

А.А. Барях, С.Ю. Лобанов, А.Ю. Шумихина, И.С. Ломакин

**АНАЛИЗ ИЗМЕНЕНИЯ НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ
МЕЖДУКАМЕРНЫХ ЦЕЛИКОВ ПРИ РАЗРУШЕНИИ
ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО МЕЖДУПЛАСТЯ**

Методами математического моделирования оценено влияние разрушения технологического междупластья на изменение несущей способности междукамерных целиков.

Ключевые слова: несущая способность, камерная система разработки, степень нагружения целика, математическое моделирование, междупластье.

В пределах Верхнекамского месторождения калийных солей (ВКМКС) сильвинитовые пласты АБ и КрII отрабатываются камерной системой разработки с поддержанием вышележащей толщи целиками различных размеров. Степень их устойчивости определяется комплексом факторов: механическими свойствами пород, глубиной горных работ, порядком отработки пластов, шириной и высотой, а также размерами очистных камер.

Существенное влияние на несущую способность междукамерных целиков оказывает состояние кровли очистных камер и особенно технологического междупластья АБ – КрII. Наиболее значимо это проявляется в условиях повышенной глинизации соляного массива. Наличие глинистых прослоев снижает устойчивость пород кровли очистных камер, обуславливая ее интенсивное расслоение и обрушение соляных пород технологического междупластья АБ – КрII. Это в свою очередь приводит к увеличению высоты междукамерных целиков и, как следствие, к снижению их несущей способности. В этой связи, возникает необходимость анализа изменения не-

сущей способности междукамерных целиков в процессе разрушения технологического междупластья.

Оценка изменения степени нагружения междукамерных целиков в процессе обрушения технологического междупластья АБ – КрII основывалась на математическом моделировании напряженно-деформированного состояния двухпластового камерного блока [1]. Принципиальная схема задачи представлена на рис. 1.

Математическое моделирование проводилось в постановке плоского деформированного состояния (ПДС). Состояние камерного блока описывалось идеальной упругопластической средой, для которой связь между деформациями и напряжениями на допредельной стадии определяются законом Гука. Предельные напряжения в области сжатия определялись классической (линейной) формой закона Кулона-Мора [2]:

$$\tau_{max} = \tau_{np}, \quad (1)$$

$$\tau_{np} = C + \sigma_n \operatorname{tg} \varphi, \quad (2)$$

где коэффициент сцепления C и угол внутреннего трения φ характеризуются пределами прочности гор-

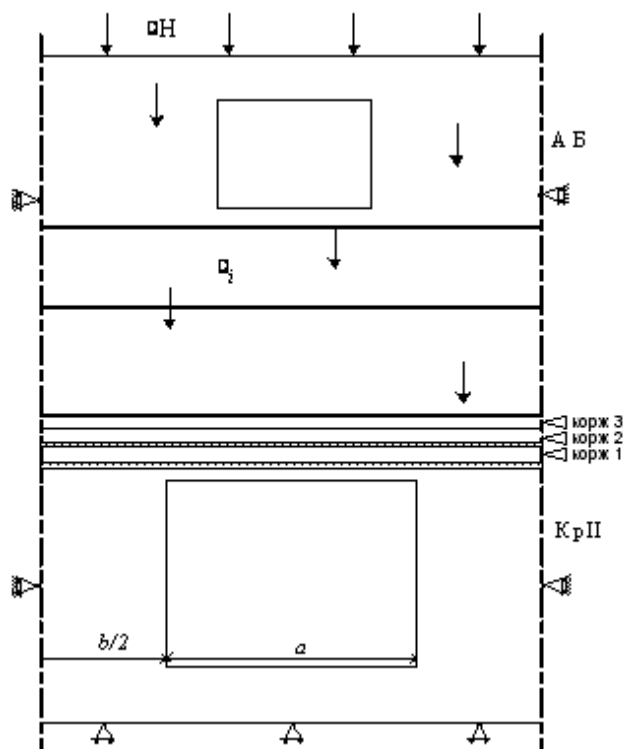


Рис. 1. Принципиальная расчетная схема

ной породы на сжатие $\sigma_{сж}$ и растяжение $\sigma_{раст}$:

$$C = \frac{\sigma_{раст} \sigma_{сж}}{\sigma_{раст} + \sigma_{сж}};$$

$$\varphi = \arctg \left(\frac{\sigma_{сж} - \sigma_{раст}}{\sigma_{раст} + \sigma_{сж}} \right).$$

