

УДК 622.831

А.А. Барях, Е.А. Телегина

**АНАЛИЗ УСЛОВИЙ РАЗРУШЕНИЯ ВОДОЗАЩИТНОЙ
ТОЛЩИ ПРИ РАЗЛИЧНЫХ ВАРИАНТАХ КАМЕРНОЙ
СИСТЕМЫ РАЗРАБОТКИ**

Методами математического моделирования выполнен сравнительный анализ условий разрушения водозащитной толщи и установлены закономерности ее деформирования при различных вариантах камерной системы разработки.

Ключевые слова: математическое моделирование, камерная система разработки, напряженно-деформированное состояние, разрушение.

На основании анализа ряда нормативных документов при ведении горных работ на Верхнекамском месторождении калийно-магниевого солей предложен вариант камерной системы отработки сильвинитовой руды с оставлением междукамерных целиков переменных размеров при сохранении постоянной ширины очистных камер. Высказано мнение, что это позволит снизить потери полезных ископаемых и частично разгрузить ряд междукамерных целиков, предотвратив тем самым их разрушение. Однако, при такой постановке задачи, возникает целый ряд проблем, так как, априори, любые жесткие целики, оставляемые в выработанном пространстве, определяют неоднородный характер деформирования подработанного массива и повышают опасность формирования зон повышенной субвертикальной нарушенности в пластах водозащитной толщи (ВЗТ).

Целью исследований являлась оценка безопасных условий подработки ВЗТ при применении камерной системы с переменными по ширине междукамерными целиками. Для сравнения геомеханические расчеты выполнялись также для традиционной на Верхнекамском месторождении камерной системы разработки с поддержанием вышележащей толщи на целиках постоянной ширины, обеспечивающей аналогичный уровень извлечения калийной руды.

В основу расчетной схемы положен традиционный для условий Верхнекамского месторождения геологический разрез. Глубина ведения горных работ принималась равной 320 м. Для анализа изменения напряженно-деформированного состояния (НДС) подработанного массива во времени использовался реологический подход [1], основанный на модификации известного метода переменных модулей [2].

Параметры камерной системы отработки с переменными по ширине целиками представлены на рис. 1, а. Ширина целиков увеличивалась соответственно в следующем порядке — 2.9 м, 4.4 м, 7.9 м, 22 м и затем уменьшалась — 7.9 м, 4.4 м, 2.9 м. Параметры сопоставительного варианта с целиками постоянной ширины ($b = 7,2$ м) приведены на рис. 1, б. Для обоих вариантов ширина очистных камер принималась равной $a = 6,1$ м, вынимаемая мощность — $m_0 = 5.4$ м.

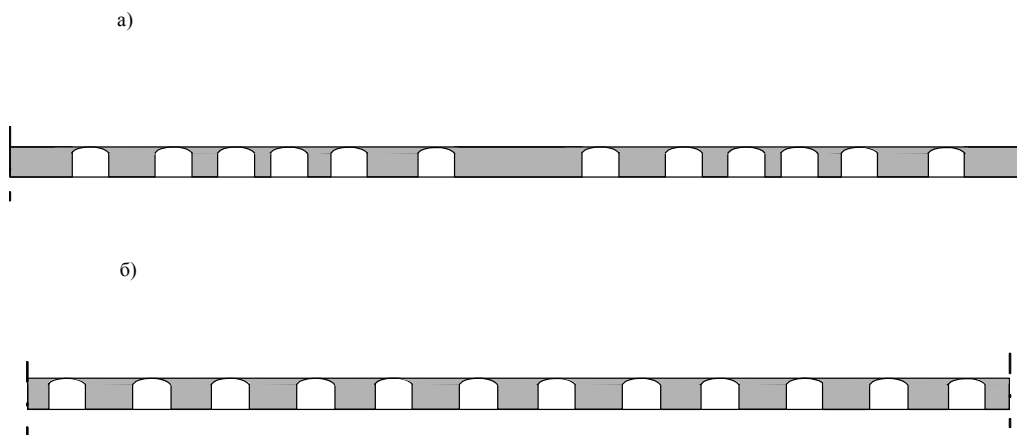


Рис. 1. Параметры камерной системы разработки с целиками переменной (а) и постоянной ширины (б)

В синтезированной геомеханической модели подработанного массива междукамерные целики отражались средой с одинаковыми по отношению к породам соответствующего пласта механическими свойствами. Их деформирование и разрушение описывалось трехзвенной кусочно-линейной аппроксимацией полной диаграммы нагружения (рис. 2), включающей допредельный (1), запредельный (2) участки, стадию остаточной прочности (3) и определяющей деформационное соотношение вида [3, 4]:

$$\sigma = a + b_0 \cdot \varepsilon, \quad (1)$$

$$\text{где } a = \begin{cases} 0 & 0 \leq \varepsilon \leq \varepsilon_C, \\ \sigma_C(1 + M/E), & \varepsilon_C \leq \varepsilon \leq \varepsilon_*, \\ \sigma_* & \varepsilon_* \leq \varepsilon. \end{cases}, \quad b_0 = \begin{cases} E & 0 \leq \varepsilon \leq \varepsilon_C, \\ -M & \varepsilon_C \leq \varepsilon \leq \varepsilon_*, \\ 0 & \varepsilon_* \leq \varepsilon. \end{cases} \quad (2)$$

