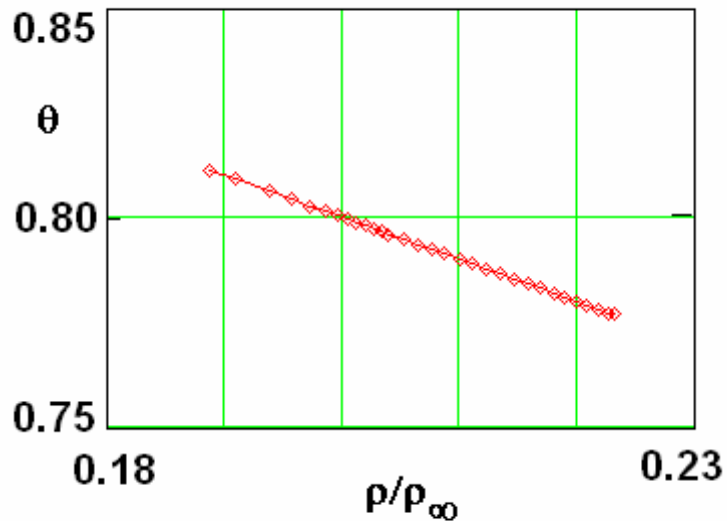


Рис. 9. Изменение пористости для образца марки Т (20°С).

Для всех вариантов пористость изменяется по линейному закону (рис.9) в соответствии с равенством (35). Однако, зависимость пористости от напряжения σ_z при одноосной нагрузке показывает два линейных участка (рис. 10).

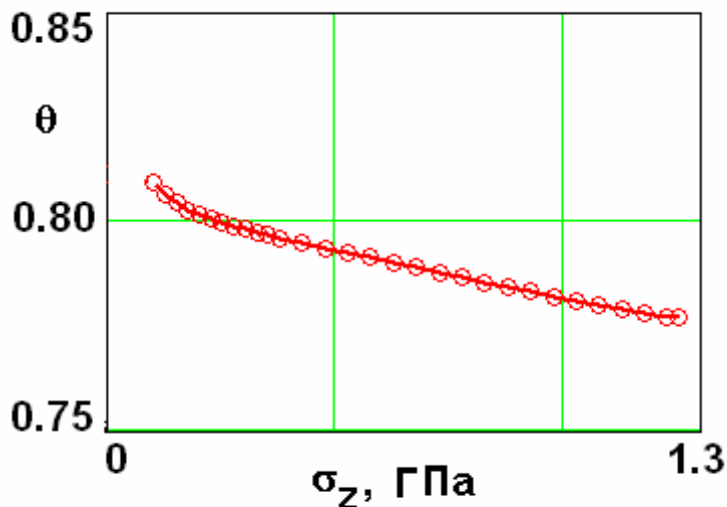


Рис. 10. Зависимость пористости от величины нагружения

Такие параметры модели как σ_{max} , $\ell g(\tau_0)$, b_1 (табл. 2) заметно изменяются в зависимости от температуры и указывают на изменение пластических свойств угля при одноосном нагружении.

Построенная в логарифмических координатах зависимость осевого нагружения от функции пористости (рис. 11) указывает на изменение предела текучести угольного вещества в процессе нагружения. Аппроксимация одним набором параметров модели сжимаемого континуума допустима на отдельных интервалах напряжений.

Табл. 2. Параметры модели для угля марки Т при различных температурах

Параметр	Варианты деформирования, t°С		
	20	160	260
ρ_{∞} , г/см ³	5,83	7,84	5,82
σ_{\max}	$1,17 \cdot 10^7$	$7,8 \cdot 10^6$	$1,03 \cdot 10^6$
$\theta_{\text{н}}$	0,81	0,86	0,81
$\theta_{\text{к}}$	0,78	0,83	0,75
$\lg(\tau_0)$	10,31	16,73	12,98
b_1	10,04	8,73	7,27

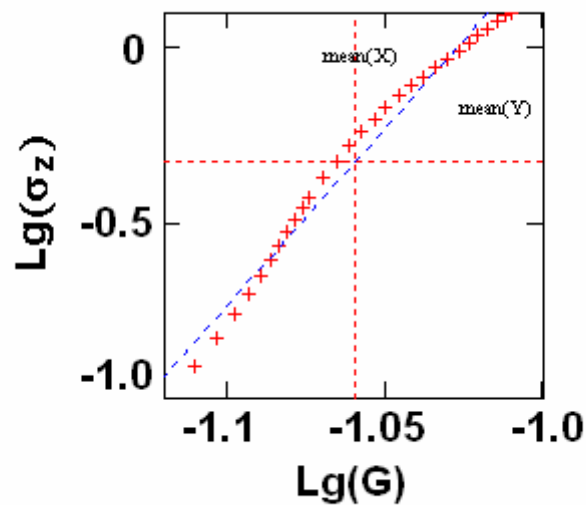


Рис. 11. Аппроксимация экспериментальных данных для угля марки Т в логарифмических координатах. Вариант — 20°С

Тем не менее, имеется возможность описания этой зависимости одним набором параметров $\lg(\tau_0)$ и b_1 , если разделить процесс деформирования на два этапа. В общем случае необходимо текущее значение σ_z аппроксимировать нелинейной зависимостью от накопленной деформации согласно равенству (3), как это предполагается в модели Штерна.

Заключение

Рассмотренное нами описание процессов деформирования угольных образцов в континуальном представлении механики сжимаемых пористых сред показывает ограниченность такого подхода. В частности, полученная из экспериментальных кривых нагружения пористость не соответствует значениям полной пористости, определяемой другими методами. Тем не менее, предлагаемый метод анализа кривых нагружения позволяет определять параметры модели, которые характеризуют реальные физико-механические свойства углей. Например, при изменении температуры, при которой происходит процесс деформирования и в зависимости от зоны расположения угля относительно полости внезапного выброса, наблюдается изменение предельной плотности ρ_{∞} , логарифма начального предела текучести $\lg(\tau_0)$ и параметра b_1 , характеризующего изменение пористости при нагружении. Поэтому анализ кривых нагружения позволяет определить изменение упругих и пластических свойств угля и сделать за-

ключение об изменении механических характеристик угля в различных условиях горных выработок. Удастся также вычислить предельное значение плотности ρ_∞ , соответствующее плотности матрицы пористого тела.

Полученные нами в общем виде зависимости компонент тензора напряжений (27) и (28), а также накопленной деформации пористого тела (24) от функции пористости, дают возможность сделать заключение о виде величин ψ и ϕ на основе анализа кривой нагружения пористого тела.

Работа выполнена при поддержке МОН Украины (грант президента Украины (GP/F11/0100)).

Библиографический список

1. **Скороход В.В.** Среднеквадратичные напряжения и скорости деформации в вязко-деформируемом пористом теле. — Порошковая металлургия, 1965. — №12. — С.31–35.
2. **Мартынова И.Ф., Скороход В.В., Штерн М.Б.** Исследование радиального и осевого уплотнения пористого тела методами механики сжимаемого континуума. I. Уплотнение пористых цилиндров в отсутствие ограничения пассивной деформации // Порошковая металлургия, 1979. — №9. — С.69–75.
3. **Мартынова И.Ф., Скороход В.В., Штерн М.Б.** Исследование радиального и осевого уплотнения пористого тела методами механики сжимаемого континуума. II. Уплотнение пористых цилиндров в условиях ограничения пассивной деформации // Порошковая металлургия, 1979. — №10. — С.20–24.
4. **Штерн М.Б.** Модель процессов деформирования сжимаемых материалов с учетом порообразования. II. Одноосное растяжение и сжатие пористых тел // Порошковая металлургия, 1989. — №6. — С.34–39.
5. **Бейгельзимер Я.Е., Варюхин В.Н., Эфрос Б.М.** Физическая механика гидростатической обработки материалов. — Донецк: Из-во Донецк. Физ.-техн. ин-та им. А.А.Галкина НАН Украины, 2000. — 176 с.
6. **Кириллов А.К., Слюсарев В.В.** Исследование процесса уплотнения ископаемых углей при деформировании образцов в камере высокого давления // ФТВД, 2006. — №3. — С.137–143.
7. **Василенко Т.А., Поляков П.И., Слюсарев В.В.** Исследование физико-механических свойств углей при гидростатическом обжати и квазигидростатическом разрушении давлением // ФТВД, 2000. — Т. 10. — №3. — С. 72–85.
8. **Слюсарев В.В.** Определение порового объема ископаемого угля с целью прогноза газовыделения. Дисс. ... канд. техн. наук. — Донецк, 2003.
9. **Феноменологические теории прессования порошков** / М.Б.Штерн, Г.Г.Сердюк, П.Ю.Максименко и др. — К.: Наукова думка, 1982. — 140 с.
10. **Поляков П.И., Слюсарев В.В.** Исследование структуры ископаемого угля методами высоких давлений / Научно-производственная конференция «Пути повышения безопасности горных работ в угольной отрасли». — Тезисы докладов, 8–9 декабря 2004 г. — Макеевка, 2004. — С.161–163.

© Кириллов А.К., Слюсарев В.В., 2007

STANISŁAW TRENCZEK (Ośrodek Elektryfikacji i Automatyzacji Górnictwa Katowice, Polska)

BEZPIECZEŃSTWO DESTYMULACJI ZAGROŻENIA POŻAROWEGO PRZY POMOCY INERTYZACJI AZOTEM I DWUTLENKIEM WĘGLA

W artykule przedstawiono wieloczynnikowy zbiór wewnętrznych i zewnętrznych stymulantów procesu samozagrzewania węgla. Omówiono znaczenie dokładnej analizy poziomu występujących stymulantów dla ukierunkowania profilaktyki przeciwpożarowej na efektywną destymulację. Przypomniano też początki inertyzacji azotem i dwutlenkiem węgla stosowanej w profilaktyce przeciwpożarowej. Scharakteryzowano wybrane właściwości gazów inertnych i wody oraz dokonano ich analizy w aspekcie niekorzystnych efektów

ubocznych, jakie powstają w określonych uwarunkowaniach. Dokonano też porównania tych efektów przy stosowaniu gazów inertych i wody.

1. Wprowadzenie

Węgiel kamienny, jako kopalina palna, jest cennym surowcem energetycznym. W Polsce jego podziemna eksploatacja prowadzona jest w warunkach występowania różnych zagrożeń. Jednym z nich jest zagrożenie pożarami endogenicznymi, którego poziom zależy od wielu czynników. Posiadają one mniej lub bardziej stymulujący wpływ na proces samozagrzewania węgla, a zatem można je określić jako stymulanty, które ogólnie można podzielić na wewnętrzne i zewnętrzne [4, 7] (tab. 1).

Tabl. 1. Zbiór podstawowych czynników stymulujących samozagrzewania węgla

Stymulanty wewnętrzne	Bezpośrednie	Skłonność węgla do samozapalenia; Energia aktywacji utleniania węgla; Zawilgocenie węgla;
	Pośrednie	Okres inkubacji pożaru; Temperatura pierwotna górotworu;
Stymulanty zewnętrzne	Naturalne	Ciśnienie i stopień spękania pokładu; Występowanie wstrząsów; Grubość pokładu; Nachylenie pokładu; Głębokość eksploatacji;
	Górnice	System wybierania; Kierunek wybierania pokładu; Długość ściany; Grubość warstwy węgla przedostającego się do zrobów;
	Techniczno-organizacyjne	Czystość wybierania pokładu; Sposób izolacji zrobów; Prędkość powietrza i intensywność przewietrzania; Postęp miesięczny ściany; Okres rozruchu ściany; Sposób (system) przewietrzania; Temperatura powietrza w ścianie; Okres likwidacji ściany; Aktywna profilaktyka przeciwpożarowa; Aktywna profilaktyka przeciwtapaniowa;

Z powyższego podziału jasno wynika, że na stymulanty wewnętrzne, a z zewnętrznych — na stymulanty naturalne człowiek praktycznie nie ma wpływu. Natomiast wpływ na pozostałe jest dosyć zróżnicowany.

2. Znaczenie destymulacji poziomu zagrożenia

Stymulanty wewnętrzne określają przede wszystkim poziom „przygotowania” danego węgla do samozagrzewania. Aby do takiego procesu doszło pokonana musi być pewna bariera energetyczna, którą określa energia aktywacji utleniania węgla A . Oznacza to, że niektóre cząstki tlenu muszą osiąść pewną minimalną energię (energię aktywacji), aby dochodziło do chemisorpcji tlenu przez węgiel i niskotemperaturowego utleniania węgla [11].

Zgodnie z obowiązującą w Polsce normą każdy pokład węgla klasyfikowany jest pod względem skłonności do samozagrzewania do jednej z pięciu grup, a oprócz energii aktywacji decyduje jeszcze o tym wyznaczany laboratoryjnie wskaźnik samozapalności. Najbardziej bezpieczne pokłady klasyfikowane są do I grupy, a najniebezpieczniejsze — do V grupy samozapalności węgla.

O tym, czy dojdzie do procesu samozagrzewania węgla decydują jednak głównie czynniki zewnętrzne, czego dowodem są stosunkowo częste przypadki pożarów endogenicznych w pokładach, których węgiel nie jest zaklasyfikowany do najwyższych grup samozapalności [5] (tab. 2).

Tabl. 2. Pożary endogeniczne w Polsce w latach 1996–2005 w zależności od grupy samozapalności węgla

Grupa samozapalności	Liczba pożarów w roku										Razem	%
	1996	1997	1998	1999	2000	2001	2002	2003	2004	2005		
I	1	-	-	-	-	-	-	-	1	-	2	5
II	1	3	4	1	1	-	1	1	2	4	18	43
III	2	-	-	-	-	1	-	1	-	2	6	14
IV	2	-	1	1	1	-	1	1	1	-	8	19
V	1	1	-	1	-	-	2	1	1	1	8	19
Razem	7	4	5	3	2	1	4	4	5	7	42	100

Stały rozwój techniki i technologii stosowanej w pracach profilaktycznych powoduje, że do pożarów endogenicznych dochodzi w zasadzie w nielicznych już przypadkach i to głównie w rejonach ścian zawałowych [5] (tab. 3).

Tabl. 3. Zestawienie pożarów endogenicznych w Polsce w latach 1996–2005 wg rejonu miejsca ich powstania

Miejsce powstania	Liczba pożarów w roku										Razem	%
	1996	1997	1998	1999	2000	2001	2002	2003	2004	2005		
Rejon ściany zawałowej	2	2	3	-	1	1	2	4	5	7	27	64
Rejon ściany podsadzkowej	1	1	1	-	-	-	-	-	-	-	3	7
Poza rejonem eksploatacyjnym	4	1	1	3	1	-	2	-	-	-	12	29
Razem	7	4	5	3	2	1	4	4	5	7	42	100

Najczęściej do pożarów dochodzi wówczas, gdy uwarunkowania — stymulanty zewnętrzne — sprzyjają na tyle dynamicznemu rozwojowi samozagrzewania, że zastosowana profilaktyka, nawet najdoskonalsza, nie nadąży w danej sytuacji z ich destymulacją. A jak się przyjmuje — jeden pożar endogeniczny przypada na około 10–15 przypadków zagrożeń wymagających prowadzenia prac z zakresu profilaktyki przeciwpożarowej [8]. Nie da się więc przecenić znaczenia destymulacji, tym bardziej, że ekonomika produkcji węgla w kopalniach podziemnych wymusza zmniejszanie liczby ścian i zwiększanie wielkości ich dobowego wydobycia (tab. 4), przez co koszty pożaru i straty w wydobyciu bywają duże.

Tabl. 4. Zestawienie wydobycia oraz liczby ścian i pożarów endogenicznych w rejonach ścian w latach 1996–2005

Lp.	Rok	Wydobycie [mln ton]	Liczba wszystkich ścian	Rodzaj ścian				Liczba pożarów endogenicznych
				zawałowe	%	podsadzkowe	%	
1	1996	136	363	278	77	85	23	3
2	1997	137	305	244	80	61	20	3
3	1998	116	263	218	83	45	17	4
4	1999	109	234	203	87	31	13	-
5	2000	102	183	167	91	16	9	1
6	2001	102	161	149	93	12	7	1
7	2002	102	151	142	94	9	6	2
8	2003	100	150	142	95	8	5	4
9	2004	99	135	127	94	8	6	5
10	2005	97	133	125	94	8	6	7

3. Ukierunkowanie destymulacji procesu samozagrzewania

Przy planowaniu profilaktyki przeciwpożarowej niezbędne jest rozpoznanie wszystkich stymulantów towarzyszących danej eksploatacji. Czasami bowiem się zdarza, że niektóre z podejmowanych działań ukierunkowane są niewłaściwie, mianowicie na czynnik nie będący stymulantem, co oczywiście nie przynosi spodziewanych efektów.

Destymulacja czynników zewnętrznych bywa zależna od różnych elementów, co przekłada się na zróżnicowany poziom możliwości jej skutecznego oddziaływania. Do zagrożenia pożarem endogenicznym w rejonie ściany może dojść przede wszystkim wówczas, gdy w zrobach znajdzie się węgiel. Dlatego też grubość warstwy węgla przedostającego się do zrobów i jego rozdrobnienie mają znaczenie najważniejsze.

Jeśli pozostałe uwarunkowania doprowadziły do procesu samozagrzewania węgla, to destymulację tego procesu można prowadzić albo poprzez zmianę niektórych parametrów techniczno-organizacyjnych eksploatacji (np. ograniczenie migracji powietrza do zrobów, zwiększenie postępu dobowego ściany) lub zastosować dodatkowy element profilaktyki (np. cykliczne podawanie wody do zrobów, przemulanie zrobów materiałem podsadzkowym, inertyzację zrobów). Można też działania takie zastosować jednocześnie.

Inertyzacja jest w Polsce dosyć często wykorzystywana w takiej profilaktyce ze względu na jej dużą skuteczność. Jednak i ona, tak jak każdy z elementów profilaktyki przeciwpożarowej ma swoje pozytywne i negatywne cechy, o których należy pamiętać i je uwzględniać.

4. Inertyzacja — znaczące narzędzie w profilaktyce

Skuteczność działań profilaktycznych zależy od możliwości likwidacji miejsc samozagrzewania węgla. Wykorzystane do tego celu mogą być m.in. woda i gazy inertne. Skuteczność wody w zwalczaniu pożarów i miejsc samozagrzewania była znana od zarania górnictwa. Natomiast pierwsze skuteczne zastosowanie do tego celu gazów inertnych miało miejsce w latach pięćdziesiątych XIX wieku, co opisuje m.in. Walters [9].

Początki inertyzacji w polskim górnictwie oparte były na gazach spalinowych, których zastosowanie wymagało odpowiednich uwarunkowań, nie zawsze możliwych do spełnienia przez kopalnię (m.in. odpowiednio efektywna wentylacja, intensywne chłodzenie urządzenia itp.). W latach osiemdziesiątych ubiegłego wieku obiecujące było wykorzystywanie inertyzacji azotem w pracach profilaktycznych [2], lecz nie spowodowało to ani powszechności, ani też ciągłości jej stosowania.

Prawie do połowy 1998 roku inertyzacja prowadzona była zasadniczo podczas akcji ratowniczych przeciwpożarowych. Rozszerzenie zakresu jej stosowania na prace profilaktyczne związane było głównie z restrukturyzacją górnictwa. Przez prawie pierwsze pięćdziesiąt lat powojennego górnictwa każda kopalnia posiadała zazwyczaj kilka ścian rezerwowych. W przypadku wystąpienia pożaru lub zagrożenia pożarem endogenicznym otamowanie rejonu ściany, czy też wyłączenie jej z ruchu i rozpoczęcie prac profilaktycznych nie powodowały znaczących skutków ekonomicznych dla zakładu. Brakujące wydobywanie realizowano na ścianie rezerwowej. Pierwsze skutki restrukturyzacji, to m.in. zmniejszenie liczby takich ścian na kopalniach, a kolejne — to ich eliminacja, przez co znaczenie prac profilaktycznych wzrosło. Niemałe koszty inertyzacji — np. w porównaniu z profilaktycznym podawaniem samej wody lub mieszanin wodno-piaskowych, wodno-popiołowych, wodno-pyłowych — i tak stanowiły tylko niewielki procent strat spowodowanych wyłączeniem ściany z ruchu i wydobywania.