В области растяжения предельное напряжение ограничивалось пределом прочности на растяжение:

$$\sigma_1 = \sigma_{раст}. \quad (3)$$

Численная реализация задачи осуществлялась методом конечных элементов в перемещениях [3] с дискретизацией рассматриваемой области на треугольные элементы первого порядка. Решение упругопластической

задачи основывалось на методе начальных напряжений [4, 5].

Глинистые контакты между слоями соляных пород моделировались контактными элементами Гудмана [6].

Связь нормального к контакту напряжения (σ_n) с соответствующей деформацией (δ_n) описывалась линейным уравнением:

$$\sigma_n = k_n \delta_n, \quad (4)$$

где k_n — нормальная жесткость контакта. При $\delta_n > 0$, контакт считался раскрытым и в (4) принималось, что $k_n = 0$.

Для касательных напряжений (τ_s), действующих по линии контакта, связь с деформацией сдвига

(δ_s) определялась трехзвенной кусочно-линейной аппроксимацией [7].

$$\tau_s = \begin{cases} k_s \delta_s \\ \tau_p - k_m (\delta_s - \delta_p) \\ \tau^* \end{cases}$$

при $0 < \delta_s \leq \delta_p$
при $\delta_p < \delta_s \leq \delta^*$,
при $\delta_s > \delta^*$

(5)

где k_s — сдвиговая жесткость контакта, k_m — сдвиговая жесткость контакта на участке разупрочнения, τ_p — пиковая прочность контакта, τ^* — остаточная прочность.

Предельное сопротивление контакта сдвигу (пиковая прочность) вы-

числялось согласно уравнению Кулона:

$$\tau_p = C_k + \sigma_n \operatorname{tg} \varphi_k, \quad (6)$$

где C_k — коэффициент сцепления контакта, φ_k — угол внутреннего трения контакта.

При действии на контакт напряжений растяжения принималось, что его прочность на сдвиг снижается до нуля ($k_n = k_s = 0$).

В качестве критерия обрушения пород междупластья принималось, сформулированное ранее [1,8], условие: выход зоны действия растягивающих напряжений на обнажение (граница массив-камера) и достижение областью сдвиговой трещиноватости зоны расслоения по глинистым контактам.

Разрушение кровли выработки оказывает существенное влияние на несущую способность междукамерных целиков и соответственно обуславливает изменение степени их нагружения [9]. Степень нагружения междукамерных целиков представляет некоторую интегральную характеристику их напряженного состояния, непосредственно не связанную с распределением в конструкции компонент тензора напряжений. Для условий ВКМКС расчетное значение степени нагружения определяется согласно действующему нормативному документу [9]:

$$C = \frac{P}{Q} = \frac{\gamma H_0}{b \sigma_n}, \quad (7)$$

где P — средняя нагрузка на целик; Q — несущая способность целика; γ — объемный вес пород; l — межосевое расстояние; H_0 — максимальное значение расстояния от земной поверх-

ности до кровли целиков на рассматриваемом участке отработки; b — расчетная ширина междукамерных целиков; σ_n — расчетная несущая способность целиков.

Расчетная несущая способность междукамерных целиков оценивается по формуле

$$\sigma_n = k_f \sigma_m, \quad (8)$$

где k_f — коэффициент формы, характеризующий зависимость несущей способности от отношения ширины целиков (b) к их высоте (m); σ_m — агрегатная прочность пород в массиве.

Количественное соответствие между степенью нагружения междукамерных целиков и инвариантами их напряженного состояния обосновано в работе [10], где в качестве условия прочности соляных пород принимался энергетический критерий в виде:

$$K = \sigma_i / \sigma_m \leq 1, \quad (9)$$

В выражении (1.15) $\sigma_i = \sqrt{I_2(D_\sigma)}$ — интенсивность касательных напряжений, определяемая величиной второго инварианта девиатора напряжений. Выполненные многовариантные расчеты показали устойчивую взаимосвязь степени нагружения междукамерного целика со значением параметра K^* , действующим по всей ширине или высоте целика [10]:

$$C = K^*. \quad (10)$$

Установленное соответствие в виде соотношения (10) имеет принципиально важное значение для расчета степени нагружения междукамерных целиков. Параметр K^* в отличие от расчета степени нагружения между-

камерных целиков C по формуле (7) отражает особенности их напряженного состояния, обусловленные всем разнообразием горнотехнических и горно-геологических условий камерной системы разработки.