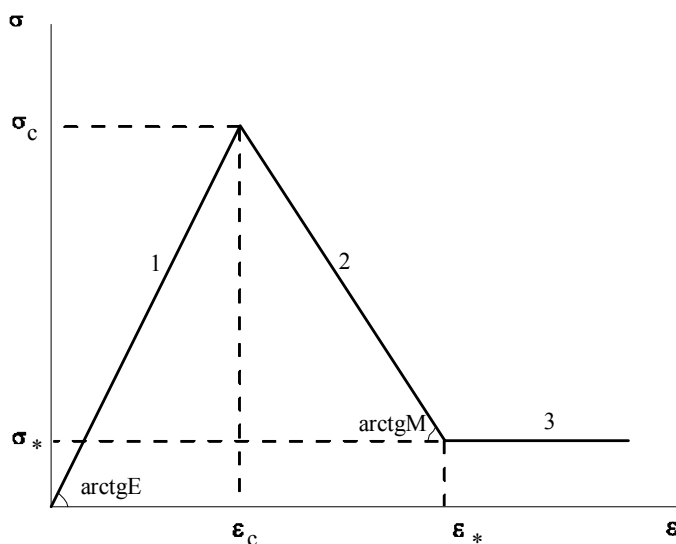


Рис. 2. Кусочно-линейная аппроксимация кривой деформирования междукамерного целика

Модуль деформации (E) учитывался в соответствии с данными геологических исследований. Модуль спада целиков принимался равным $M = (\sigma_c - \sigma_*) / (\sigma_c / E - \varepsilon_*)$, предел остаточной прочности — $\sigma_* = 0.1\sigma_c$, ε_* — деформации на пределе остаточной прочности.

Несущая способность междукамерных целиков определялась по формуле [5]:

$$\sigma_c = k_f \sigma_m, \quad (3)$$

где σ_m — агрегатная прочность пород в массиве, k_f — коэффициент формы, характеризующий влияние отношения расчетной ширины целиков (b) к их расчетной высоте (m). Данный коэффициент рассчитывался в зависимости от значения параметра $\lambda_m = b/m$ из выражений [5]:

$$\text{при } 0 < \lambda_m \leq 0.5 \quad k_f = \sqrt{2\lambda_m}, \quad (4)$$

$$\text{при } \lambda_m \geq 0.5 \quad k_f = \beta_0 (1 + \beta_m \lambda_m), \quad (5)$$

где β_0, β_m — параметры аппроксимации, $\beta_0 = 1/1.53 \approx 0.654$; $\beta_m = 1.06$.

Анализ изменения напряженно-деформированного состояния ВЗТ проводился по мере развития процесса сдвижения вплоть до достижения конечных оседаний земной поверхности в зоне полной подработки:

$$\eta_{\max} = 0,9m \cdot \omega,$$

где ω — расчетный коэффициент извлечения при отработке одного пласта [5]. Для конкретных условий данной задачи максимальные конечные оседания земной поверхности составили $\eta_k = \eta_{\max} = 2.23$ м.

Реализация этого подхода осуществлялась путем последовательного формирования выработанного пространства вследствие проходки очистных камер. На каждом этапе итерационной процедуры расчетов контролировалось напряженное

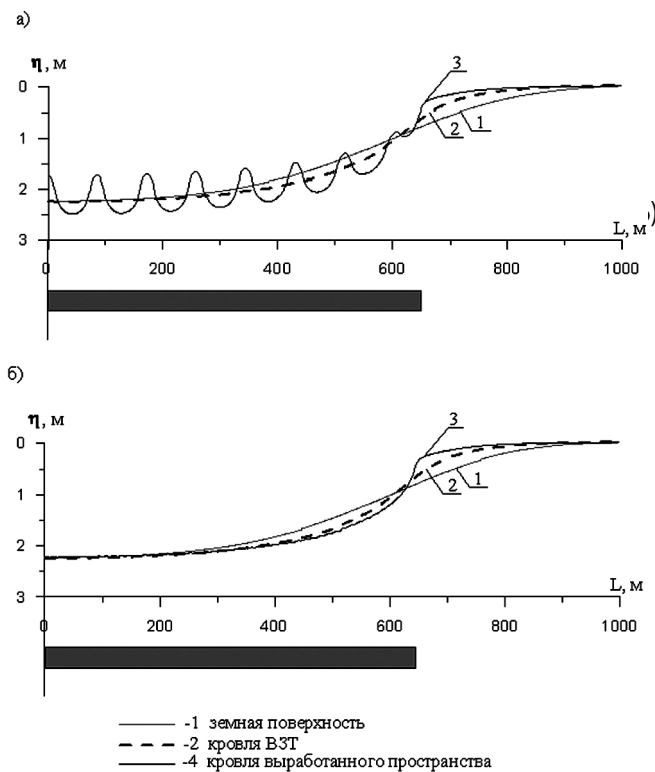


Рис. 3. Расчетные оседания на конец процесса сдвижения при отработке с целиками переменной (а) и постоянной (б) ширины