W Polsce coraz powszechniejsze stosowanie inertyzacji azotem nastąpiło z chwilą zakupu w 1998 roku (przez Centralną Stację Ratownictwa Górniczego w Bytomiu) urządzenia do wytwarzania azotu z powietrza atmosferycznego typu HPLC [1]. Natomiast od

roku 2002 do prac profilaktycznych zaczęto coraz powszechniej stosować inertyzację z wykorzystaniem dwutlenku węgla [3].

Inertyzacja może i powinna być skutecznym lekarstwem na zagrożenie pożarowe. Jednakże stosowana nieodpowiednio, może — podobnie jak każde lekarstwo — być nieskuteczna, a w szczególnych przypadkach nawet niebezpieczna.

5. Niektóre właściwości azotu i dwutlenku węgla oraz wody

W profilaktyce przeciwpożarowej z zastosowaniem wody, czy też gazów inertnych wykorzystuje się te ich właściwości, które destymulująco wpływają na proces samozagrzewania węgla. Wpływ ten może wynikać albo z bezpośredniego kontaktu medium z takim miejscem, albo z działań pośrednich, które ukierunkowane są na uaktywnienie innych czynników destymulująco wpływających na zagrożenie [6].

W przypadku wody skuteczność działania wynika z jej niepalności, co umożliwia zalanie miejsca samozagrzewania węgla, odcina dopływ tlenu, przerywa proces samozagrzewania i wychładza takie miejsce. Trzeba jednak podkreślić, że chociaż w większości przypadków zagrożenia pożarem endogenicznym skuteczność przy zastosowaniu wody (z rurociągu podsadzkowego lub przeciwpożarowego) byłaby najwyższa, to nie zawsze jest to możliwe bez zatrzymania ruchu ściany, a więc strat w wydobywaniu.

Teoretyczną skuteczność inertyzacji zapewnia zastosowanie takiego gazu inertnego, którego współczynnik palności, tj. niebezpieczeństwa pożarowego, obliczony według wzoru Ochley'a

$$K=4C+H+4S-2O-N-2Cl-3F-5Bv \quad (1)$$

spełnia warunek

$$K \leq 0 \quad (2)$$

Do gazów inertnych należą takie gazy, jak dwutlenek siarki, para wodna, gazy spalinowe, azot i dwutlenek węgla.

Stosowane dotychczas w górnictwie polskim gazy posiadają następujące współczynniki palności: gazy spalinowe — $K = -1,7$, azot — $K = -2$, dwutlenek węgla — $K = 0$. Daje się tu zauważyć stosunkowo dużą różnicę wartości pomiędzy aktualnie stosowanymi gazami, tj. azotem a dwutlenkiem węgla, co oznacza, że z tego punktu widzenia na pewno lepszym gazem inertnym byłby azot. Jednak o przydatności danego medium do zastosowania w profilaktyce decydują również inne właściwości i czynniki.

Właściwości gaśnicze gazów inertnych polegają przede wszystkim na rozcieńczaniu powietrza i obniżaniu stężenia tlenu do takiej wartości, w której procesy spalania zostają zahamowane [10]. Dla większości materiałów palnych graniczną wartością tlenu jest 12–16%, przy czym zależy to też od gazu inertnego. Na przykład: dla palącego się węgla — przy azocie $O_2 = 12\%$, przy dwutlenku węgla $O_2 = 16\%$; dla palącego się metanu — przy azocie $O_2 = 13\%$, przy dwutlenku węgla $O_2 = 16\%$.

Dosyć ciekawie przedstawiają się najbardziej charakterystyczne właściwości azotu i dwutlenku węgla w porównaniu z właściwościami wody (tab. 5).

Gęstość tych mediów, obliczana ze wzoru

$$\rho = \frac{m}{V}, \quad (3)$$

gdzie: m — masa, kg, V — objętość, m^3 , wskazuje na to, że podawanie dwutlenku węgla, a przede wszystkim wody zawsze prowadzić będzie do ich spływu po najmniejszym nawet nachyleniu oraz do wypełniania przez nie wszystkich napotkanych po drodze zagłębień i muld. Natomiast w przypadku azotu, możliwe jest jego wynoszenie przez atmosferę

(powietrze, gazy zrobowe) i przemieszczanie się zgodnie z kierunkiem przepływu (migracji) tej atmosfery.

Tabl. 5. Wybrane właściwości wody, azotu i dwutlenku węgla

Medium	Gęstość P	Gęstość względem powietrza ρ/ρ_p	Ciepło właściwe c	Współczynnik	
				przewodnictwa cieplnego λ	rozszerzalności cieplnej β
Wymiar	Kg/m ³	-	J/kg·K	W/m·K	10 ⁻³ K
Azot — N (<i>lac. Nitrogenium</i>)	1,146	0,967	1039,6 (= 0,249 [cal/(g·°C)])	0,0257	3,35
dwutlenek węgla — CO_2 (ditlenek węgla)	1,811	1,518	843,8 (= 0,202 [cal/(g·°C)])	0,0166	3,35
woda — H_2O (tlenek wodoru)	999,7	843,628	4175,4 (= 1,0 [cal/(g·°C)])	0,607	0,257

Transport ciepła z miejsca pożaru lub miejsca samozagrzewania może być dosyć zróżnicowany (tab. 6).

Tabl. 6. Sposoby transportu ciepła

Sposób	Mechanizm	Kryterium pojawiania się	Obraz makroskopowy
Przewodnictwo	Chaotyczne ruchy cząsteczek	Występuje przy dowolnym gradiencie temperatur	Nie obserwuje się żadnych szczególnych zjawisk
Konwekcja	Makroskopowy ruch gorących i zimnych części układu spo-wodowany zazwyczaj różni-cami gęstości	Występuje w gazach i cieczach przy dostatecznie dużym gradien-cie temperatur	Widoczne strugi, bąbelki itp.
Promieniowanie	Emisja fal elektromagnetycznych przez rozgrzane ciało	Występuje zawsze, ale dużą rolę odgrywa tylko przy dostatecznie wysokiej temperaturze	Świecenie rozgrzanych ciał

Ciepło właściwe c danego medium (tab. 5) mówi nam o tym, jak skuteczny będzie odbiór ciepła z takich miejsc. Ilość ciepła możliwa do odbioru — zgodnie ze wzorem

$$Q=cm\Delta T, \quad (4)$$

jest wprost proporcjonalna do ciepła właściwego, masy ogrzanego węgla m i różnicy temperatur ΔT pomiędzy medium a rozgrzaną masą. Z powyższych wartości (tab.5) wynika, że wartości ciepła właściwego azotu i dwutlenku węgla są do siebie zbliżone i są ponad czterokrotnie niższe od ciepła właściwego wody, która jest bezsprzecznie najlepszym odbiorcą ciepła..

Z kolei współczynnik przewodnictwa cieplnego λ bezpośrednio wpływa na natężenie odbioru ciepła, które — według zależności

$$\frac{Q}{\Delta t}=\lambda S \frac{\Delta T}{L}, \quad (5)$$

jest wprost proporcjonalne do tego współczynnika, powierzchni kontaktu S i różnicy temperatur ΔT pomiędzy obszarem samozagrzewania a obszarem kontaktu medium oraz odwrotnie proporcjonalna do grubości L warstwy oddzielającej te obszary. Wynika więc z tego (tab. 5), że w takich samych uwarunkowaniach natężenie odbioru ciepła przez — zbliżone pod tym względem do siebie — azot i dwutlenek węgla będzie ponad dwudziestokrotnie niższe niż przez wodę.

Drugi z przedstawionych współczynników (tab. 5), tj. rozszerzalności cieplnej (objętościowej) β informuje nas o tym, że objętość V_0 podawanego medium wzrośnie do objętości V_1 , którą można obliczyć ze wzoru

$$V_1 = V_0[1 + \beta(T_1 - T_0)], \quad (6)$$

gdzie: T_0 — temperatura początkowa objętości V_0 , T_1 — temperatura objętości V_1 .

Wzrost ten będzie proporcjonalny do wartości tego współczynnika oraz wartości różnicy temperatur medium i miejsca samozagrzewania. Wynika stąd (tab. 5), że zdolność do zwiększania objętości azotu i dwutlenku węgla jest trzynastokrotnie większa niż wody.

6. Niekorzystne efekty uboczne stosowania gazów inertnych

Bezpieczne wykorzystywanie gazów inertnych do prac profilaktycznych i w akcjach ratowniczych musi być dokładnie przeanalizowane, by można było określić ewentualne inne, niepożądane skutki jego stosowania. Przede wszystkim określić należy miejsca i ilość gazu inertnego, jaka może być wynoszona do czynnych wyrobisk górniczych ze zrobów (lub otamowanych przestrzeni), do których będzie on podawany. Określić również należy prawdopodobieństwo „wypychania» gazów zrobowych przez podawany do niego gaz inertny. Wielkość tego wypychania zależy przede wszystkim od omówionej wyżej rozszerzalności i konkretnych uwarunkowań stosowania inertyzacji, związanych z lokalizacją miejsca zagrożenia oraz jego poziomem.

Założmy, że zagrożenie pożarem endogenicznym występuje w zrobach, temperatura miejsca samogrzewania jest niższa od temperatury zapłonu węgla wynoszącej $t_z = 300^\circ\text{C}$, a uwarunkowania pozwalają zastosować gazy inertne i/lub wodę. W przypadku podawaniu wody, właściwy skutek osiągnie się albo poprzez celne i bezpośrednie skierowanie strugi wody w miejsce samozagrzewania, albo poprzez zatopienie tego miejsca na wskutek podniesienia się poziomu wody w zrobach. W obydwu przypadkach tylko nieznaczna ilość wody będzie się kontaktować bezpośrednio z miejscem samozagrzewania o przyjętej (w założeniu) wysokiej temperaturze. Zasadniczą jej część wypełniać będzie zroby o temperaturze zbliżonej do temperatury górotworu (np. 45°C), przez co można przyjąć, że temperatura wody podniesie się maksymalnie o $(T_1 - T_0)$ ok. 25°C . W takich warunkach — zgodnie ze wzorem (6) — objętość końcowa wody V_1 stanowić będzie 1,006 V_0 objętości początkowej. Jeśli jeszcze do tego uwzględni się chłonność wody przez górotwór, to okaże się, że przyrost objętości nie nastąpi.

Jeśli przy tych samych warunkach samozagrzewania zastosowany zostanie azot lub dwutlenek węgla, to do opływowego prądu powietrza wypłyną gazy zrobowe o objętości większej, niż objętość podawanego gazu. Stosunkowo wysoka wartość współczynnika rozszerzalności cieplnej spowoduje, że — zgodnie ze wzorem (6) — objętość końcowa V_1 stanowić będzie 1,083 V_0 objętości początkowej.

Skutki takiej rozszerzalności gazów można uznać za tzw. niekorzystny efekt uboczny, powodujący w przypadku występującego zagrożenia pożarowego w zrobach wpływ przede wszystkim tlenu i dwutlenku węgla, a szczególnych przypadkach także metanu. W przypadku inertyzacji prowadzonej w rejonie nie odizolowanym może to powodować wzrost stężeń tych gazów w opływowym prądzie powietrza, a w rejonie odizolowanym — wzrost nadciśnienia, lub spadek podciśnienia oraz wzrost stężeń tych gazów za tamami izolacyjnymi.

Inaczej kształtować się będą niekorzystne efekty uboczne w przypadku zwalczania pożaru węgla. Zastosowanie inertyzacji dwutlenkiem węgla może spowodować dwa rodzaje niekorzystnych efektów ubocznych. Pierwszy z nich wystąpi, gdy nie dojdzie do bezpośredniego kontaktu dwutlenku węgla z ogniem. Wówczas nastąpi dużo większy przyrost objętości podawanej masy dwutlenku węgla, proporcjonalnie do dużo większej różnicy temperatur pomiędzy temperaturą podawanego dwutlenku węgla, a otoczeniem miejsca pożaru. Prawie tej samej wielkości skutki wystąpią przy zastosowaniu azotu. Jeśli

natomiast z jakiś względów dojdzie do bezpośredniego kontaktu dwutlenku węgla z rozpalonym węglem, to wystąpi wówczas niebezpieczna w skutkach reakcja [10]



Występująca w niej redukcja dwutlenku węgla zależna jest od temperatury palącego się węgla. Na przykład w temperaturze 1000°C cały dwutlenek węgla zostaje zredukowany do tlenku węgla. Wzrastające z tego powodu stężenie tlenku węgla może przekroczyć wartość dolnej granicy wybuchowości, wynoszącej 12,5% CO, co w konsekwencji może przyspieszyć proces tworzenia się mieszaniny wybuchowej gazów pożarowych, określanej współczynnikiem Le Chateliera'a według zależności

$$L = \frac{CH_4}{5} + \frac{CO}{13} + \frac{H_2 + C_m H_n}{4} \geq 0,6 \quad (8)$$

przy równoczesnym występowaniu w mieszaninie tlenu w stężeniu określonym zależnością

$$O_2 \geq (O_2)_{\min} = \frac{12CH_4 + 6CO + (H_2 + C_m H_n)}{CH_4 + CO + H_2 + C_m H_n}. \quad (9)$$

Dlatego też należy unikać niekontrolowanej inertyzacji dwutlenkiem węgla w miejscu pożaru. Natomiast w przypadku kontaktu azotu (gazu niepalnego) z ogniskiem pożaru nie dojdzie do żadnych reakcji powodujących tego typu niekorzystne efekty uboczne.

Z kolei woda w bezpośrednim kontakcie z ogniem przemienia się w parę wodną: z 1 litra wody powstaje 1700 l (1,7m³) pary. Oznacza to zdecydowany przyrost objętości masy powietrza (przy pożarze w wyrobisku), lub masy gazów zrobowych (przy pożarze w zrobach) i ich wypchnięcie do wyrobisk.

Z powyżej omówionych zagadnień wynika więc, że świadomość każdego niekorzystnego działania ubocznego inertyzacji oraz podawania wody jest niezwykle ważna z punktu widzenia bezpieczeństwa i należy je uwzględniać planując i realizując takie prace.

7. Podsumowanie

Analiza przyczyn rozpoczęcia procesu samozagrzewania węgla umożliwia wyselekcjonować czynniki stymulujące ten proces, co właściwie ukierunkowuje działania destymulacyjne.

Azot, a ostatnio także dwutlenek węgla są coraz powszechniej wykorzystywanymi gazami inertnymi, z uwagi na ich dostępność i możliwość szerokiego zakresu ich stosowania, także bez konieczności zatrzymywania robót górniczych i wyłączenia z ruchu wyrobisk.

Niektóre właściwości gazów inertnych i wody mogą — w pewnych uwarunkowaniach — powodować niekorzystne efekty uboczne, nasilające się wraz ze wzrostem temperatury miejsca samozagrzewania (zazwyczaj w przestrzeniach nieotamowanych) lub pożaru (zazwyczaj w przestrzeniach otamowanych). Należą do nich:

—wzrastająca objętość podawanego gazu — co powoduje np. intensywniejsze «wypychanie» gazów zrobowych do opływowego prądu powietrza lub zmiany różnicy ciśnień za tamami izolacyjnymi,

—redukcja dwutlenku węgla na tlenek węgla w wysokiej temperaturze palącego się węgla — co może przyspieszyć powstanie mieszaniny wybuchowej gazów pożarowych,

—zamiana wody na znaczne ilości pary wodnej w razie jej kontaktu z palącym się węglem, co zwiększa ilość gazów wypychanych ze zrobów do czynnych wyrobisk.

Świadomość każdego niekorzystnego działania ubocznego inertyzacji oraz podawania wody jest niezwykle ważna z punktu widzenia bezpieczeństwa i należy je uwzględniać planując i realizując prace profilaktyczne lub akcyjne.

ние постоянной рентабельности шахт, включает в себя также другие локальные цели, (финансовую, организационную и техническую реструктуризацию), которые более или менее непосредственным способом воздействовали на величину занятости и динамику ее сокращения. Это, в свою очередь, влияет не только на формирование и ограничение издержек по добыче угля, но также на состояние безопасности работы.

В первой программе сдерживания падения в угледобывающей промышленности сокращение занятости на государственных предприятиях происходило, прежде всего, через натуральные причины ухода, а также при использовании различных вариантов социальной защиты, социальных пособий и отпусков. Характерным также был перевод работников на вновь возникающие предприятия, созданные на базе имущества шахт, последнее относилось главным образом к работникам, занятым на поверхности.

В 1993 году введен запрет, действующий до настоящего момента, принятия на шахты работников не горной промышленности, за исключением обоснованных случаев приглашения необходимых специалистов.

На очередном этапе программы в 1994–1995 гг. сокращение занятости происходило как в предыдущем году, причем динамика его сократилась. Из тех же соображений, чтобы усилить динамику этого процесса, в очередной программе реструктуризации 1996–2000 гг. создан так называемый горный социальный пакет (ГПС), содержащий как активизирующие, так и защитные социальные инструменты. В тот период основная часть работников уходит из горной промышленности не по естественным причинам, а по причине главным образом применения ГПС, на реализацию которого правительство направило значительные средства. На протяжении последующих двух лет число уволившихся сократилось, так как на реализацию ГПС уже не хватило средств (рис. 1).

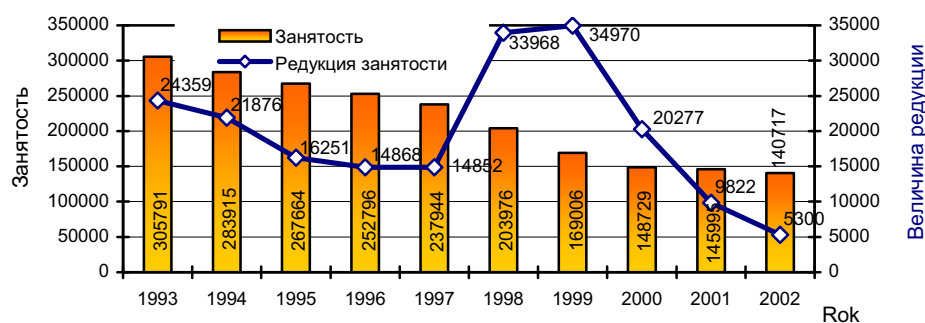


Рис. 1. Величина занятости и динамика ее редукции

Сокращение занятости, способ его реализации, имели влияние на определение структуры (характера) занятости, а также на возрастную структуру персонала шахт. Естественное выбытие было сопряжено главным образом с возрастом, а также стажем, дающим право на пенсионное обеспечение, и относилось к старшим по возрасту работникам с большим профессиональным опытом. В свою очередь, перевод на предприятия, созданные на базе имеющихся шахт, касались, прежде всего, поверхностных работников с дифференцированным возрастом и профессиональным стажем. Инструменты применения ГПС вызывали увольнения работников с крайне разнообразным стажем, как старших, так и молодых, которые не приобрели еще пенсионных прав.

В описанной ситуации работники шахт подвергались случаям травматизма. Состояние травматизма, как абсолютного, так и относительного, при анализе соответствующих показателей имеет тенденцию к уменьшению и является общеизвестным. Однако имеется недостаточное количество публикаций и работ о состоянии травматизма в сложившейся структуре занятости и возрастной структуре работников. Ниже представ-

лены данные в абсолютных и относительных значениях, (W_z — коэффициент частоты травматизма — число травмированных на тысячу занятых) в 1993–2002 гг.