Предложенный подход, использован для анализа изменения напряженного состояния междукамерных целиков в зависимости от постепенного разрушения технологического междупластья для условий субгоризонтального залегания пластов.

Рассматривались два варианта параметров системы разработки с примерно одинаковой степенью нагружения исходных междукамерных целиков на пласте КрII, но с разными межосевыми расстояниями: $l = 27$ м, $l = 12$ м. Свойства соляных пород технологического междупластья АБ-КрII и глинистых контактов принимались по данным лабораторных испытаний [1]. Мощность технологического междупластья h при математическом моделировании варьировалась и составляла соответственно 8 м, 6 м, 4 м и 2 м.

Нагружение междукамерного целика в процессе ведения очистных работ осуществлялось постепенно путем из-

менения эффективной нагрузки от γH на начальном этапе формирования камеры до $\gamma H(a+b)/b$ в зоне полной подработки. Разрушение междупластья анализировалось в динамике развития этого процесса в соответствии с предложенными ранее критериями обрушения пород кровли [1].

Изменение степени нагружения междукамерных целиков в процессе разрушения технологического междупластья мощности $h = 8$ м для параметров отработки с межосевым расстоянием $l = 27$ м, иллюстрируется на рис. 2. Как видно, из представленных результатов при постепенном разрушении технологического междупластья наблюдается монотонное повышение степени нагружения междукамерного целика на пласте КрII вследствие увеличения его высоты m при сохранении примерно постоянной ширины b . Степень нагружения целика на пласте АБ в начальной стадии обрушения кровли очистных камер пласта КрII практически не изменяется. Ее увеличение отмечается, когда мощность разрушающегося технологического междупластья достигает определенного значения, которое за-

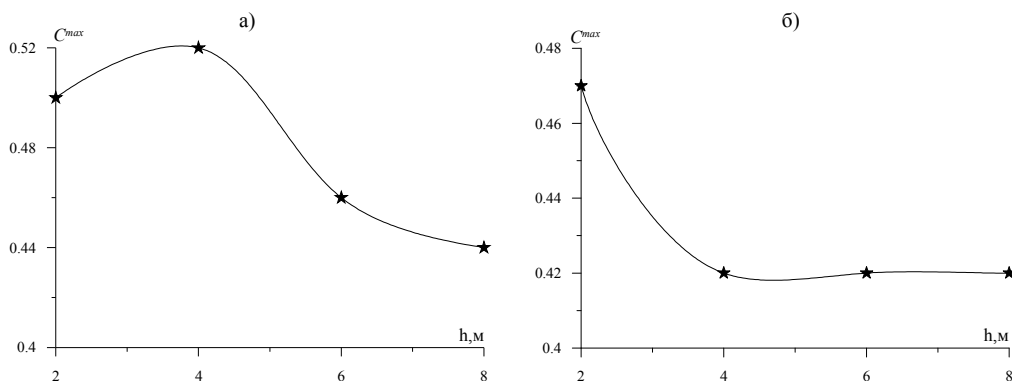


Рис. 2. Изменение степени нагружения междукамерных целиков при межосевом расстоянии $l = 27$ м в процессе разрушения междупластья