2. Состояние и структура занятости

Проведенная в 1993 г. реструктуризация вызвала к концу 2002 г. сокращение занятости в угольных шахтах на 165074 человека, что составляет — 53,98%, достигая состояния 140717 чел. В начальном периоде реструктуризации, в 1993–1997 гг., несмотря на высокий уровень сокращения занятости, в пределах ~14–24 тыс. чел в год, его динамика начала уменьшаться. Внедрение ГПС вызвало изменение ситуации, и предельная динамика увольнений составила в 1998–1999 гг. более 30 тыс. в год, что могло повлиять на вероятное изменение структуры занятости горного персонала. После этого периода происходит изменение ситуации и сильное уменьшение числа увольнения работников с шахт. В результате этих процессов меняется структура занятости. Зависимости показаны в таблице 1, а также соответственно на рисунках 1 и 2.

Табл. 1. Состояние и структура занятости в горной промышленности в 1993–2002 гг. [6–11]

№п/п.	Состояние на 31.XII	Год и состояние занятости, тыс.чел.									
		1993	1994	1995	1996	1997	1998	1999	2000	2001	2002
1	Итого (100%)	312,0	288,4	272,0	257,8	243,3	207,9	173,6	155,0	146,0	140,7
2	Подземные работники	204,0	193,5	185,1	176,0	166,9	138,3	115,4	103,3	96,5	93,7
3	доля, %	65,38	67,09	68,05	68,27	68,60	66,52	66,47	66,65	66,10	66,59
4	Работники на поверхности	61,1	51,4	45,2	41,7	37,7	34,3	26,7	23,4	22,5	21,2
5	доля, %	19,58	17,82	16,62	16,18	15,50	16,50	15,38	15,10	15,41	15,07
6	Подземный инж-технический персонал	21,8	21,5	21,3	21,0	20,7	18,8	16,6	15,2	14,5	14,3
7	доля %	6,99	7,45	7,83	8,15	8,51	9,04	9,56	9,81	9,93	10,16
8	Инж-технические работники на поверхности	10,0	9,4	8,3	7,9	7,5	7,0	6,5	6,2	6,1	5,8
9	доля, %	3,21	3,26	3,05	3,06	3,08	3,37	3,74	4,00	4,18	4,12
10	Всего подземные работники	225,8	215	206,4	197	187,6	157,1	132	118,5	111	108,0
11	доля %	72,37	74,54	75,88	76,42	77,11	75,56	76,03	76,46	76,03	76,75
12	Всего поверхностные работники	71,1	60,8	53,5	49,6	45,2	41,3	33,2	29,6	28,6	27,0
13	доля, %	22,79	21,08	19,67	19,24	18,58	19,87	19,12	19,1	19,59	19,19
14	Админ.-офисные работники	7,8	7,7	8,4	8,4	8,2	7,7	7,1	6,2	6,0	5,5
15	доля %	2,50	2,67	3,09	3,26	3,37	3,70	4,09	4,00	4,11	3,91
16	Непромышленная группа	4,8	3,0	1,9	1,2	0,8	0,4	0,2	0,1	0,02	0,01
17	доля %	1,54	1,04	0,70	0,47	0,33	0,19	0,12	0,06	0,01	0,01
18	Охрана	2,5	1,9	1,8	1,6	1,5	1,4	1,1	0,6	0,4	0,20
19	доля, %	0,80	0,66	0,66	0,62	0,62	0,67	0,63	0,39	0,27	0,14
20	Спад занятости	-28,1	-23,6	-16,4	-14,2	-14,5	-35,4	-34,3	-18,6	-9,0	-5,3
21	доля, %	-8,3	-7,6	-5,7	-5,2	-5,6	-14,5	-16,5	-10,7	-5,8	-6,6

Анализируя данные, содержащиеся в таблице 1, можно констатировать, что в период реструктуризации подверглась изменениям структура занятости в соотношении поверхность/подземные работы (рис. 2). Рабочие на подземных работах на протяжении всего десятилетнего периода с 1993 года составляли более 65% персонала (максимальный 68,6%), участие же поверхностных рабочих характеризовалось уменьшением с 19,58% в 1993 г. до 15,07% в 2002 г. По отношению к инженерно-техническим работникам данные противоположны, их доля систематически растет — для кадров на подземных работах с 6,99 до 10,16%, а поверхности — с 3,21 до 4,12% (4,18% в 2001 г.).

В группе административно-офисных работников доля в занятости составила в среднем 3,47% в пределах от 2,50% в 1993 г. до 4,11% в 2002 г., причем эта доля имеет прирост, несмотря на уменьшение с 1996 г. числа работников этой профессиональной группы.

Делая сравнения данных занятости рабочих и инженерно-технических работников (рис. 3) можно констатировать, что для шахт на каждого инженерно-технического работника приходилось статистически 9,36 рабочего в 1993 году, а в 2002 году — 6,55 (-30,0%), в среднем для периода 7,8. Для поверхности от 6,11 в 1993 году до 3,66 в 2002 г. (-40,1%), в среднем 4,75 (рис. 3) — сохраняется тенденция к убыванию. Зависимость эта должна положительно влиять на состояние безопасности и сокращение травматизма.

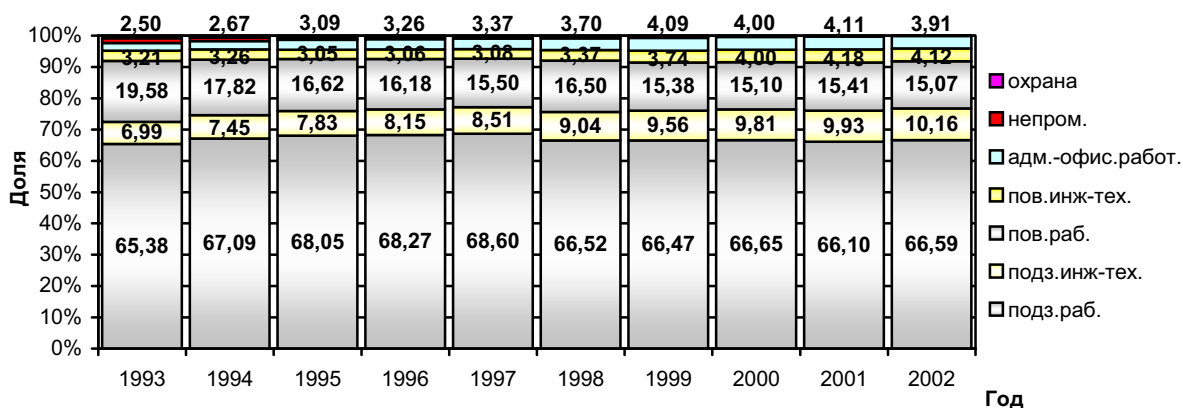


Рис. 2. Структура занятости работников шахт

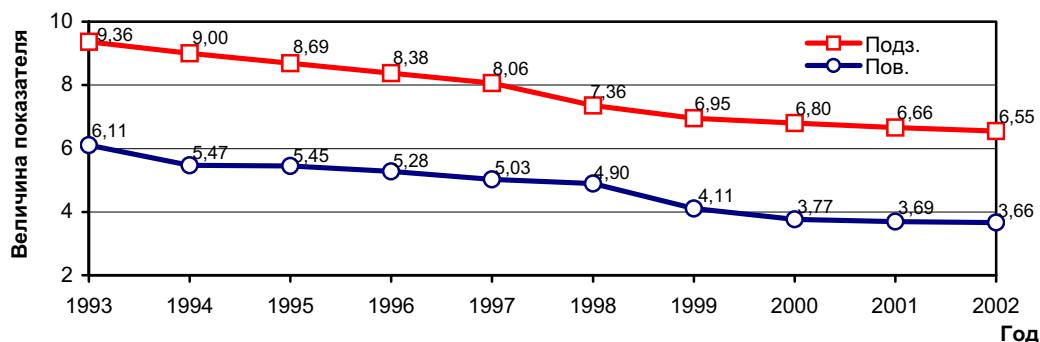


Рис. 3. Соотношение занятости работников к инженерно-техническому персоналу

Сравнивая персонал шахт с поверхностными работниками (рис. 4), можно констатировать, что в 1993 г. среди рабочих шахт было в 3,34 раза больше поверхностных, а в 2002 году — в 4,42 больше, в среднем 4,1. В свою очередь инженерно-технических работников шахт в 1993 г. было в 2,18 раз больше, чем на поверхности, а в 2002 г. — в 2,47, в среднем 2,5. Максимальную величину 2,76 отмечено в 1997 г. Характер в обоих случаях 1993–2002 гг. растущий.

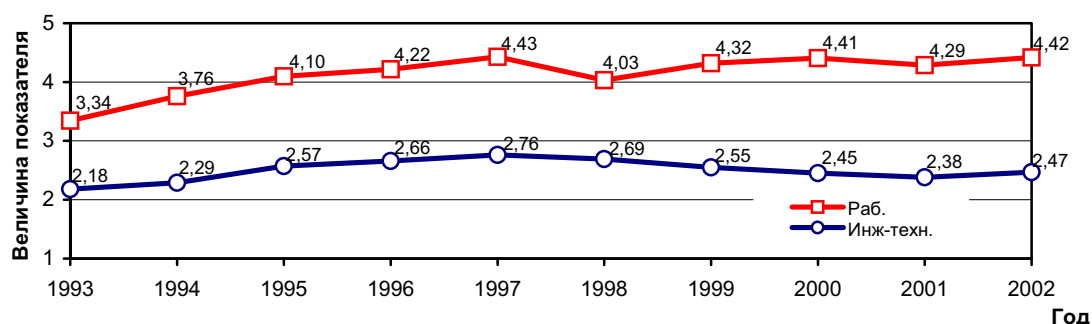


Рис. 4. Соотношение занятости подземных / поверхностных работников и инженерно-технических работников

3. Травматизм по структуре занятости

Для данных структуры занятости, помещенных в таблице 1, руководствуясь базой данных случаев [2], определен травматизм профессиональных групп, а также вычислены для них коэффициенты частоты на 1000 занятых. Данные эти отображены в таблице 2, а также на рисунках 5 и 6. База данных травматизма перечисляет отдельные профессиональные группы как показано в таблице. 2.

Табл. 2. Травматизм по структуре занятости

№ п/п	Случаи травматизма*, показатели	Год									
		1993	1994	1995	1996	1997	1998	1999	2000	2001	2002
1	Итого	15964	13217	11014	9164	8014	5988	4064	2720	2127	1986
2	W_Z	51,17	45,83	40,49	35,55	32,94	28,80	23,41	17,55	14,57	14,12
3	Подземные работники	15070	12543	10481	8670	7562	5688	3843	2572	2014	1897
4	W_{Zrd}	73,87	64,82	56,62	49,26	45,31	41,13	33,30	24,90	20,87	20,25
5	Работники на поверхности	504	369	265	217	202	129	96	59	46	43
6	W_{Zrp}	8,25	7,18	5,86	5,20	5,36	3,76	3,60	2,52	2,04	2,03
7	Инженерно-технический персонал	357	268	238	241	223	146	113	81	59	44
8	W_{Zpit}	11,23	8,67	8,04	8,34	7,91	5,66	4,89	3,79	2,86	2,19
9	Адм-офисные работники	32	37	30	36	27	25	12	8	8	2
10	W_{Zrab}	4,10	4,81	3,57	4,29	3,29	3,25	1,69	1,29	1,33	0,36
11	Ученики и практиканты	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0
12	W_{Zuip}	***	—	—	—	—	—	—	—	—	—

* состояние на 31.12 года *** отсутствие данных

Анализируя данные из таблицы 2, а также данные рисунка 5, можно констатировать, что доля происшествий с рабочими шахт в общей ситуации по травматизму составляла от 94,40 до 95,52%, поверхностных рабочих от 2,15 до 3,16%, инженерно-технические работников от 2,03 до 2,98% и административно-офисных — от 0,10 до 0,42%. Среди учеников и практикантов зарегистрирован лишь один случай травматизма в 1993 г. В свою очередь, анализируя коэффициенты частоты травматизма, мы получаем существенным образом отличную картину травматизма, нежели по абсолютному количеству происшествий (рис. 6).

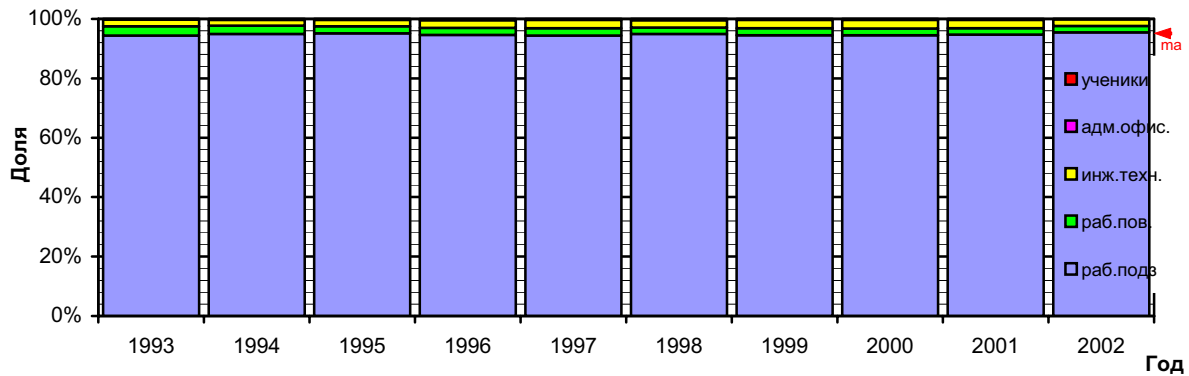


Рис. 5. Доля случаев травматизма относительно структуры занятости

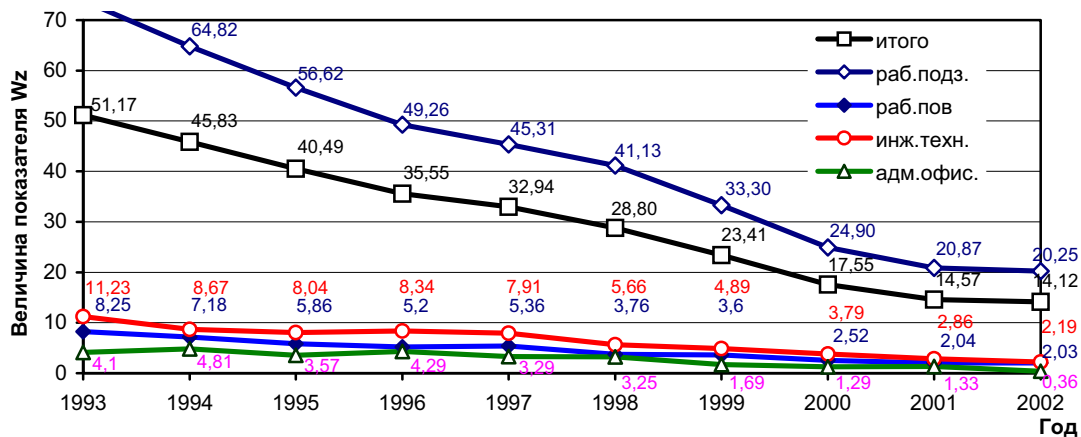


Рис. 6. Показатели травматизма относительно структуры занятости

В структуре занятости наибольшую величину коэффициента Wz отмечено среди рабочих шахт: 73,87 в 1993 г. и 20,25 в 2002 г. Тенденция изменения коэффициента стабильно уменьшающаяся по всему периоду реструктуризации. Это величины в 14 раза больше общих величин по всему персоналу. Значения значительно ниже средней величины имеют коэффициенты остальных профессиональных групп. Группа инженерно-технических работников охарактеризована коэффициентом в пределах от 2,19 (2002 г.) до 11,23 (1993 г.), при средней величине 6,36. Эти величины выше, нежели по группам поверхностных рабочих и административно-офисных работников, для которых величина средних значений коэффициента составляет 4,58 и 2,80.

4. Возрастная структура работников угольных шахт

Возрастную структуру персонала угольных шахт, которая сформировалась в период реструктуризации, показывает таблица 3, а также рис. 6 и 7.

Табл. 3. Возрастная структура работников шахт по добыче каменного угля [6–12]

№п/п.	Возраст	1993	1994	1995	1996	1997	1998	1999	2000	2001	2002
1	< 20	6004	3322	2278	2218	1316	699	248	47	23	45
2	%	1,97	1,17	0,85	0,86	0,54	0,33	0,14	0,03	0,02	0,03
3	21 ÷ 25	83416	74890	67548	62164	18322	11605	6424	4309	3172	2246
4	%					7,53	5,58	3,70	2,78	2,17	1,60
5	26 ÷ 30	27,37	26,49	25,18	24,12	37955	31191	23908	19759	15972	12844
6	%					15,60	15,00	13,77	12,75	10,94	9,13
7	31 ÷ 35	65148	60235	54941	52311	48274	43082	35488	32599	30436	28400
8	%	21,38	21,30	20,48	20,29	19,84	20,42	20,44	21,03	20,85	20,18
9	36 ÷ 40	63147	61404	61524	60500	58331	52158	45133	41614	39023	37447
10	%	20,72	21,72	22,94	23,47	23,97	24,73	25,99	26,84	26,73	26,61
11	41 ÷ 45	49211	47462	46669	46676	45976	39139	35550	32376	32386	33684
12	%	16,15	16,79	17,40	18,11	18,90	18,56	20,47	20,88	22,18	23,94
13	46 ÷ 50	23750	23696	24642	24095	24004	20904	18359	16321	16685	17369
14	%	7,79	8,38	9,19	9,35	9,87	9,91	10,57	10,53	11,43	12,34
15	51 ÷ 55	10180	8901	8103	7667	7376	7369	7026	6751	7151	7396
16	%	3,34	3,15	3,02	2,97	3,03	3,49	4,05	4,35	4,90	5,26
17	56 ÷ 60	3308	2555	2290	1952	1581	1632	1368	1134	1022	1134
18	%	1,09	0,90	0,85	0,76	0,65	0,77	0,79	0,73	0,70	0,81
19	> 60	580	287	236	197	169	156	127	122	125	145
20	%	0,19	0,10	0,09	0,08	0,07	0,07	0,07	0,08	0,09	0,10
21	Z (100%)	304744	282 752	268 231	257 780	243 304	207 935	173 631	155 032	145 995	140 710

По состоянию с 31 декабря данного года

В 1993–1996 гг. в структуре занятости выделена возрастная группа 21–30 лет, в следующих годах группа была обособлена и встречается в разбитии на 21–25 и 26–30 лет.

Из приведенных данных следует, что во всем анализируемом периоде, самыми многочисленными возрастными группами были: группа 36–40 лет со средней долей 24,37%, дальше группа 31–35 лет — 20,62% и 41–45 лет — 19,34%. Охарактеризованные три возрастные группы, дающих вместе период 31–45 лет, имеют среднюю долю в занятости 64,33%.