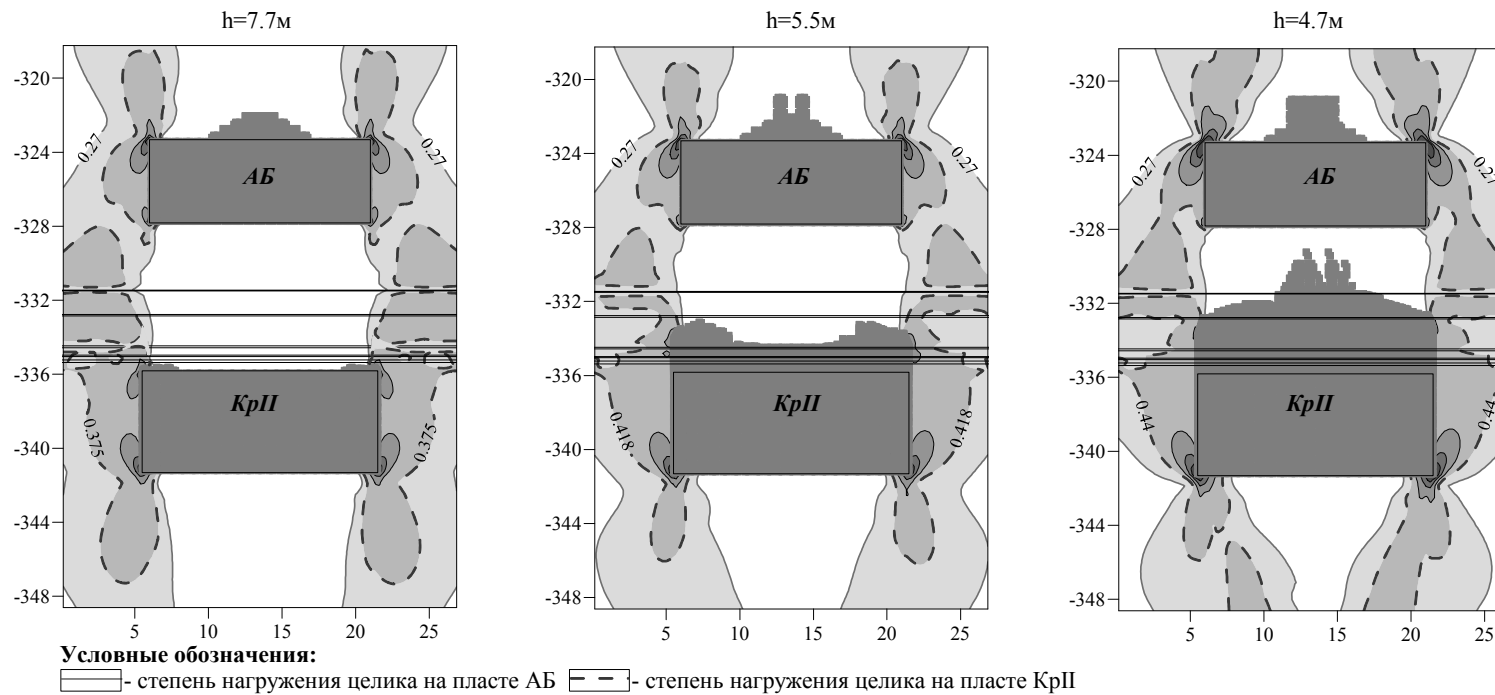


Рис. 3. Зависимость максимальной степени нагружения междукамерных целиков от исходной мощности технологического междупластья при отработке с межосевым расстоянием: а — $l = 27$ м; б — $l = 12$ м

висит от ее исходной мощности и по результатам выполненных расчетов составляет примерно 2—2,5 м.

При значительной ширине очистной камеры ($a = 16$ м), реализуются все формы разрушения: образование трещин отрыва и сдвига, расслоение глинистых контактов, которые обуславливают обрушение коржевой части междупластья.

Изменение степени нагружения целиков существенно зависит от мощности технологического междупластья. Зависимость максимальной степени нагружения междукамерных целиков при разрушении технологического междупластья от его исходной мощности для двух вариантов параметров отработки представлена на рис. 3.

На рис. 3, а представлено изменение степени нагружения целиков для варианта отработки с межосевым расстоянием $l = 27$ м. Данный график имеет экстремум, который соответствует наибольшей мощности междупластья, для которой может реализоваться процесс его полного разрушения.

Анализ расчетов изменения несущей способности междукамерных целиков в процессе разрушения технологического междупластья для второго варианта отработки ($l = 12$ м) показал, что вследствие меньшей ширины очистной камеры ($a = 6$ м) на пласте КрII процесс разрушения междупластья развивается в основном только за счет действия растягивающих напряжений и образования трещин отрыва. Полное обрушение междупластья происходит только при его мощности $h=2$ м.

Для данного варианта отработки зависимость максимальной степени нагружения междукамерных целиков при разрушении технологического междупластья от его исходной мощности, показана на рис. 3, б. На этом графике формально экстремум отсутствует. Однако, это связано лишь с издержками расчетных вариантов. На рис. 3, б наибольший интерес представляет стабилизация максимальной степени нагружения целиков, начиная с определенной мощности междупластья. Это обусловлено тем, что разрушение междупластья завершается при формировании устойчивого свода в кровле очистной камеры. Высота этого свода практически не зависит от мощности междупластья и соответствующее изменение степени нагружения междукамерных целиков выходит на асимптоту.

Таким образом, максимальное увеличение степени нагружения междукамерных целиков при разрушении технологического междупластья соответствует его наибольшей мощности, для которой может реализоваться процесс его полного обрушения. Величина этой мощности зависит от особенностей геологического строения междупластья и в значительной степени от ширины очистной камеры. Для конкретных параметров камерной системы разработки, начиная с определенной мощности междупластья, имеет место стабилизация степени нагружения целиков. Это связано с формированием устойчивого свода в кровле очистной камеры, высота которого практически не зависит от мощности междупластья.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Барях А.А., Шумихина А.Ю., Токсаров В.Н., Лобанов С.Ю., Евсеев А.В. Кри-

терии и особенности разрушения слоистой кровли при разработке Верхнекамского ме-

сторождения калийных солей. // Горный журнал. — 2011. — №11. С. 15-19.

2. Кузнецов Г.Н. Механические свойства горных пород. М.: Углетехиздат, 1947.

3. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике. — М.: Мир, 1975.

4. Малинин Н.Н. Прикладная теория пластичности и ползучести. — М.: Машиностроение, 1975.

5. Фадеев А. Б. Метод конечных элементов в геомеханике. — М.: Недра, 1987.

6. Goodman R. The mechanical properties of joints // Adv. Rock Mech. 1974. V.1, Pt A. P. 127-140.

7. Барях А.А., Дудырев И.Н., Асанов В.А., Паньков И.Л. Взаимодействие слоев в соляном массиве. Сообщение 1. Механиче-

ские свойства контактов // Физ. — техн. пробл. разраб. полезных ископаемых. 1992. №2. С. 7-11.

8. Барях А.А., Федосеев А.К. О механизме формирования карстовых провалов на земной поверхности // Физико-технические проблемы разработки полезных ископаемых. — 2011. — № 4 — С. 12-22

9. Указания по защите рудников от затопления и охране подрабатываемых объектов в условиях ВКМКС. С. — П., 2008.

10. Барях А.А., Самоделкина Н.А. К расчету устойчивости целиков при камерной системе разработки // Физико-технические проблемы разработки полезных ископаемых. — 2007. — №1. — С. 11—20. **ГИАБ**

КОРОТКО ОБ АВТОРАХ

Барях Александр Абрамович — доктор технических наук, профессор, директор,
Bar@Mi-Perm.ru,

Лобанов Сергей Юрьевич — кандидат технических наук, научный сотрудник,
LSerg@MI-Perm.ru

Шумихина Анастасия Юрьевна — кандидат технических наук, старший научный сотрудник,
Anastasy@MI-Perm.ru,

Ломакин Иван Сергеевич — аспирант, Lomakin@Mi-Perm.ru,
Горный институт УрО РАН.



РУКОПИСИ, ДЕПОНИРОВАННЫЕ В ИЗДАТЕЛЬСТВЕ «ГОРНАЯ КНИГА»

ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ОБОСНОВАНИЕ ЦЕЛЕСООБРАЗНОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ ПОДВИЖНЫХ ГИДРОМОНИТОРНЫХ АГРЕГАТОВ

(№ 938/01-13 от 14.11.12, 16 с.)

Мельник Владимир Васильевич — доктор технических наук, заведующий кафедрой,

Сергеев Сергей Васильевич — аспирант,

Московский государственный горный университет, ud@msmu.ru

TECHNOLOGICAL JUSTIFICATION OF EXPEDIENCY OF USE OF MOBILE HYDROMONITOR UNITS

Melnik Vladimir Vasilyevich, Sergeyev Sergey Vasilyevich