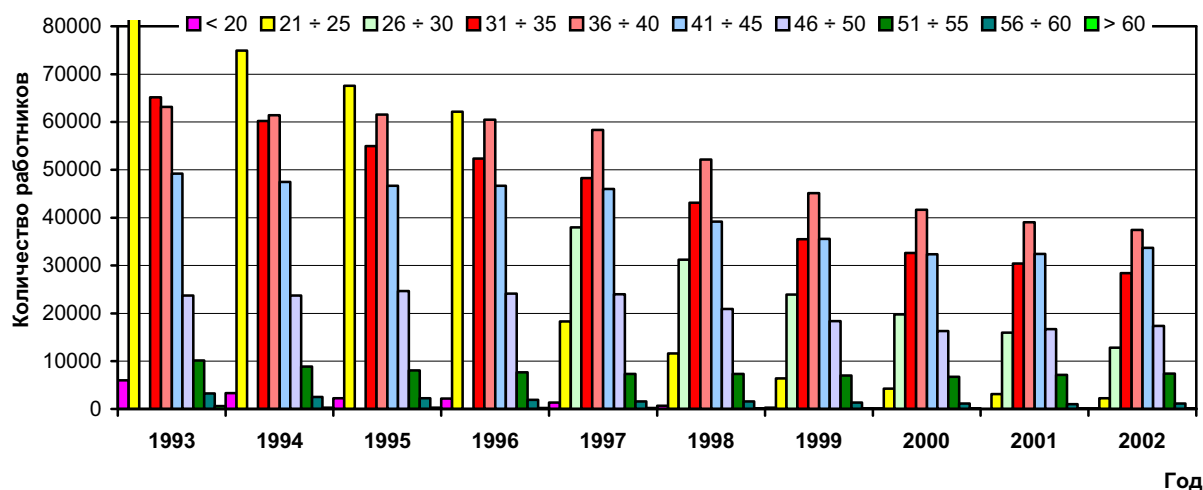


Рис. 7. Структура возрастных групп работников шахт

Анализируя эти три возрастные группы, можно констатировать, что не всегда эти группы распределялись по порядку, определенному через среднюю величину, что видим на рис. 9. С 1999 года, очевидно, прирастает возрастное участие группы 41–45

лет, будучи третьей по численности, а вторая группа 31–35 лет уменьшается. Группа 31–35, имеющая в 1993 году предельную долю в занятости, в 2003 г. уже заняла третью позицию.

Для группы свыше 46 лет участие в занятости прирастает от 12,41% в 1993 г. до 18,51% в 2002 г. и составляет в среднем 14,59%. Характерным является то, что минимальное влияние на показанные величины имеет персонал в возрасте свыше 56 лет.

В возрастном периоде до 30 лет наблюдается уменьшение участия в занятости, причем большая динамика отрицательных приростов является отображением общего соотношения возрастных групп. В 1993 г. доля персонала в указанной группе составляла 29,34% а в 2002 г. сократилась до 10,76%, при средней величине 20,97%.

Нужно было заметить, что доля в группе работников младше 20 лет, с 1993 г., когда составляла она 1,97%, ежегодно уменьшалась до 0,02% и 0,03% в 2001 и 2002 гг. В абсолютных величинах, в 2001 г. работников было 23, а в 2002 г. — 45. Похожий уменьшающийся характер существует в группе работников в возрасте 21–25 лет, где в 1997 г. их участие составляло 7,53%, а в 2002 г. уменьшилось до 1,60%. В 1993–1995 гг. не выделялась эта возрастная группа, в результате чего нельзя однозначно констатировать, какова была ее доля в структуре занятости, но все же учитывая, что в возрастной группе 21–30 в ту пору существовала тенденция уменьшения доли в занятости, эта зависимость относилась к группам 21–25 и 26–30 лет.

Стоит также заметить, что в 1993 г. 50,72% персонала не превысило 35 лет, однако впоследствии, ежегодно, эта доля уменьшалась, достигая в 2002 г. — 30,94%.

В группе старших работников, свыше 50 лет в 1993 г. персонал имел 4,62%, а в 2002 г. — 6,17%. Нужно отметить, что эта группа представляет в основном работников на поверхности.

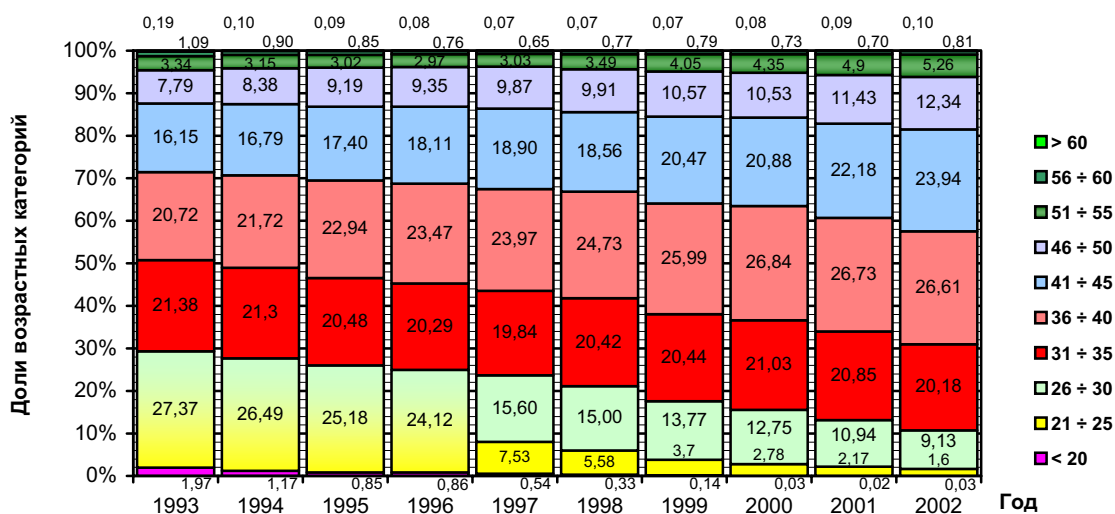


Рис. 8. Структура долей возрастных категорий работников шахт

Из вышеуказанных данных однозначно вытекает, что персонал шахт стареет из-за блокирования приема на работу в шахтах. Радикально уменьшается доля персонала в возрасте до 30 лет. В очередных периодах, по мере старения персонала, отходить будут работники, получающие пенсионные права — возрастные группы 46–50 лет, которые в 2002 г. составляла 12,34% персонала шахт. Это приведет к тому, что является теперь фактом, к принятию на работу в шахты новых работников. После ликвидации горных школ (горных ПТУ) нет возможностей приема на работу в шахте молодых и подготовленных работников. Например, если в 1993 г. принято из профессиональных горных

школ и техникумов, а также высших школ около 2,3 тыс. чел (соответственно 1,9 и 0,3 также 0,1), то в 2003 г. прием составлял около 200 чел. и касался исключительно выпускников высших школ.

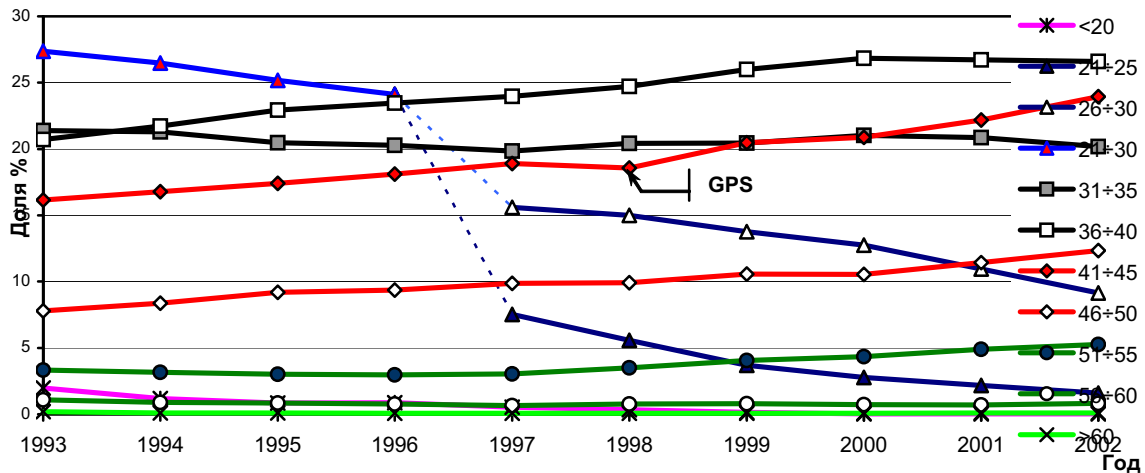


Рис. 9. Доли возрастных категорий в персонале шахт

Независимо от того, какие будут приняты шаги, наиболее рациональным является прием молодых работников с тем, чтобы они приобретали соответствующую квалификацию и опыт и работали как можно дольше. Величины «естественного выбытия» возрастной группы 40–50 лет будут компенсированы новым молодым пополнением. Ситуация эта будет иметь большое влияние на профессиональную квалификацию горного персонала и на состояние уровня безопасности.

В 1998 г., когда наступило предельное снижение занятости в результате введения пакетов ГПС, в группе работников 41–45 лет можно заметить отклонение от величин занятости. Это характерно только для этой возрастной группы и можно заключать, что здесь не наблюдается явного влияния ГПС на дифференциацию структуры возрастных групп по занятости работников шахт.

5. Травматизм по возрастным группам

Абсолютная величина травматизма, а также подсчитанные величины коэффициента W_Z для отдельных возрастных групп содержит таблица 4.

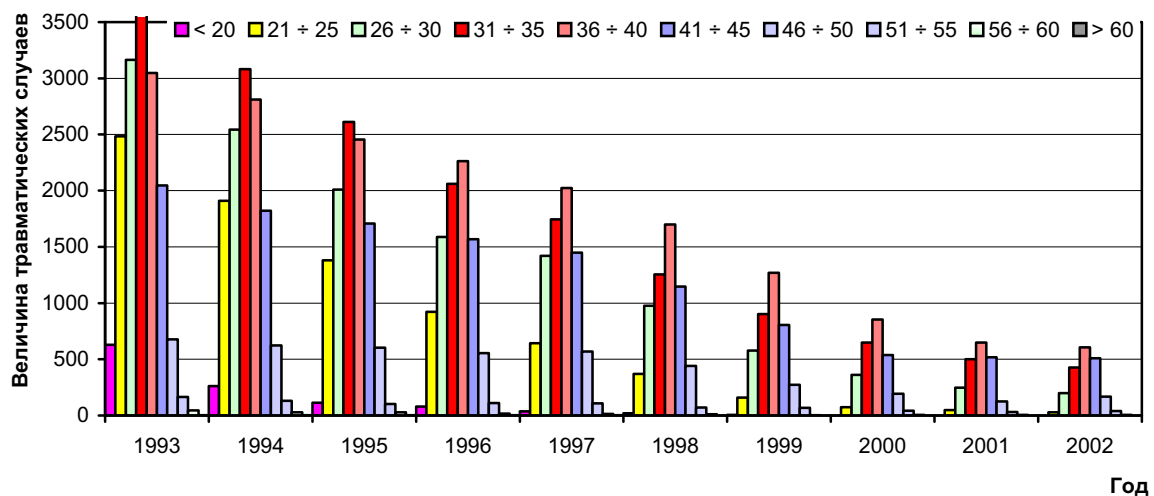


Рис. 10. Случаи травматизма относительно возрастной структуры работников

Табл. 4. Травматизм работников относительно возрастной структуры [2, 12]

№п/п	Возраст	1993	1994	1995	1996	1997	1998	1999	2000	2001	2002
1	< 20 W	629	261	114	80	37	21	7	1	0	1
2	$W_{z < 20}$	104,76	78,57	50,04	36,07	28,12	30,04	28,23	21,28	0,00	22,22
3	21 ÷ 25 W	2484	1910	1380	923	644	369	160	74	49	29
4	$W_{z 21 \div 25}$					35,15	31,80	24,91	17,17	15,45	12,91
7	26 ÷ 30 W	3163	2544	2010	1587	1421	975	578	362	247	199
8	$W_{z 26 \div 30}$	67,70*	59,47*	50,19*	40,38*	37,44	31,26	24,18	18,32	15,46	15,49
10	31 ÷ 35 W	3695	3081	2613	2059	1745	1255	902	650	502	428
11	$W_{z 31 \div 35}$	56,72	51,15	47,56	39,36	36,15	29,13	25,42	19,94	16,49	15,07
13	36 ÷ 40 W	3047	2812	2455	2263	2023	1698	1268	853	650	607
14	$W_{z 36 \div 40}$	48,25	45,80	39,90	37,40	34,68	32,55	28,09	20,50	16,66	16,21
16	41 ÷ 45 W	2047	1822	1706	1568	1448	1147	804	538	517	509
17	$W_{z 41 \div 45}$	41,60	38,39	36,56	33,59	31,49	29,31	22,62	16,62	15,96	15,11
19	46 ÷ 50 W	677	623	603	554	568	442	273	194	124	167
20	$W_{z 46 \div 50}$	28,51	26,29	24,47	22,99	23,66	21,14	14,87	11,89	7,43	9,61
22	51 ÷ 55 W	164	132	103	110	109	70	69	43	31	39
23	$W_{z 51 \div 55}$	16,11	14,83	12,71	14,35	14,78	9,50	9,82	6,37	4,34	5,27
25	56 ÷ 60 W	46	28	28	18	15	11	3	5	6	7
26	$W_{z 56 \div 60}$	13,91	10,96	12,23	9,22	9,49	6,74	2,19	4,41	5,87	6,17
28	> 60 W	2	3	2	2	3	0	0	0	1	0
29	$W_{z > 60}$	3,45	10,45	8,47	10,15	17,75	0,00	0,00	0,00	8,00	0,00
31	$W^{1)}$	10	1	0	0	1	0	0	0	0	0
32	W	15964	13217	11014	9164	8014	5988	4064	2720	2127	1986
33	W_z	52,38	46,74	41,06	35,55	32,94	28,80	23,41	17,54	14,57	14,11

1) В базе данных нехватка даты рождения пострадавшего

* Вычисленные величины относятся к возрастной категории 21–30 лет. В 1993–1996 гг. в структуре занятости выделяют возрастную группу 21–30 лет, в последующих годах группа эта встречается в разбитии на группы 21–25 и 26–30 лет.

Анализируя абсолютную величину травматизма, можно констатировать, что предельное число несчастных случаев в возрастной группе 31–35 лет, а также в возрастной группе 36–40 лет (соответственно 1993–1995 гг. и 1996–2002 гг.). Доля травматизма в вышесказанных возрастных группах к общему травматизму составляет соответственно: 23,16–23,72% и 24,69–31,36% а их общее участие от 42,26 к 55,26%, в среднем 49,13% (рис.11). Вместе эти группы (за исключением 2001 г. и 2002 г.) самые многочисленны в структуре занятости.

Среди молодых работников до 30 лет, доля которых в занятости уменьшается с 29,34% до 10,76%, в среднем 20,97%, число несчастных случаев систематически уменьшается. В общей численности событий составляет соответственно 39,31% и 11,50% в годах 1993 и 2002 — в среднем 29,97%.

Работники в возрасте свыше 50 лет составляют в занятости от 3,75 до 6,17%, в среднем 4,66%, в общей численности событий составляют в целом 1,21% и 2,32%, в среднем 1,41, причем в очередных анализируемых годах эта доля менялась, а максимальная величина относится к 2002 г.

Анализируя относительную величину травматизма, с помощью коэффициента частоты W_z , мы получаем другую картину травматизма. На рисунке 12 видимое характерное рассеивание величины коэффициента W_z , в 1993 г., для отдельных возрастных групп, в 2002 г. величины эти очевидно концентрируются в 3 характерные пределы.

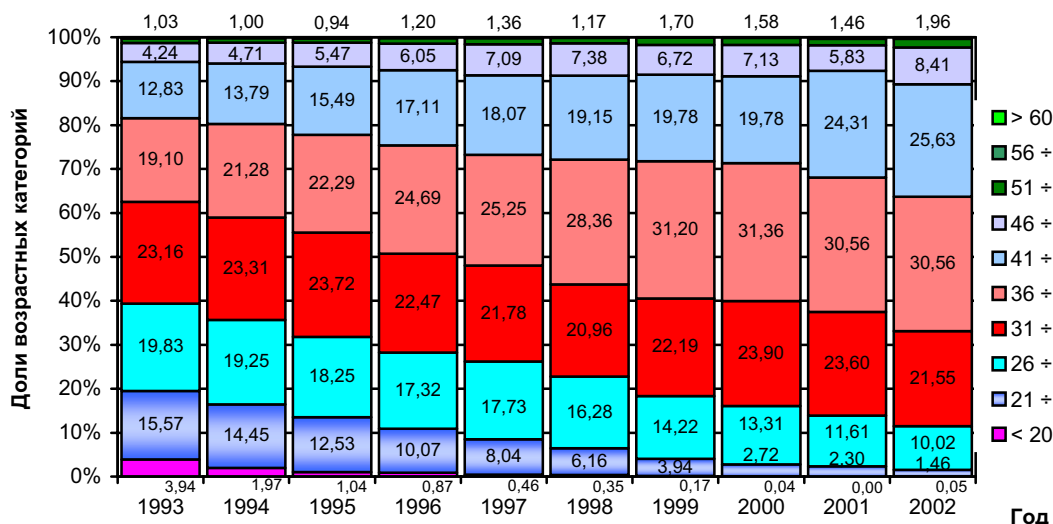


Рис. 11. Доля травматизма по возрастным категориям

Низкий травматизм встречается в трех возрастных группах старше 50 лет, причем большой изменчивостью величины выделяется возрастная группа >60 лет. Для рассмотренных групп относительная величина коэффициента заключается в пределах 0–0,4 — в среднем 0,27. Низкий травматизм в этих возрастных группах вытекает из факта, что большинство работников задействовано на поверхности, в том числе администрация, где работы безопаснее, чем в шахте.

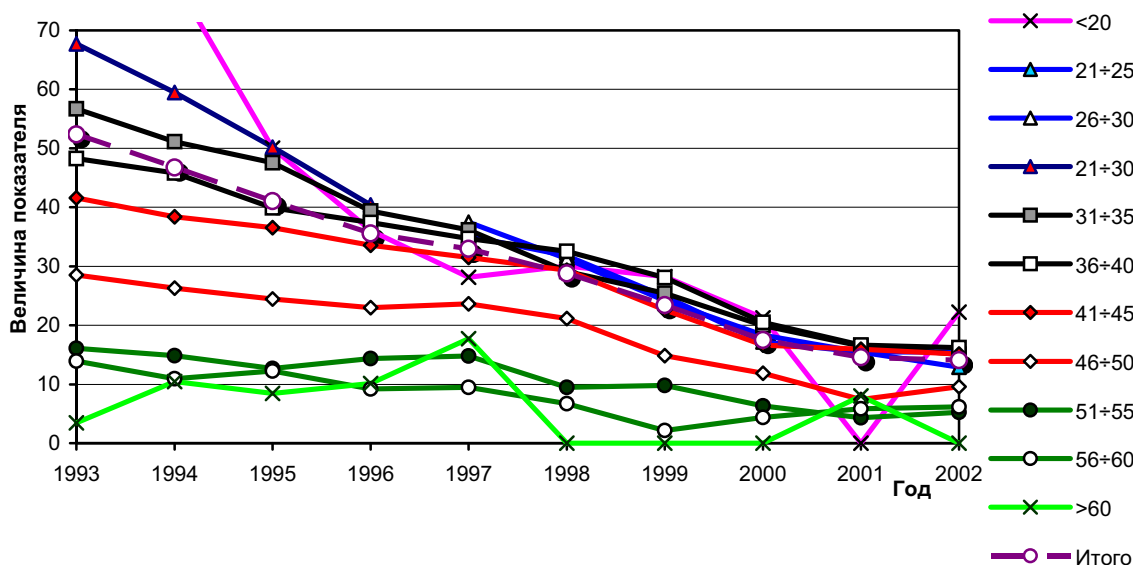


Рис. 12. Величина показателя W_z относительно возрастной структуры

Большой травматизм в промежутке 0–0,7 W_z — в среднем 0,62, встречаются в возрастной группе 46–50 лет.

Вокруг средней величины коэффициента W_z ближе всего колеблются значения коэффициентов пяти возрастных групп от 45 лет, причем наибольшей изменчивостью выделяется возрастная группа <20 лет.

В самых многочисленных возрастных группах 31–45 лет величины коэффициентов W_z , больше всего сближены с общими значениями. Относительная величина коэф-

фициента заключалась в промежутке 0,8–1,2 ($\pm 20\%$), в среднем 1,04, причем в последних двух годах при анализе каждой отдельной группы, составляла 1,1.

В данной ситуации, когда шахты стоят уже перед необходимостью приема на работу новых работников и учитывая численность стареющих возрастных групп, 36–45 лет, (выбытие естественное — пенсии) возникнет необходимость пополнения персонала в количестве даже 30%. Очевидно, стоит сделать более глубокий анализ травматизма в возрастной группе <20 лет и 21–25 лет, так как эта возрастная группа наиболее интенсивно будет пополнять ряды работников взамен уходящих.

Из представленных данных вытекает, что коэффициент травматизма в возрастной группе работников <20 лет демонстрирует довольно большую изменчивость общей величины (рис. 12). Учитывая вышеуказанные данные, а также факт блокирования приема новых работников в 1993 году, а также отсутствие возможности приема выпускников горных школ (ПТУ), в прогнозе травматизма этой возрастной группы, а также следующей группы 21–25 лет необходимо было учитывать данные 1993 и 1994 гг. На основании этих данных и исследований можно сделать вывод, что травматизм группы новых работников будет значительным. Величина коэффициента W_z , может быть даже в два раза выше общей величины, что нужно учитывать при оценке риска несчастных случаев.

6. Выводы

На основании выполненного анализа можно выделить следующие основные выводы:

1. В структуре занятости уменьшается число работников физического труда, приходящихся на одного инженерно-технического работника, что способствует улучшению безопасности работы.

2. Травматизм, идентифицированный с помощью относительной величины коэффициента W_z , подземных рабочих определяется в пределах $1,38 \div 1,44$, в среднем 1,42, поверхностных рабочих $0,13 \div 0,16$, в среднем 0,15, инженерно-технических работников $0,16 \div 0,24$, в среднем 0,21 и административно-офисного персонала $0,03 \div 0,12$, в среднем 0,09.

3. В возрастной структуре работников образовался четкий «просвет поколений» в возрастной группе до 30 лет, где доля в занятости ежегодно уменьшалась. Увеличение доли работников в возрастной группе 36–45 лет (23,94% и 26,61% в 2002 г.) вызовет в недалеком будущем в результате ухода работников пенсионного возраста необходимость нового приема на работу даже до 30% численности персонала. Рациональным представляется, чтобы это были молодые работники, которые пополнят возрастную группу до 25 лет.

4. В настоящее время после ликвидации горных школ новые работники не будут в достаточной мере подготовлены как теоретически, так и практически к специфической обстановке шахт, что будет отрицательно влиять на состояние безопасности работы и уровень травматизма персонала.

5. Уровень травматизма, определяемый с помощью коэффициента частоты W_z , показывает, что среди возрастных групп осторожнее и безопаснее трудятся работники старше 50 лет: их относительный коэффициент не превышает $0,5W_z$. Высокая величина коэффициента в пределах $0,5-0,7W_z$ отмечена в возрастной группе 46–50 лет. Приближенные значения к общей величине коэффициента W_z (0,8–1,2), особенно в последних анализируемых периодах, отмечено для самых многочисленных возрастных групп, в пределах 26–45 лет.

6. Коэффициент травматизма в возрастной группе работников <20 лет в 1993 г. и 1994 г. демонстрировал большую изменчивость. Из тех же соображений в прогнозе травматизма для новых работников нужно было учитывать эти величины. Кроме того,

необходимо учесть существенный фактор — недостаточную профессиональную подготовку. Это может существенным образом повлиять на величину риска травматизма, и большие, чем представлено, величины коэффициентов частоты несчастных случаев.

Библиографический список

1. **Месячный** анализ состояния безопасности и гигиены работы в шахтах каменного угля и горных предприятиях. СОИГ. — Катовице, 1993–2002. — №12.
2. **База** данных по травматизму. СОИГ. — Катовице, 1993–2002.
3. **Информатор** о хозяйственной деятельности шахт и угольных сообществ. PAWK S.A. за декабрь 1993, 1994.
4. **Информационный** Вестник о хозяйственной деятельности угольных сообществ и шахт каменного угля в ликвидации. PAWK S.A. за декабрь 1995.
5. **Информационный** вестник о хозяйственной деятельности угольных сообществ и ликвидируемых угольных шахт. PARGWK S.A., за декабрь 1996–2002.
6. **Карбовник А., Ендрыховски С.** Реструктуризация занятости в польской угольной промышленности в 1998 г. / Горные Известия, 1999. — №3.
7. **Карбовник А., Ендрыховски С.** Реструктуризация занятости в польской горной промышленности каменного угля в 1999 г. / Горные Известия, 2000. — №2.
8. **Карбовник А., Ендрыховски С.** Реструктуризация занятости в польской горной промышленности в 2000 г. / Горные Известия, 2001. — №2.
9. **Карбовник А., Турек М., Ендрыховски С.** Реструктуризация занятости в польской горной промышленности в 2001 г. / Горные Известия, 2002. — №3.
10. **Карбовник А., Турек М.** Реструктуризация занятости в польской горной промышленности в 2002 г. / Горные Известия, 2003. — №6.
11. **Карбовник А., Турек М.** Реструктуризация занятости в горной промышленности в 1998–2002 гг. / Горные Известия, 2003. — №10
12. **Парханьски Ю.** Исследования собственные — неопубликованные.

© Парханьски Ю., 2007

УДК 614.842

ЖАРТОВСЬКИЙ С.В., ЦАПКО Ю.В. (ЧПБ)

ПОЖЕЖОЄКОЛОГІЧНІ АСПЕКТИ ВИРОБНИЦТВА ВАЖКОГОРЮЧИХ ФАНЕРНИХ ПЛИТ

Изучен вопрос улучшения экологических и пожарозащитных характеристик фанерных плит за счет применения смеси солевых антипиреном и полимерного антисептик, а также ускорительных диффузионных технологий в процессе производства огнебиозащищенной фанеры.

Створення конструктивних матеріалів, зокрема фанерних плит, з екологічно чистого природного матеріалу деревини призводить до погіршення екологічних характеристик фанери. Склеювання фанерного шпону здійснюється фенолформальдегідними або карбамідоформальдегідними смолами (фанера марок ФСФ та ФК, відповідно). За ГОСТ 3916.1-96 [1] вміст формальдегіду у фанері в залежності від класу емісії повинен відповідати показнику Е1 на рівні 10 мг на 100 г абсолютно сухої маси фанери, або Е2 на рівні від 10 до 30 мг на 100 г абсолютно сухої маси фанери. Показник вмісту формальдегіду контролюється для фанери марки ФСФ один раз на 30 діб, а марки ФК — один раз на 15 діб. Така різниця в часі пов'язана з тим, що карбамідоформальдегідна смола за вмістом шкідливої речовини має значні розбіжності.

Дуже привабливий конструктивний матеріал, яким є фанера, але з екологічним показником E2 не знаходить широкого застосування. Її не можна використовувати у виробництві транспортних засобів: залізничних вагонів, трамваїв, тролейбусів, автобусів тощо. Крім екологічного аспекту лімітуючим є також пожежонебезпечний аспект. Фанерні плит є горючим легкозаймистим матеріалом, а продукти згоряння мають високі показники токсичності. Тому роботи, що направлені на вирішення пожежоекологічних аспектів виробництва фанерних плит, необхідно вважати актуальними.

Наша гіпотеза полягає в тому, що вирішуючи пожежозахисні задачі можна вирішити водночас й екологічні.

Відомо чимало робіт, які присвячені розв'язанню проблеми горючості фанери [2]. Частіше всього її облицьовували металевими або азбестоцементними листами, але перші не давали необхідної ефективності, а другі — шкідливі для людини. Велика кількість робіт присвячена пошуку ефективних антипіренів та способів їх введення в фанеру. Більшість антипіренів виявились малоефективними для вогнезахисту фанери шляхом поверхневого просочення. До того ж більшість з них відносяться до шкідливих токсичних речовин, здебільше це солі важких металів.

Найбільш вдалою можна вважати розробку спеціалістів [3], яка базується на формуванні фанерних плит з просоченням кожної шпони антипіреном на основі рідких комплексних мінеральних добрив з визначеним співвідношенням $N:P:K$ (азот, фосфор, калій). Необхідно відзначити, що це дуже складна технологія з великою вірогідністю отримання неякісної продукції. Справа в тім, що на поверхні просоченого шпону після сушіння утворюється шар сольових антипіренів, який перешкоджає адегезії клеєного матеріалу до целюлози шпону під час формування плит. Виникає дилема, суть якої полягає в тому, що при оптимальній концентрації сольового антипірену відбувається неякісне склеювання шпону, яке в свою чергу веде до погіршення фізико-механічних властивостей фанерних плит (плити розтріскуються), а при зменшенні концентрації антипірену погіршуються вогнезахисні властивості фанерних плит, але покращуються фізико-механічні властивості.

Метою даної роботи є розроблення важкогорючих фанерних плит з покращеними екологічними характеристиками.

Спеціальними дослідженнями було виявлено, що способи просочення, які використовуються для деревини не можуть бути застосовані для фанери із-за значної відмінності в структурі побудови матеріалів, і в першу чергу, від наявності клейових шарів в конструкції фанерних плит. Тільки поверхнєве просочення, незалежно від ефективності вогнезахисного засобу, не дає необхідної якості вогнезахисту фанерних плит, а для деревини (сосни) це вдається з використанням композитної суміші сольових антипіренів і полімерного антисептика (ДСА-1, ДСА-2). Хоча пористість берези та інших листових порід, з шпону яких виготовляють фанеру, майже в два рази більша від сосни [4] і вони здатні поглинути більше ніж в два рази антипіренів, але захистити фанерну плиту в декілька шарів шпону поверхневим просоченням не вдається, бо в порах внутрішніх шарів шпону фанери знаходиться повітря, яке сприяє горінню фанери. Тому виникла необхідність залучити прискорюючі дифузійні процеси для заміщення повітря на антипірен в порах шпону всієї фанерної плити. Було створено технологічну лінію, на якій відпрацьовано два способи одержання важкогорючих фанерних плит. Найкращі результати вогнезахисту продукції було досягнуто із використанням вогнебіозахисної суміші ДСА-2. На замовлення споживачів для покращення експлуатаційних характеристик поверхню фанери можна обробляти гідрофобізуювальною сумішшю «Сілол» [5].

Якість вогнезахисту продукції може порушуватись під час нарізання деталей з фанерної плити великого розміру. Щоб цього не відбувалося нами запропоновано просочувати готові деталі, що виготовлені за стандартними розмірами, або нарізані на за-

мовлення з великого розміру фанерних плит. Враховуючи всі ці залежності нами було розроблено два способи одержання вогнезахищених фанерних плит [6,7], які лягли в основу розробленої нормативно-технічної документації [8]. У відповідності до існуючих законодавчих вимог на виробництві вогнезахищених фанерних плит проведено санітарно-епідеміологічну експертизу і зроблено відповідний висновок. За яким при виготовленні деталей фанерних плит вогнезахищених концентрації шкідливих речовин у повітрі робочої зони не перевищує показників, а саме: формальдегіду — не більше $0,5 \text{ мг/м}^3$ (пари, II клас безпеки), уайт-спіриту — не більше 300 мг/м^3 (пари, IV клас безпеки) згідно вимог ГОСТ 12.1.005-88 «Общие санитарно-гигиенические требования к воздуху рабочей зоны». Ефективна питома активність природних радіонуклідів у матеріалі — не більше 370 Бк/кг згідно НРБУ-97.

Під час виробництва вогнезахищених деталей фанерних плит було встановлено, що фанерні плити марки ФК, які мали вміст формальдегіду 14,3 мг на 100 г абсолютної сухої маси фанери і відносилися до класу емісії E2, після просочення вогнебіозахищною сумішшю ДСА-2 та обробки гідрофобізатором «Сілол» вже мали вміст формальдегіду 4 мг на 100 г абсолютно сухої маси фанери і мали класифікацію E1. Зразки вогнезахищених деталей фанерних плит, які оброблені сумішшю ДСА-2 та «Сілол», були передані на визначення показників токсичності в Інститут екогігієни і токсикології ім. Л.І.Медведя. За експериментальними дослідженнями було встановлено, що при використанні деталей фанерних плит вогнезахищених за призначенням (деталі будівельних конструкцій, об'єктів транспорту тощо) міграція шкідливих хімічних речовин не перевищує ДР: аміаку — $0,2 \text{ мг/м}^3$; формальдегіду — $0,01 \text{ мг/м}^3$.

Вогнезахисні властивості деталей фанерних плит досліджували під час з'ясування можливостей застосування таких плит в різних галузях народного господарства. Для більшості об'єктів до матеріалів та конструкцій внутрішнього облаштування висуваються вимоги щодо пожежної безпеки, а саме — вони повинні бути важкогорючими, з повільним поширенням полум'я, з помірно димоутворювальною здатністю та за показником токсичності продуктів горіння — помірно небезпечними, визначення яких проводили за методиками, що наведено в [9]. Досліджували зразки фанери різної товщини, які було оброблено сумішшю ДСА-2 з гідрофобізувальним покриттям «Сілол» та без нього.

Проведено дослідження з визначення групи горючості вогнезахищеної фанери згідно з [9] товщиною від 5 до 30 мм.

Суть методу експериментального визначення групи важкогорючих та горючих твердих речовин і матеріалів згідно з [9] полягає у впливі на зразок, розташований в керамічній трубі установки ОТМ, полум'я пальника з заданими параметрами (температура газоподібних продуктів горіння на виході з керамічної труби становить $200 \pm 5^\circ\text{C}$). Під час проведення експериментальних досліджень фіксується максимальний приріст температури газоподібних продуктів горіння (Δt) та втрата маси зразка (Δm). За результатами випробувань матеріали класифікуються як:

- важкогорючі: $\Delta t < 60^\circ\text{C}$ та $\Delta m < 60\%$;
- горючі: $\Delta t \geq 60^\circ\text{C}$ чи $\Delta m \geq 60\%$.

Горючі матеріали поділяються в залежності від часу (τ) досягнення максимальної температури газоподібних продуктів горіння на:

- важко займисті: $\tau > 240 \text{ с}$;
- середньої займистості: $30 \text{ с} \leq \tau \leq 240 \text{ с}$;
- легкозаймисті: $\tau < 30 \text{ с}$.

Результати досліджень з визначення втрати маси зразків (Δm , %) та приросту максимальної температури газоподібних продуктів горіння (Δt , $^\circ\text{C}$) вогнезахищеної фанери сумішшю ДСА 2 наведено в табл. 1.

Табл. 1. Дані щодо визначення групи горючості вогнезахищених зразків фанери

№ зразка	Характеристика вогнезахищеного зразка фанери	Втрата маси зразка (Δm , %)	Максимальна температура газоподібних продуктів горіння (Δt , °C)
1	Фанера оброблена сумішшю ДСА-2, товщиною 7 мм	28,3	218,4
2	Фанера оброблена сумішшю ДСА-2 та сумішшю «Сілол», товщиною 7 мм	32,4	220,2
3	Фанера оброблена сумішшю ДСА-2, товщиною 12 мм	21,8	213,4
4	Фанера оброблена сумішшю ДСА-2, товщиною 18 мм	18,3	190,8
5	Фанера оброблена сумішшю ДСА-2 та сумішшю «Сілол», товщиною 18 мм	19,7	174,6
6	Фанера оброблена сумішшю ДСА-2, товщиною 22 мм	12,8	171,4
7	Фанера оброблена сумішшю ДСА-2, товщиною 30 мм	10,4	163,6
8	Фанера оброблена сумішшю ДСА-2 та сумішшю «Сілол», товщиною 30 мм	11,6	174,6

Як засвідчують результати досліджень (табл. 1) всі зразки фанери згідно з [9] можна характеризувати як важкогорючі. До того ж із збільшенням товщини фанери важкогорючі властивості покращуються. Додаткове оброблення зразків кремнійорганічним гідрофобізатором «Сілол» в деякій мірі зменшує ефективність вогнезахисту, але зразки відносяться до групи важкогорючих матеріалів.

Такий широкий спектр досліджень з визначення групи горючості вогнезахищеної фанери дав можливість зменшити коло досліджень з визначення індексу поширення полум'я.

Суть методу визначення індексу поширення полум'я [9] полягає в оцінці здатності матеріалу займатися, виділяти тепло та поширювати полум'я по поверхні під дією зовнішнього теплового потоку. На зразок, що встановлений під кутом 30° до вертикалі, діє тепловий потік густиною від 12 до 32 кВт/м² від вертикально розміщеної радіаційної панелі. Верхня кромка зразка запалюється газовим пальником. В залежності від одержаного індексу поширення полум'я матеріали класифікують як ті, що:

- не поширюють полум'я по поверхні — індекс поширення полум'я дорівнює 0;
- повільно поширюють полум'я по поверхні — індекс поширення полум'я від 0 до 20 включно;
- швидко поширюють полум'я по поверхні — індекс поширення полум'я більше 20.

Експериментальні дані щодо дослідження індексу поширення полум'я по поверхні зразків вогнезахищеної фанери наведено в табл. 2.

Згідно з [9] визначено димоутворювальну здатність необроблених та оброблених фанерної плити ($\delta=5$ мм) обробленої ДСА-2 з гідрофобізувальним покриттям «Сілол».

Табл. 2. Показники індексу поширення полум'я по поверхні зразків вогнезахищеної фанери

№ зразка	Характеристика вогнезахищеного зразка фанери	Індекс поширення полум'я
1	Фанера необроблена, товщиною 7 мм	49,90
1	Фанера оброблена сумішшю ДСА-2, товщиною 7 мм	0,90
2	Фанера оброблена сумішшю ДСА-2 та сумішшю «Сілол», товщиною 7 мм	3,08
3	Фанера оброблена сумішшю ДСА-2, товщиною 15 мм	0
4	Фанера оброблена сумішшю ДСА-2 та сумішшю «Сілол», товщиною 15 мм	0

Суть методу експериментального визначення коефіцієнта димоутворення твердих речовин та матеріалів полягає у визначенні оптичної густини диму, який утворюється при полум'яному горінні або тлінні зразка твердого матеріалу певної кількості. Випробування зразків проводять у двох режимах. У режимі тління на зразок діє тільки тепловий потік густиною $(35 \pm 3,5)$ кВт/м², а у режимі полум'яного горіння — тепловий потік та полум'я газозового пальника. В залежності від одержаного коефіцієнту димоутворення матеріали класифікують як ті, що:

- з малою димоутворювальною здатністю (до 50 м²/кг включно);
- з помірною димоутворювальною здатністю (від 50 до 500 м²/кг включно);
- з високою димоутворювальною здатністю (більше 500 м²/кг).

Зразки необробленої фанери товщиною 5 мм при полум'яному горінні утворюють дим з коефіцієнтом димоутворення рівним 876 м²/кг, а при тлінні він дорівнював 1210 м²/кг.

Зразки фанери товщиною 5 мм, що просочені антипіреном ДСА-2 з додатковим обробленням гідрофобизувальним покриттям «Сілол», мали значно кращі показники димоутворення. Так при полум'яному горінні зразки мали коефіцієнт димоутворення рівний 105 м²/кг, при режимі тління він дорівнював 244 м²/кг.

Дослідження показали значне зменшення (в 5 разів) коефіцієнта димоутворення для вогнезахищених зразків та їх перехід з групи матеріалів з високою димоутворювальною здатністю (для необроблених зразків) до групи матеріалів з помірною димоутворювальною здатністю.

Згідно з [9] одним з основних небезпечних факторів пожежі, що впливають на людей, є токсичні продукти горіння. Під час виникнення пожежі вплив токсичних продуктів горіння може значно випереджувати дію інших факторів. Метод базується на принципі статичної дії продуктів горіння на піддослідних тварин в експозиційній камері. Камера горіння об'ємом 0,003 м³ забезпечується електронагрівальною панеллю, яка випромінює тепловий потік на зразок матеріалу. Продукти горіння з камери горіння надходять до експозиційної камери через 15 хвилин від початку теплової дії на зразок, або з моменту досягнення максимальної концентрації в камері горіння CO та CO₂, де протягом 30 хвилин здійснюється отруєння піддослідних білих мишей. В конструкції установки об'єм експозиційної камери може змінюватися, що дозволяє проводити токсикологічні дослідження за сталою масою зразків і змінним об'ємом експозиційної камери, та навпаки за однаковим об'ємом експозиційної камери і різною масою зразків. Випробування проводяться в одному з двох режимів — термоокиснювального розкладу та полуменевого горіння. Після експозиції установку вентилують протягом 10 хвилин і реєструють кількість загиблих тварин і тварин, які вижили. Надалі продовжують спостереження за останніми протягом 14 діб.

Критерієм вибору режиму основних випробувань має служити найбільша кількість загиблих у порівнювальних групах піддослідних тварин. Залежно від складу

матеріалу під час проведення випробувань визначають вихід CO , CO_2 , HCN , NO_x , альдегідів та інших речовин. Для оцінки вкладу CO в токсичний ефект вимірюють вміст $COHb$ — карбоксигемоглобіну в крові піддослідних тварин. Отриманий ряд значень залежності летальності від відносної маси матеріалу застосовують для розрахунку показника токсичності H_{CL50} , $г/м^3$ (табл. 3) [9].

Табл. 3. Класифікація матеріалів за шкалою небезпеки [9]

Клас матеріалів	Межі концентрації CO , $г/м^3$	Значення масового токсиметричного показника H_{CL50} за терміном експозиції, $г/м^3$		Очікуваний токсичний ефект та вміст $HbCO$ у крові
		30 хв	60 хв	
Мало-небезпечні	до 400	>120	>90	$HbCO=10-20\%$, зниження працездатності, головний біль
Помірно небезпечні	400–1200	40–120	30–90	$HbCO=20-40\%$, симптоми виразного трітіння, але здатність до самостійного пересування не втрачена
Високонебезпечні	1200–3600	13–40	10–30	$HbCO=40-90\%$, нерухомість, загибель
Надзвичайно-небезпечні	>3600	до 13	до 10	Загибель за більш короткий термін дії

Спільно з відділом гігієни та токсикології Інституту медицини транспорту МОЗ України були проведені відповідні токсикологічні випробування (табл. 4) фанерної плити ($\delta=5$ мм) обробленої ДСА-2 з гідрофобізувальним покриттям «Сілол».

Табл. 4. Результати токсикологічних випробувань продуктів горіння обробленої фанери сумішшю ДСА-2 та з гідрофобізувальним покриттям «Сілол»

Матеріал	400°C		750°C	
	H_{CL50} , $г/м^3$	$HbCO$, %	H_{CL50} , $г/м^3$	$HbCO$, %
Фанера + ДСА-2	64,1	60,7	не досягнуто	не виявлено
Фанера + ДСА-2 + «Сілол»	58,6	59,2	не досягнуто	не виявлено

Встановлено наявність карбоксигемоглобіну у крові лабораторних тварин, що привело до їх загибелі. Це свідчить про те, що смертельний ефект обумовлений дією монооксиду вуглецю. Мінімальне значення показника H_{CL50} , визначене за температури 400°C складає для фанерної плити ($\delta=5$ мм) обробленої ДСА-2 з гідрофобізувальним покриттям «Сілол» — 58,6 $г/м^3$ і для фанерної плити ($\delta=5$ мм) обробленої ДСА-2 — 64,1 $г/м^3$ відповідно, було використане для встановлення величини показника токсичності продуктів горіння згідно з класифікацією за [9]. За цим показником досліджені матеріали відносяться до помірно небезпечних матеріалів.

В подальшому було проведено сертифікаційні випробування важкогорючих фанерних плит за методиками, які наведено в [8] та нормативними вимогами [7, 9]. На розроблену продукцію одержано сертифікат відповідності.

Для перевірки показника експлуатаційних властивостей фанерних плит визначали границю міцності під час сколювання по клеєному шару згідно з ГОСТ 9624 та вміст формальдегіду згідно з ГОСТ 27678. Встановлено, що границя міцності під час сколювання по клеєному шару після оброблення вогнезахисною сумішшю не зменшилось і становить 2,54 МПа (за норми не менше 1,5 МПа [9]), а вміст формальдегіду зменшився з 13,8 мг на 100 гр фанери до 4,1 мг, що в свою чергу призвело до покращення якості фанери (переведення з класу емісії формальдегіду E2 до E1).

Проведені дослідження дозволяють зробити наступний висновок. Застосовуючи сучасні вогнебіозахисні суміші з сольового антипірену та полімерного антисептика ДСА-2, гідрофобізувальну суміш «Сілол», а також, використовуючи дифузійні процеси для просочення фанерних плит, можна вирішити ряд пожежних і екологічних задач. А саме — створити важкогорючий матеріал, який не поширює полум'я по поверхні, з помірно димоутворювальною здатністю, за токсичністю продуктів горіння — помірно небезпечний. Водночас покращити екологічні характеристики матеріалу, за показником концентрації формальдегіду цей матеріал класифікується як Е1, що дозволяє його застосовувати на об'єктах з масовим перебуванням людей.

Бібліографічний список

1. ГОСТ 3916.1-96 Межгосударственный стандарт. Фанера общего назначения с наружными слоями из шпона листовых пород. Технические условия.
2. Куликов В.А. Производство фанеры. — М.: Лесная промышленность, 1976. — 368 с.
3. Плиты фанеры трудногорючие атмосферостойкие. Технические условия. ТУ 5518-002-00273-235-96.
4. ГОСТ 30219-95 Межгосударственный стандарт. Древесина огнезащитная. Общин технические требования. Методы испытаний. Транспортирование и характеристика. — К.: Госстандарт Украины, 1997.
5. Суміші «Сілол». Технічні умови ТУ В.2.7-24.1-31911658.001-2002 зі зміною №1.
6. Жартовський В.М., Жартовський С.В., Грабовський О.В. Спосіб виготовлення вогнебіозахищеної фанери підвищеної водостійкості. Деклараційний патент на корисну модель №8987 від 15.08.2005 р. — Бюл. №8.
7. Жартовський В.М., Жартовський С.В., Грабовський О.В. Спосіб виготовлення вогнебіозахищеної водотривкої фанери. Деклараційний патент на корисну модель №8988 від 15.08.2005 р. — Бюл. №8.
8. Деталі фанерних плит вогнезахищені. Технічні умови ТУУ 20.2 – 33741429.001:2006.
9. НАПБ В.03.003-200 Норми пожежної безпеки для пасажирських вагонів.
10. ГОСТ 12.1.004-1989 Пожаровзрывобезопасность веществ и материалов. Номенклатура показателей и методы их определения. — М.: Из-во стандартов, 1990. — 143 с.

© Жартовський С.В., Цапко Ю.В., 2007

УДК 622:836

КУЛИБАБА С.Б., ШИПТЕНКО А.В., ХОХЛОВ Б.В. (УкрНИМИ, НАН України), ШОЛОМИЦКИЙ А.А. (ДонНТУ)

ОСОБЕННОСТИ ПРОЦЕССА СДВИЖЕНИЯ МАССИВА ГОРНЫХ ПОРОД В ПРИПОВЕРХНОСТНОЙ ЗОНЕ

В статье выполнен анализ характера распределений горизонтальных и вертикальных смещений и деформаций слоистого массива горных пород, прилегающих к земной поверхности. Описаны результаты исследований, которые вскрыли особенности приповерхностного слоя горных пород при их подработке.

Одной из основных проблем оптимизации подземной разработки месторождений является максимальное извлечение запасов полезного ископаемого из недр при сохранении удовлетворительного состояния горных выработок. Эффективное решение этой проблемы может быть осуществлено на основе создания новых более совершенных ме-

тодов прогноза параметров процесса сдвижения подрабатываемого массива горных пород.

Весь подрабатываемый массив горных пород принято делить на ряд зон, в каждой из которых процесс сдвижения имеет свои особенности. Исторически сложилось так, что наиболее исследованными из них оказались зоны, расположенные в окрестностях разрабатываемого пласта, и земная поверхность, т.е. участки массива, где находится большинство охраняемых объектов (основные горные выработки, обслуживающие процесс очистной выемки, а также здания и сооружения на подрабатываемой территории). В то же время, характер сдвижения некоторых участков подрабатываемой породной толщи на сегодняшний день исследован недостаточно.

К одному из таких участков относится приповерхностная зона массива, в которой расположены устья шахтных стволов и технических скважин, линии метрополитена, различные подземные резервуары и коммуникации.

Кроме того, в настоящее время все большее количество шахт в Донбассе проводит отработку запасов угля, залегающих на малых глубинах (20–50 м) непосредственно у выходов пластов на земную поверхность. В этих условиях геомеханические процессы имеют свои отличительные особенности. Так, на рис.1 показаны графики оседаний массива горных пород, полученные в результате натуральных инструментальных наблюдений в вертикальных шахтных стволах при различных условиях их подработки.

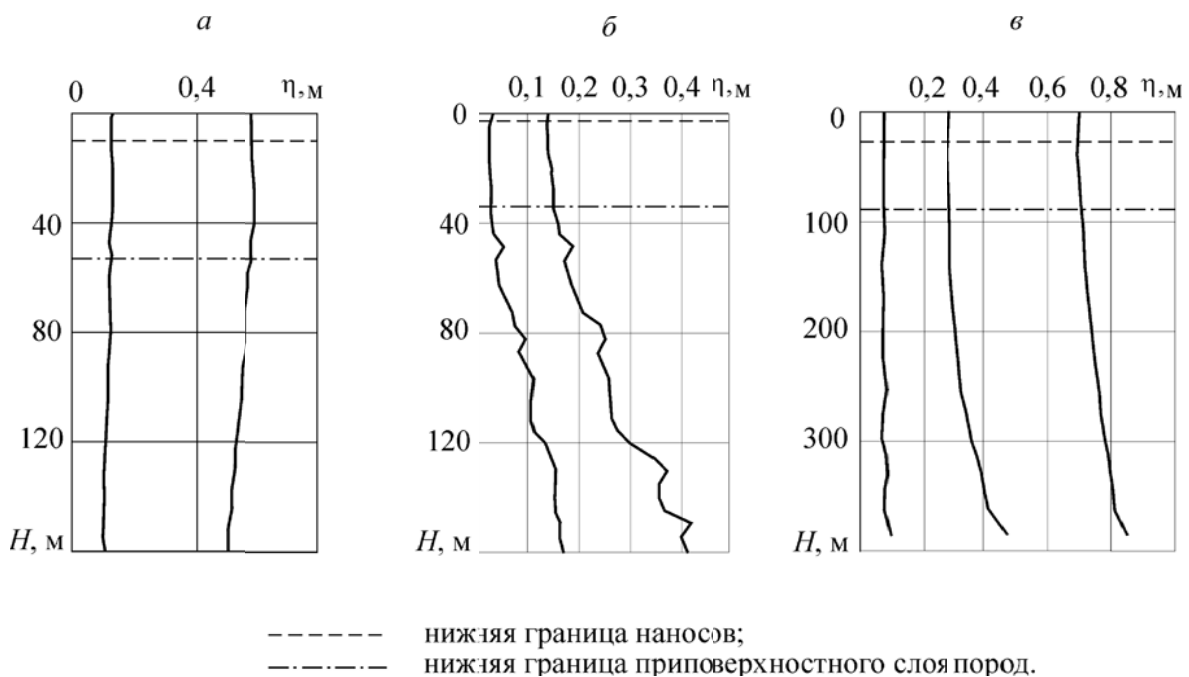


Рис. 1. Графики оседаний подрабатываемого массива горных пород в условиях шахт: *а* — «Заря» (Торезантрацит), *б* — «Центральная Белянка» («Луганскуголь»), *в* — «Глубокая» («Донецкуголь»)

На графиках можно выделить верхние участки породного массива, которые, в отличие от нижележащих, оседали относительно равномерно, и на которых крепь подработанных стволов не претерпела каких-либо существенных деформаций и нарушений. Остановимся подробнее на особенностях развития сдвижений и деформаций в приповерхностной зоне подрабатываемого породного массива.

Горизонтальные сдвижения массива при пологом залегании пластов и на разрезе по простиранию являются следствием совместного изгиба породных слоев, оказавших-

ся в зоне влияния очистной выработки. В первом приближении можно провести аналогию между таким видом деформирования пород в начальный период сдвижения (или в краевой части мульды сдвижения) и совместным изгибом системы балок, защемленных с одной стороны (известная теория балок или плит [1,2]), принимая следующие допущения:

— в пределах каждого слоя, изгибающегося без расслоений, функция горизонтальных сдвижений (в направлении напластования на рассматриваемом разрезе) непрерывна;

— при изгибе слои плотно ложатся друг на друга, функция оседаний является непрерывной;

— в каждом слое, изгибающемся без расслоений, возникает нейтральная линия, первоначальная длина которой при изгибе не изменяется.

Элементарный участок балки, первоначально имеющий форму прямоугольника $ABCD$, при изгибе деформируется, принимая форму части кольца $A'B'C'D'$ (рис. 2, а). При этом все волокна рассматриваемого сечения, кроме одного, лежащего на нейтральной линии NM , получают деформации удлинения или укорочения.

Первоначальную длину элементарного отрезка EF , взятого на расстоянии z от нейтральной линии, ввиду весьма малых углов кривизны породного слоя в реальных условиях, можно описать уравнением

$$EF = NM = \rho \cdot d\varphi, \quad (1)$$

где ρ и $d\varphi$ — соответственно радиус и угол кривизны нейтральной линии после изгиба балки.

После изгиба отрезок EF примет форму дуги $E'F'$ длиной

$$E'F' = (\rho + z) \cdot d\varphi, \quad (2)$$

т.е., первоначальная его длина изменится на величину

$$\xi = (\rho + z) \cdot d\varphi - \rho \cdot d\varphi = z \cdot d\varphi, \quad (3)$$

а абсолютные значения деформаций удлинения верхнего (AB) и укорочения нижнего (CD) волокон балки $\xi_{\text{в}}$ и $\xi_{\text{н}}$ рассматриваемого элементарного ее участка соответственно будут равны

$$\xi_{\text{в}} = z_{\text{в}} d\varphi; \quad \xi_{\text{н}} = z_{\text{н}} d\varphi. \quad (4)$$

При совместном изгибе двух балок, защемленных с одной стороны, в определенных условиях (в частности, если величина сил сцепления на контакте слоев меньше, чем внутри каждого слоя) произойдет сдвиг по их контакту (рис. 2, б). При этом величина этого сдвига ξ в любой точке контакта будет равна сумме абсолютных значений деформаций контактирующих волокон балок:

$$\xi = \xi_{1\text{в}} + \xi_{2\text{в}} = (z_{1\text{в}} + z_{2\text{н}}) \cdot \int_0^{\varphi} d\varphi, \quad (5)$$

где $z_{1\text{в}}$ и $z_{2\text{н}}$ — соответственно расстояния от нейтральных линий балок 1 и 2 до контактирующих волокон.

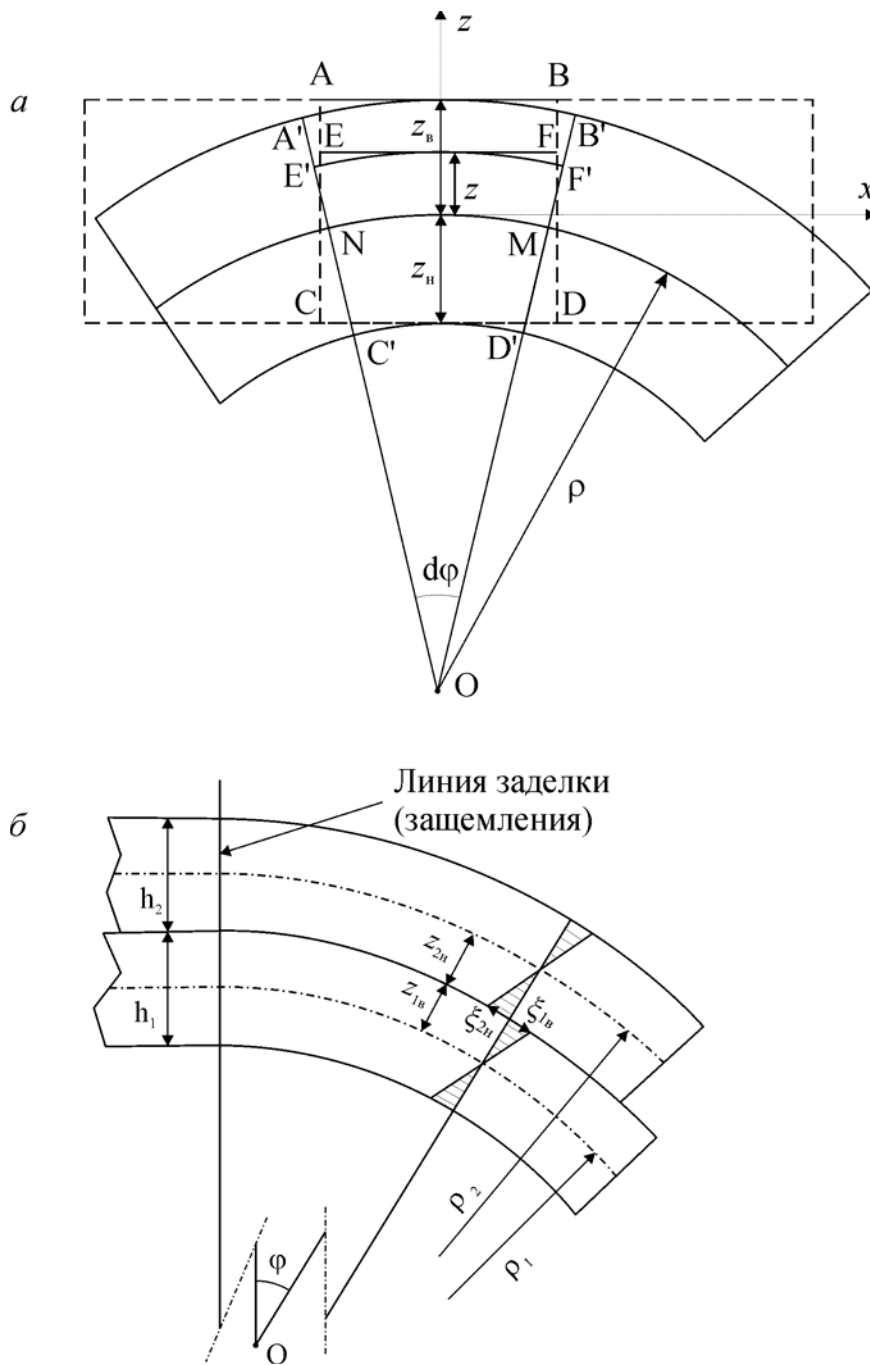


Рис. 2. Механизм образования послойных сдвигов пород: *a* — деформации в изогнутой балке; *б* — совместный изгиб двух балок

Принимая условно равенство толщин балок $h_1=h_2=h$, а также предполагая, что нейтральные линии в каждой из них располагаются на одинаковых уровнях, формула (5) примет следующий вид

$$\xi = h \cdot \varphi. \quad (6)$$

Ввиду малых величин искривлений слоев массива при подработке угол φ в формуле (6) можно рассматривать как наклон изгибающегося слоя относительно своего первоначального положения. Таким образом, можно видеть, что величины послойных сдвигов в зоне изгиба пропорциональны мощности слоев, изгибающихся без расслоений, и их наклону, образовавшемуся в процессе сдвижения.

Уподобляя сдвижение подрабатываемых породных слоев механизму совместно-го изгиба балок, необходимо отметить следующее. В общем случае слой горных пород мощностью h , изгибающийся без расслоений, представляет собой пачку породных слоев, величина сил сцепления на контактах между которыми превышает касательные напряжения, возникающие при изгибе. Сам по себе параметр h не является постоянной величиной, а может изменяться в зависимости от радиуса кривизны изгиба. Известно, что при изгибе слоя касательные напряжения возрастают к его середине (а точнее — к его нейтральной линии) по параболическому закону [3]. Поэтому при достаточной величине кривизны эти напряжения могут превысить силы сцепления на одном или нескольких внутренних контактах, вследствие чего по ним произойдут самостоятельные сдвиги. При этом точно не определено положение нейтральной линии в изгибающемся слое. Как показывают исследования на моделях, эта линия располагается вблизи его нижнего контакта [2], а, следовательно, величина сдвига ξ в формуле (6) фактически является горизонтальным сдвижением верхней границы изгибающегося слоя.

Возвращаясь к приповерхностной зоне сдвигающегося массива, отметим, что основным отличием верхней пачки его породных слоев является то, что эта «балка» не заземлена — она не пригружена весом вышележащих пород ввиду отсутствия таковых. Учитывая это уникальное качество пачки породных слоев, расположенной непосредственно у земной поверхности, выделим ее в отдельный объект — приповерхностный слой горных пород, и отметим ряд особенностей, которыми, исходя из логики приведенных выше рассуждений, он должен отличаться от всех других нижележащих слоев массива.

Во-первых, этот слой наиболее удален от подрабатывающего угольного пласта, что обуславливает наименьший его изгиб по сравнению с другими слоями, а, следовательно, и наименьшие касательные напряжения в нем.

Во-вторых, отсутствие заземления изменяет геометрию изгиба такой «балки», предоставляя бóльшую степень свободы перемещения ее верхней границе, свободной от пригрузки, что подтверждается экспериментально — горизонтальные сдвиги земной поверхности в сечении по простиранию всегда больше, чем в нижележащей толще породных слоев при прочих равных условиях [2].

В-третьих, горные породы, залегающие вблизи земной поверхности, вследствие агрессивного воздействия ряда факторов, как правило, отличаются по своим физико-механическим характеристикам от пород нижележащей толщи. Преобладание в верхних слоях слабых выветрелых пород способствует тому, что они не в состоянии передавать нагрузку на большие расстояния и обрушаются при небольших пролетах, вследствие чего породы приповерхностного слоя в процессе его дальнейшей подработки оседают консолидировано при практическом отсутствии относительных вертикальных деформаций [3,4].

Исходя из перечисленных особенностей приповерхностного слоя, можно сформулировать его основные свойства: отсутствие в его пределах сдвиговых горизонтальных и относительных вертикальных деформаций, локализация максимальных горизонтальных сдвижений на его верхней границе — земной поверхности, и наибольшая относительно нижележащих изгибающихся слоев мощность.

Рассмотрим результаты экспериментальных исследований. В процессе подработки клетового ствола № 32-В 1-ой восточной лавой пласта h_6 на шахте «Заря» объединения «Торезантрацит» [6] нами определялись фактические сдвиги реперов вертикальной профильной линии, оборудованной в стволе. Измерения проводились металлической линейкой с миллиметровыми делениями в горизонтальной плоскости на уровне каждого репера между его торцевым керном C и каждым из двух зафиксированных посредством центрировочной пластины отвесов A и B (рис. 3).

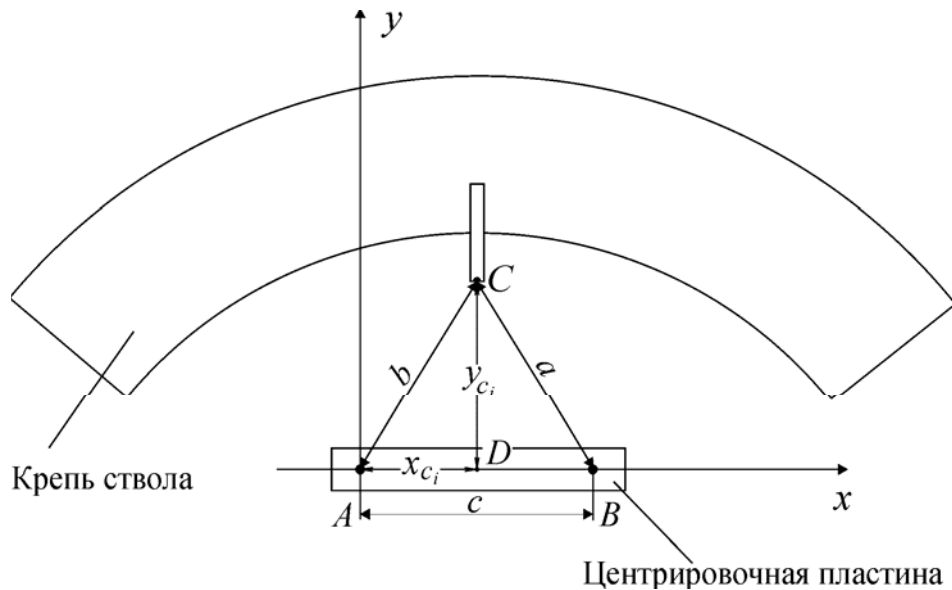


Рис. 3. Схема замера в стволе от отвесов A и B до торцевого керна репера C

Центрировочная пластина с постоянной базой c между точками подвеса отвесов была закреплена в устье ствола и ориентирована по направлению простирания пласта ($A-x$). Измеряемые в каждой серии наблюдений величины a и b преобразовывались по известным формулам геометрии для каждого i -го репера в координаты x_{ci} и y_{ci} его точки c_i соответственно по направлениям простирания и восстания пластов в условной системе координат Axy :

$$y_{ci} = \frac{2\sqrt{p(p-a)(p-b)(p-c)}}{c}; \quad (7)$$

$$x_{ci} = \sqrt{b^2 - y_{ci}^2},$$

где p — полупериметр треугольника ABC .

Разности между соответствующими значениями абсцисс и ординат любого репера в стволе на сравниваемые даты инструментальных наблюдений квалифицировались как горизонтальные сдвигения этого репера по простиранию и вкрест простирания пластов соответственно за исследуемый период.

На вертикальном разрезе околоствольного массива горных пород по простиранию пласта h_6 показаны положения очистного забоя подрабатывающей лавы относительно ствола на различные даты инструментальных наблюдений (рис. 4).

Здесь же приведены графики горизонтальных сдвижений реперов в стволе по линии простирания, зафиксированные на даты соответствующих серий наблюдений относительно первой серии, проведенной до начала влияния подработки на ствол. Анализ графиков позволил проследить изменения горизонтального сдвижения верхнего участка ствола во времени в начальной стадии изгиба приповерхностного слоя при движении очистного забоя. Из графиков следует, что наибольшие горизонтальные сдвигения массива по оси ствола происходили на земной поверхности, постепенно уменьшаясь до нулевых значений с увеличением глубины до отметки приблизительно 50 м. Наблюдаемый характер горизонтальных сдвижений массива позволяет предположить, что в данном случае мы имеем дело с верхней пачкой породных слоев, изгибающейся без расслоений.

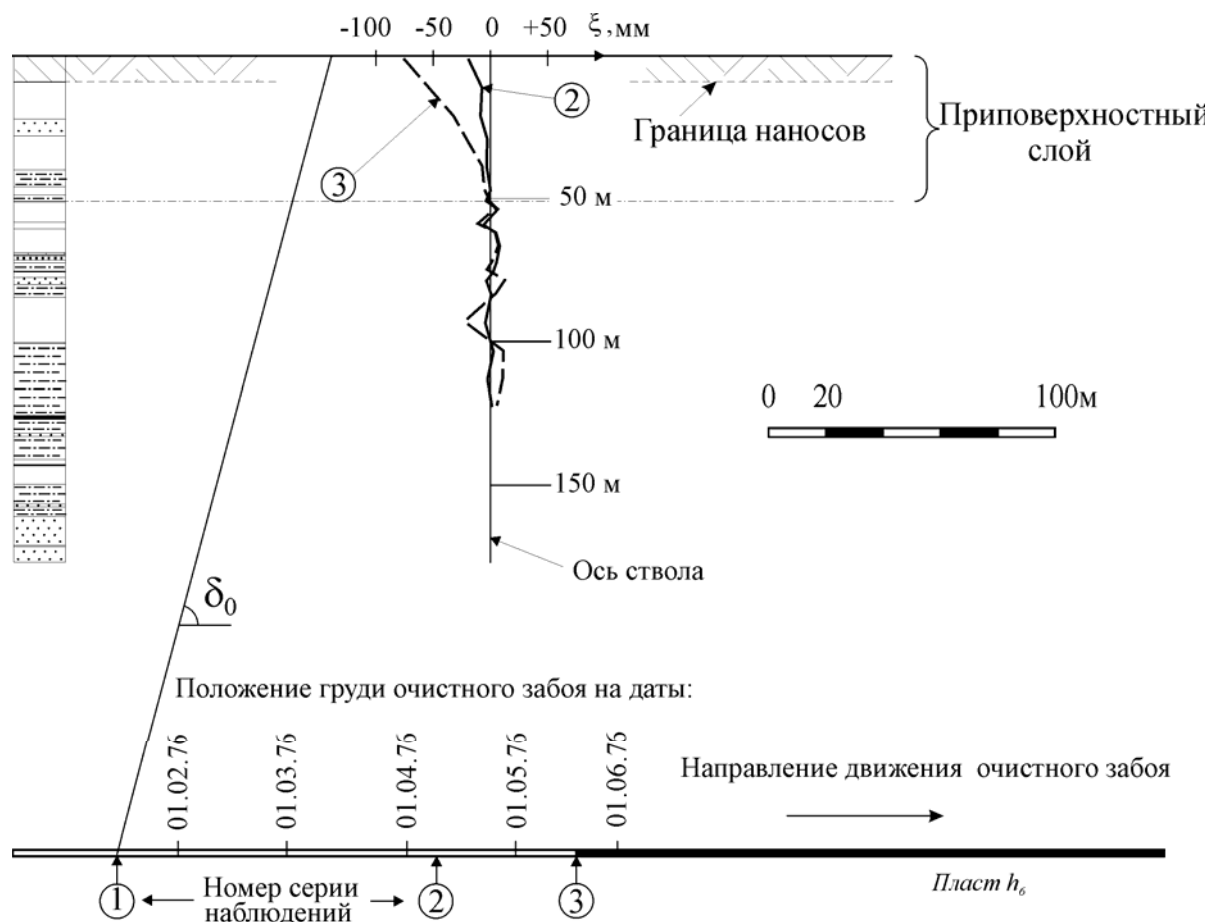


Рис. 4. Вертикальный разрез по простиранию пласта h_6

При сравнении графиков вертикальных и горизонтальных сдвижений верхней части рассматриваемого ствола (см. рис. 1, а и рис. 4), можно видеть, что в данном случае верхний участок подрабатываемого породного массива до глубины приблизительно 50 м обладает перечисленными выше свойствами приповерхностного слоя.

Таким образом, можно заключить, что в подрабатываемом массиве горных пород при определенных условиях возникает приповерхностная зона сдвижения, образуемая приповерхностным слоем, и отличающаяся от других участков деформирующейся толщи рядом характерных особенностей. Некоторые свойства процесса сдвижения в этой зоне ранее приписывались наносам и меловым отложениям [5, 7, 8]. На графиках, приведенных на рис. 1 и 4, показаны нижние границы наносов, по которым проходит их контакт с коренными породами на исследуемых участках. Очевидно, что в каждом из рассмотренных случаев мощность приповерхностной зоны значительно (в несколько раз) превышает мощность наносов.

Принимая во внимание то, что нижняя граница приповерхностной зоны, определяемая ее мощностью, разделяет собой подрабатываемый массив на участки с активным и неактивным проявлением сдвижений и деформаций, прогноз ее локализации представляет собой несомненный практический интерес. В частности, в условиях подработки, когда мощность приповерхностной зоны превышает глубины вертикальных стволов, охрана последних не потребует оставления предохранительных целиков ввиду отсутствия в околоствольном массиве относительных вертикальных и межслоевых сдвиговых деформаций.

Учитывая серьезные трудности, возникающие на пути теоретического решения задачи определения мощности слоя, изгибающегося без расслоений, более перспективным с нашей точки зрения является эмпирический подход к этой проблеме. Так, на рис. 5 показан график распределения фактических значений мощности приповерхностной зоны M , установленных экспериментально по результатам инструментальных наблюдений в подрабатываемых стволах, в зависимости от кратности подработки земной поверхности H/m . Фактические значения M определялись статистическим методом — относительное сдвижение репера считалось закономерным (отличным от нуля), если превышало удвоенную среднеквадратическую погрешность его определения.

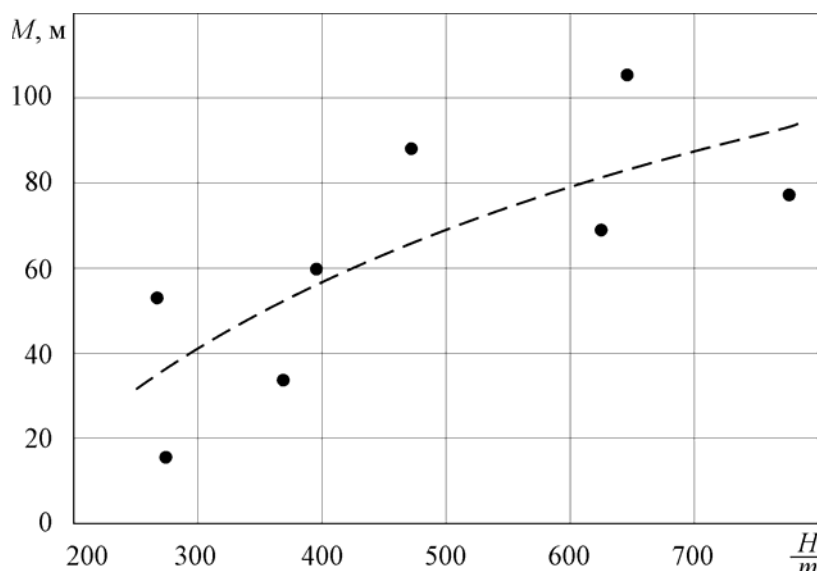


Рис. 5. Распределение фактических значений мощности приповерхностной зоны M в зависимости от кратности подработки земной поверхности H/m

Значительный разброс точек на графике свидетельствует о том, что рассмотренный параметр H/m является не единственным фактором, влияющим на мощность приповерхностной зоны, хотя и прослеживается определенная тенденция. К другим влияющим факторам, очевидно, относятся такие, как литологический состав и физико-механические свойства составляющих ее породных слоев, размеры подрабатываемой очистной выработки и др., которые требуют дополнительных исследований.

Выводы

В подрабатываемом слоистом массиве горных пород в условиях пологого залегания, а также при наклонном залегании в сечении по простиранию пластов, образуется приповерхностная зона сдвига, представляющая собой в общем случае пачку породных слоев, изгибающихся без расслоений по внутренним контактам, и обладающая важным отличительным свойством — отсутствием межслоевых сдвиговых и относительных вертикальных деформаций. Мощность приповерхностной зоны может в несколько раз превышать мощность наносов и зависит от ряда факторов, в частности, от степени влияния очистной выработки на верхние породные слои.

Библиографический список

1. Кузнецов Г.Н. Взаимодействие боковых пород и крепи в очистных выработках пологопадающих пластов каменного угля // Исследования по вопросам маркшейдерского дела. Сб. тр. ВНИМИ №XXVII. — М.: Углетехиздат, 1953. — С. 264–302.
2. Земисев В.Н. Расчеты деформаций горного массива. — М.: Недра, 1973. — 144 с.

3. Кратч Г. Сдвижение горных пород и защита подрабатываемых сооружений. — М.: Недра, 1978. — 494 с.
4. Кулибаба С.Б. Исследование скорости распространения процесса сдвижения в подрабатываемом массиве горных пород // Вісті Донецького гірничого інституту, 2004. — №1. — С. 78–82.
5. Сдвижение горных пород при подземной разработке угольных и сланцевых месторождений / А.Г.Акимов, В.Н.Земисев, Н.Н.Кацнельсон и др. — М.: Недра, 1970. — 224 с.
6. Кулибаба С.Б. Об изменении концепции охраны вертикальных шахтных стволов // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія гірничо-геологічна. — Донецьк: ДонНТУ, 2003. — Вип.62. — С. 121–135.
7. Акимов А.Г. Некоторые данные о сдвижениях горных пород и способах их расчета // Сб. тр. ВНИМИ № XXXII. — Л.: Углетехиздат, 1958. — С. 93–107.
8. Акимов А.Г., Хакимов Х.Х. Обеспечение безопасной эксплуатации шахтных стволов. — М.: Недра, 1988. — 216 с.

© Кулибаба С.Б., Шиптенко А.В., Хохлов Б.В., Шоломицкий А.А., 2007

УДК 622.013

ПАВЛЫШ В.Н., ДЫННИК И.В. (ДонНТУ)

ИССЛЕДОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ТЕХНОЛОГИИ ПОДЗЕМНОЙ УГЛЕДОБЫЧИ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ КРИТЕРИАЛЬНОЙ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ТРУДА

В данной работе рассматривается многофакторная критериальная математическая модель, отражающая зависимость производительности труда рабочих шахты от принятых технологических параметров шахты. В качестве примера была исследована многофакторная модель производительности труда рабочего по добыче, в которую в качестве структурноопределяющих вошли следующие технологические факторы: суточная добыча шахты, среднедействующая длина лавы и среднемесячная скорость продвижения очистного забоя.

Задача прогнозирования в процессе планирования и управления предприятием заключается в подготовке стратегических решений, обеспечивающих такое последовательное развитие предприятия в течение длительного периода, при котором достаточно оптимально реализуется его основная экономическая задача. На базе прогноза развития предприятия можно выявить структурноопределяющие факторы и главные направления развития. Практическое использование материалов прогноза для подготовки долгосрочных решений и последующий контроль их достоверности в значительной мере зависят от возможности предварительного определения тех элементов системы и окружающих ее условий, которые играют решающую роль в развитии и стабильности исследуемой системы. Эти элементы и их связи определяют поле прогностических исследований. Они представляют собой факторы прогнозирования, правильный выбор которых имеет фундаментальное значение для подготовки решений.

Методы прогнозирования можно разделить на две большие группы: прямого и косвенного прогнозирования. В первом случае непосредственно прогнозируются те характеристики, которые необходимы для последующего анализа. Во втором случае прогнозируются характеристики, которые необходимы для расчета прогнозируемой величины. Собственно прогнозирование может осуществляться одним из следующих методов: статистическим методом (то есть обработкой собранного статистического материала и получением на его базе математических зависимостей, которые затем исполь-

зуются для экстраполяции), эвристическим методом (то есть в конечном итоге использованием мнений квалифицированных специалистов) и комбинированными методами.

В данной работе рассматривается многофакторная математическая модель, отражающая зависимость производительности труда рабочих шахты от принятых технологических параметров шахты. Важным показателем экономической эффективности технологической схемы разработки месторождения и деятельности предприятия в целом является производительность труда. Этот показатель является объективным критерием, не подверженным столь значительным колебаниям и изменениям, как стоимостный показатель — себестоимость продукции. Кроме того, производительность труда является весьма удобным показателем при сравнении и анализе эффективности работы различных шахт. Поэтому на определенном этапе производительность труда, так же как и себестоимость, может быть принята в качестве существенного критерия оценки эффективности технологии и организации деятельности угольной шахты.

Совершенствование параметров технологических схем на основе исследований с применением математической модели производительности труда рабочего по шахте при конкретных горно-геологических условиях и технологических ограничениях может обеспечить заданный уровень производительности труда. При этом выбор рациональных схем осуществляется на основе учета дополнительных показателей: срока достижения проектной мощности шахты, минимальной стоимости строительства и эксплуатации и т.д. Таким образом, оптимальным является решение, обеспечивающее максимум производительности труда при минимуме затрат. Минимальная себестоимость является необходимым, но недостаточным условием оптимальности.

Исследование с применением метода математического моделирования должно производиться с учетом ограничений, действующих на данном этапе развития техники разработки угольных месторождений. К числу таких ограничений можно отнести следующее:

- интенсивность процесса отбойки угля механическими средствами;
- скорость транспортирования угля призабойными конвейерами;
- ресурс работоспособности призабойного конвейера;
- предельный угол наклона для конвейерного транспорта;
- предельная скорость воздуха в горных выработках, принимаемая в соответствии с правилами безопасности. В ходе исследований возможно введение дополнительных ограничений.

Разработку многофакторной математической модели была проведена на основе следующих соображений. На производительность труда оказывают влияние природные, горнотехнические, горно-геологические, организационные и другие условия. Задачи построения математической модели сводятся к выявлению количественной взаимосвязи этих факторов с производительностью труда, т.е. математическая модель должна быть по существу экономико-статистической моделью горного предприятия.

Важным вопросом является выбор вида зависимости производительности труда от определяющих факторов. Анализ собранного статистического материала показывает, что эта зависимость в большинстве случаев носит нелинейный экстремальный характер. Поэтому удобнее всего пользоваться зависимостью вида

$$P = P(x_1, x_2, \dots, x_n) = K \prod_{i=1}^n x_i^{b_i} \exp \sum_{i=1}^n c_i x_i,$$

где P — производительность труда; K — постоянный коэффициент; x_i — факторы, влияющие на производительность труда; b_i , c_i — эмпирические коэффициенты; n — количество включенных в модель факторов.

Отсюда следует, что математическая модель является многофакторной критериальной моделью.

Для конкретных горно-геологических условий и при произвольных технических целесообразных ограничениях, налагаемых на остальные влияющие факторы, проводится максимизация функции $P=P(x_1, x_2, \dots, x_n)$ одним из известных методов (методами линейного программирования, скорейшего спуска и др.). В данной работе был использован метод сопряженных градиентов. Этот метод, как и методы градиентного спуска, является методом первого порядка, то есть используется информация только о первых производных максимизируемой функции. Этот метод был выбран авторами потому, что он выгодно отличается от градиентных методов более высокой скоростью сходимости. Если полученное значение МАХР окажется меньше планируемого уровня производительности, то изменяются первоначальные ограничения и процесс расчета МАХР повторяется до момента равенства МАХР значению планируемой производительности.

Выявление условий, при которых МАХР больше планируемого уровня производительности, позволяет спрогнозировать рост производительности труда на перспективу.

По найденному значению МАХР с учетом принятых при этом значений ограничивающих факторов можно совершенствовать схемы вскрытия, подготовки и система разработки конкретного месторождения. Решение задачи отыскания МАХР по своей природе должно быть многозначным, так как отдельные, важные в проектном отношении горнотехнические условия влияют на производительность труда. Получается целое семейство оптимальных решений МАХР(1), МАХР(2), МАХР(к) .

Следующим после решения задачи максимизации этапом работы является экономическая оценка выбираемых вариантов путем вычисления проектной себестоимости 1 т угля для каждого варианта. В качестве результата принимается вариант с минимальной себестоимостью.

В качестве примера была исследована многофакторная модель производительности труда рабочего по добыче, в которую в качестве структурноопределяющих вошли следующие технологические факторы: суточная добыча шахты A , среднедействующая длина лавы L и среднемесячная скорость продвижения очистного забоя v . После логарифмирования уравнение приводится к линейной форме вида

$$\ln P = \ln K + \sum_{i=1}^n b_i \ln x_i + \sum_{i=1}^n c_i x_i.$$

На основании статистического материала, собранного в условиях ряда шахт, с помощью рассмотренного метода получена следующая модель производительности труда

$$P_{\text{ср}} = \frac{e^{(0.037v - 0.00342L + 0.00075A)} \cdot 3.15L^{0.578}}{v^{0.0987} \cdot A^{0.347}},$$

где $P_{\text{ср}}$ — среднестатистическая величина производительности труда.

Полученное при этом значение величины достоверности 0,647, с одной стороны, указывает на достаточно тесную связь между производительностью труда, длиной лавы, скоростью подвигания очистной линии забоев и суточной производительностью, а с другой — показывает, что в модели учтены далеко не все структурноопределяющие факторы, которые влияют на производительность. Практическая ценность таких моделей заключается в том, что с их помощью можно рассчитать ожидаемый уровень производительности труда при принятых или заданных значениях факторов, заложенных в

модели. Так, например, при $L=100$ м; $v=60$ м/сек и $A=5000$ т/сут. производительность труда на шахте, рассчитанная по уравнению, составит $P_{ср}=60,5$ т/чел.

Библиографический список

1. Гутер Р.С., Овчинский Б.В. Элементы численного анализа и обработка результатов эксперимента. — М.: Наука, 1975. — 447 с.
2. Чуев Ю.В., Спехова Г.П. Технические задачи исследования операций. — М.: Наука, 1980. — 244 с.
3. Рейнгольд Э., Нивергельт Ю., Део Н. Комбинаторные алгоритмы. Теория и практика. — М.: Мир, 1980. — 465 с.

© Павлыш В.Н., Дынник И.В., 2007

УДК 622.284.4

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

ВЛИЯНИЕ ПОЛОСТЕЙ ПРИРОДНОГО И ТЕХНОГЕННОГО ПРОИСХОЖДЕНИЯ НА УСТОЙЧИВОСТЬ ПЛАСТОВЫХ ПОДГОТОВИТЕЛЬНЫХ ВЫРАБОТОК

В работе приведены результаты натурных исследований, которые показывают, что наличие вблизи контура пластовых выработок полостей природного и техногенного происхождения оказывает локальное разгружающее действие на выработку и способствует сохранению ее устойчивости на прилегающем участке.

Подготовка к выемке запасов пологих угольных пластов на шахтах Донбасса в основном осуществляется путем проведения пластовых подготовительных выработок. Их проходка и последующее поддержание сопряжены с большими сложностями технологического и геомеханического плана. Основными среди них являются: довольно высокая вероятность газодинамических проявлений, пересечение геологических нарушений пликативного и разрывного характера, низкая устойчивость пород на контуре выработок, неравномерность газовыделения и т.д.

Все факторы, предопределяющие устойчивость пластовых подготовительных выработок в процессе их эксплуатации, по размерам зон их влияния можно по условию разделить на 2 большие группы: региональные и локальные. К региональным факторам относятся глубина, литологический состав и прочность свойства пород [1], пликативных нарушений в зоне расположения выработки [2], влияние оставленных на смежных пластах угольных целиков [1] и т.д. К факторам локального действия относятся: неравномерности физико-механических свойств массива, наличие разрывных нарушений и зон утолщения угольных пластов [3], качество проведения и крепления выработки [4], вредное влияние вибрации приводов конвертерных установок [5] и т.д. С усложнением технологии ведения горных работ, а также условий проведения выработок, многообразие локальных факторов, снижающих устойчивость выработок, растет и их влияние усиливается.

Основная часть газодинамических явлений, происходящих при отработке выброоопасных угольных пластов, имеет место в подготовительных забоях пластовых выработок. При этом в угольном пласте образуются полости специфической формы, объем которых зависит от мощности выброса (ГДЯ). Если объем выброшенного угля измеря-

92 м³. Вследствие чего образовались полости природного происхождения, размеры которых достигали до 4 м в глубь массива и 10–12 м по длине выработки (рис. 2).

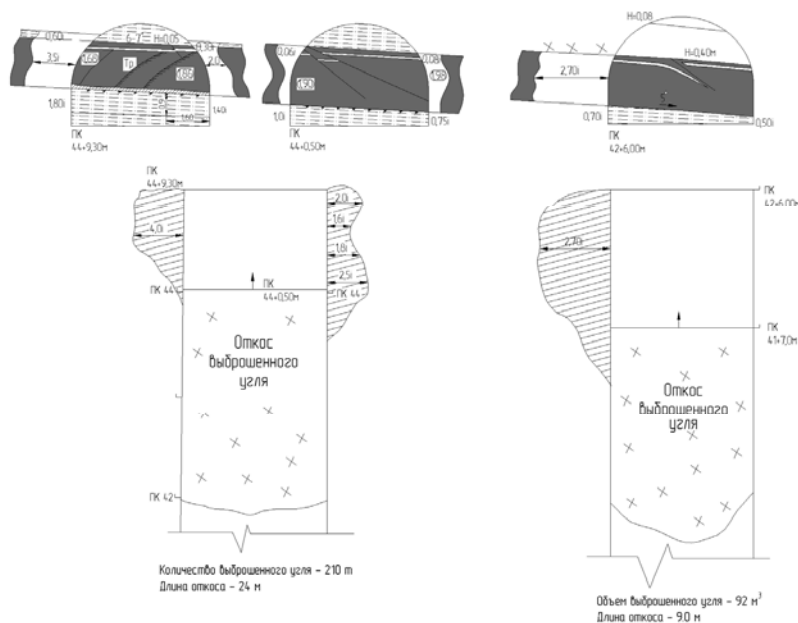


Рис. 2. Схемы расположения полостей выбросов, образовавшихся в 17-ом западном конвейерном штреке пласта m_3

На участке штрека, примыкающем к разрезной печи, была отмечена зона повышенной трещиноватости угля. В ней произошло повышение температуры угля в массиве. С целью предотвращения самовозгорания угля, было принято решение вынуть своего рода раскошку на глубину до 2 м в глубь массива. Вследствие чего в выработке была сформирована полость техногенного происхождения на участке с ПК 104 по ПК 116, т.е. общей длиной 120–130 м.

Инструментальные замеры конвергенции выполнялись на участке штрека 900 м. Частота измерений — 4 недели, общее время исследований — 17 месяцев. Интервал между замерными точками — 10 м, т.е. при плотности крепи 2 р/м измерения конвергенции выполнялись через каждые 20 рам. На участках выработки прилегающих к полостям интервал между замерными сечениями составлял 0,5 м, т.е. замер проводился по каждой раме крепи. Использовалась рулетка ВНИМИ, точность которой составляет 0,5 мм.

По результатам шахтных замеров был построен график, изменения скорости вертикальной конвергенции контура штрека при его поддержании вне зоны влияния очистных работ V_0 , представленный на рис. 3. Эта величина использовалась для решения поставленной задачи не случайно. Дело в том, что абсолютные значения смещений контура не могут быть критерием устойчивости выработки, т.к. они зависят от времени поддержания ее конкретного участка и от глубины и количества подрывок почвы. Кроме этого, результаты ранее выполненных исследований показывают, что именно скорость конвергенции вне зоны влияния очистных работ во многом предопределяет конечную величину проявлений горного давления в выработках, проводимых в нетронутом массиве [2]. Для упрощения анализа был также приведен график $K_0=f(L)$.

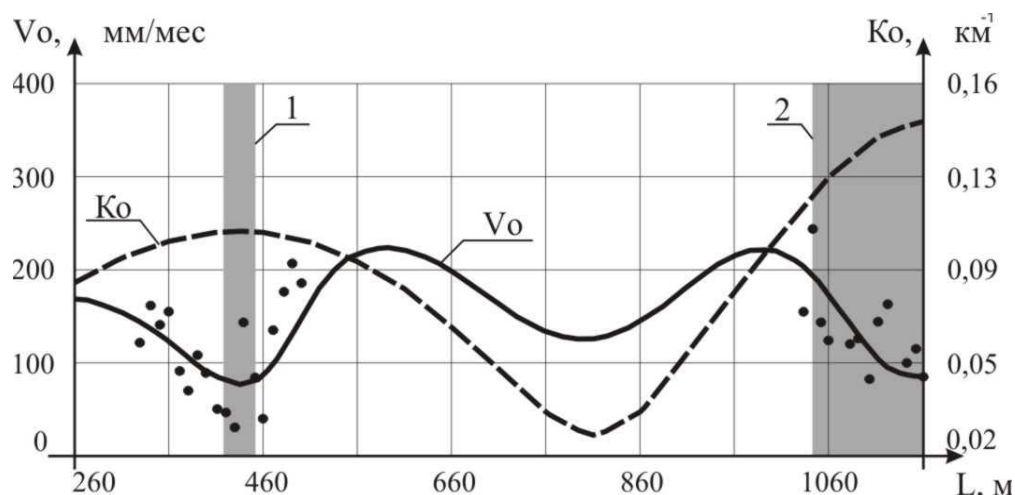


Рис. 3. График скорости смещений (V_0 , мм/мес) и критерия K_0 по длине выработки: 1 — зона природных полостей; 2 — зона техногенных полостей

Анализ графиков рис. 3 показывает, что скорость вертикальной конвергенции изменяется по длине выработки в довольно широких пределах от 70 до 230 мм/мес. Наблюдается в целом прямая связь скорости V_0 с величиной градиента K_0 . Однако на участках расположения у контура выработки полостей природного и техногенного происхождения, выделенных на рис. 3 серым цветом, эта связь изменяется. Это выражается в том, что скорость смещений начинает уменьшаться с ростом тектонической нарушенности и наоборот. Так, на участке штрека в районе ПК 42 – ПК 43 вблизи полостей от внезапных выбросов интенсивность конвергенции составляет всего 80 мм/сут при ожидаемом значении 250 мм/сут. Аналогичная картина имеет место и на участках расположения полостей техногенного происхождения. При этом реально измеренные скорости смещений пород примерно в 4 раза меньше прогнозных. Таким образом, полученные результаты показывают, что наличие природных полостей вблизи контура пластовых выработок разгружает окружающий массив от напряжений и создает более благоприятные условия для поддержания выработок.

Эффект локальной разгрузки выработки вблизи полостей выбросов объясняется тем, что в процессе внезапного разрушения приконтурного массива и выноса массы угля в выработку происходит мощное перераспределение природного силового поля, аномально действующего в выбросоопасной зоне, и снижение уровня напряжений в горных породах вблизи выработки. По-видимому, аналогичные процессы происходят и вблизи полостей техногенного происхождения. При этом они носят более плавный и равномерный характер.

Полученные результаты дают возможность по-новому взглянуть на давно известную и забытую в последние десятилетия технологию проведения пластовых выработок широким забоем. Ее основная цель состояла в обеспечении попутной добычи угля и оставлении вынимаемой при проведении выработки породы в шахте. Если принять во внимание тот факт, что раскоска представляет собой полость техногенного происхождения, и ее наличие может существенно повысить устойчивость выработок, то внимание к этой забытой технологии может быть экономически целесообразным. Применительно к обычным выработкам описанные особенности сдвижений можно использовать при планировании ведения в них ремонтных работ и расположении технологического оборудования.

Библиографический список

1. **Указания** по рациональному расположению, охране и поддержанию горных выработок на угольных шахтах СССР. — Изд. 4-е, доп. — Л.: ВНИМИ, 1986. — 222 с.
2. **Зборщик М.П., Син А.Ф., Пилюгин В.И.** Геомеханические основы ведения горных работ в условиях пликвативно нарушенных пологих пластов. — Донецк: ДонНТУ, 2005. — 282 с.
3. **Кольчик Е.И., Кольчик И.Е., Пилюгин В.И.** Влияние тектонической нарушенности на условия проведения и поддержания пластовых выработок. — Донецк: ДонНТУ, 2007. — 184 с.
4. **Стулишенко А.Ю.** Прогнозирование сближений пород контура проводимых вслед за лавой подготовительных выработок на пологих пластах. Автореф. дис. ... канд. тех. наук. — Донецк: ДонНТУ, 2002. — 20 с.
5. **Ефремов И.А.** Обоснование способов сохранения устойчивости участков выработок в зонах влияния техногенной вибрации конвейерных установок. Автореф. дис. ... канд. тех. наук. — Донецк: ДонНТУ, 2002. — 20 с.

© *Пилюгин В.И., Гавриш Н.Н., Мирошниченко А.И., 2007*

СОДЕРЖАНИЕ

Шашенко А.Н., Сдвижкова Е.А., Солодянкин А.В. К обоснованию вероятностной модели устойчивости протяженной выработки с учетом эксплуатационных затрат.....	3
Костенко В.К., Горожанкин Б.В., Венгеров И.Р. Математическое моделирование режимов работы шахтного геотермального теплообменника	10
Левит В.В., Рублева О.И. Исследование условий интенсификации процесса разрушения горных пород взрывом при проходке вертикальных шахтных стволов.....	15
Борщевский С.В. Выбор способа проходки вертикальных стволов в зависимости от геотехнических и гидрогеологических условий	26
Болбат В.А., Кольчик Е.И., Кольчик А.Е., Ревва В.Н., Сергиенко А.И. Повышение устойчивости горного массива при интенсивной отработке угольных пластов пологого падения	33
Пилюгин В.И., Кочин А.Е., Меляков А.Д., Мирошниченко И.А. Региональное прогнозирование месторасположения особо выбросоопасных участков при отработке одиночных пологих пластов.....	39
Бойко Н.Г., Бойко Е.Н., Мельников В.А. Режущий инструмент с вращающейся режущей частью для очистных комбайнов	48
Шашенко А.Н., Коваленко В.В. Математическая модель процесса формирования набрызгбетонного покрытия	54
Филатова И.В. Анализ использования показателей марочного состава угля	59
Кольчик Е.И., Ревва В.Н., Костенко В.К., Кольчик А.Е. Влияние водонасыщенности пород на их механические характеристики	64
Стукало В.А. К определению величины нижнего предела взрывчатости отложившейся на стенках горных выработок угольной пыли.....	69
Шашенко А.Н., Старотиторов И.Ю. Компьютерное моделирование процесса разрушения горных пород в объемном напряженном состоянии	75
Новиков А.О., Сахно И.Г. Исследование особенностей деформирования породного массива, вмещающего выработку, закрепленную анкерной крепью.....	82
Смирнов А.И., Волкова Е.И., Перепичай Н.В. Очистка стоков и утилизация отверженных отходов угольных шахт.....	88
Рахуба В.О., Пазюк М.Ю. Исследование качественных изменений сыпучего материала при его транспортировании.....	93
Кириллов А.К., Слюсарев В.В. Описание процесса деформирования угля в представлении теории сжимаемого континуума.....	99

Stanisław Trenczek Bezpieczeństwo destymulacji zagrożenia pożarowego przy pomocy inertyzacji azotem i dwutlenkiem węgla.....	111
Юзеф Парханьски Структура занятости и возрастная структура сотрудников угольных шахтах Польши в период реструктуризации и их производственный травматизм.....	119
Жартовський С.В., Цапко Ю.В. Пожежоеколо-гічні аспекти виробництва важкогорючих фанерних плит	131
Кулибаба С.Б., Шиптенко А.В., Хохлов Б.В., Шоломицкий А.А. Особенности процесса сдвижения массива горных пород в приповерхностной зоне	137
Павлыш В.Н., Дынник И.В. Исследование параметров технологии подземной угледобычи с использованием критериальной математической модели производительности труда	145
Пилюгин В.И., Гавриш Н.Н., Мирошниченко А.И. Влияние полостей природного и техногенного происхождения на устойчивость пластовых подготовительных выработок	148
Содержание	153

**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 №1630 від 24.12.2003 р.

Надруковано:

Редакційно-видавничий відділ 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 15.06.2007 р. Формат 60×84 ¹/₈. Папір офсетний. Друк різнографічний.
Ум. друк. арк. 18,02. Обл. вид. арк. 11,39. Тираж 300 прим.