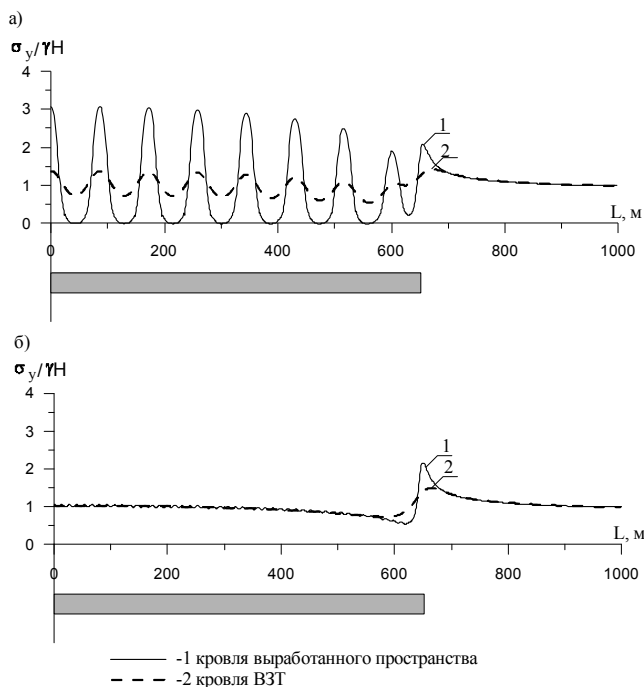


Рис. 4. Распределение горного давления на конце процесса сдвижения при отработке с целиками переменной (а) и постоянной (б) ширины

плоской упруго-пластической постановке. Данный подход позволяет непосредственно на стадии численной реализации локализовывать области пластических деформаций, которые в физическом смысле трактуются как зоны формирования техногенной нарушенности пород ВЗТ вследствие образования трещин сдвига и отрыва.

В качестве определяющего уравнения нелинейной связи напряжений и деформаций использовалась идеальная упругопластическая модель, которая является обобщением упругой и жесткопластической среды с внутренним трением. В рамках данной модели оценка состояния ВЗТ базировалась на анализе потенциальной возможности формирования в массиве трещин субвертикальной ориентации [6]. Для идеальной упругопластической среды в условиях плоского деформированного состояния (ПДС) связь между деформациями и напряжениями на допредельной стадии описывается законом Гука, а предельные напряжения в области сжатия определяются параболической огибающей кругов Мора [7]:

$$\tau_{\max} = \tau_{\text{пр}} = \sqrt{(\sigma_{\text{раст}} + \sigma_n)[2 \cdot \sigma_{\text{раст}} - 2\sqrt{\sigma_{\text{раст}}(\sigma_{\text{раст}} + \sigma_{\text{сж}})} + \sigma_{\text{сж}}]}, \quad (7)$$

где $\sigma_{\text{сж}}$ и $\sigma_{\text{раст}}$ — пределы прочности на сжатие и растяжение, σ_n - нормальное напряжение в плоскости действия τ_{\max} .

состояние междукамерных целиков, которое сопоставлялось с их несущей способностью. При превышении действующей нагрузки прочности целиков производилось ее снижение по ниспадающей (запредельной) ветви полной диаграммы деформирования (рис. 2). Дальнейшее развитие процесса сдвижения вплоть до его завершения в геомеханической модели отражалось путем уменьшения механических свойств неразрушенных опорных междукамерных целиков.

Математическое моделирование напряженно-деформированного состояния подработанного массива проводилось в

В выражении (1.7) напряжения τ_{\max} и σ_n вычисляются через значения главных напряжений:

$$\tau_{\max} = (\sigma_1 - \sigma_3) / 2; \quad \sigma_n = (\sigma_1 + \sigma_3) / 2, \quad (8)$$

где для условий ПДС главные напряжения определяются по формулам:

$$\sigma_1, \sigma_3 = \frac{1}{2} \left[(\sigma_x + \sigma_y) \pm \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4\tau_{xy}^2} \right]. \quad (9)$$

В области растяжения критическое напряжение ограничивалось пределом прочности на растяжение:

$$\sigma_1 = \sigma_{\text{раст}}. \quad (10)$$

Прочностные характеристики пород, слагающих массив, в расчетах корректировались с учетом коэффициентов длительной прочности для соляных пород и структурного ослабления для пород надсоляной толщи.

Реализация математического моделирования осуществлялась по стандартной схеме метода конечных элементов, основанном на вариационном принципе Лагранжа [8].

Решение упругопластической задачи основывалось на методе начальных напряжений [9, 10], применяемом при решении нелинейных задач. Если значения главных напряжений $\{\sigma^{вп}\}$ в произвольном конечном элементе, определенные по закону Гука, превышали предельные $\{\sigma^{пр}\}$ ($\tau_{пр}$ или $\sigma_{раст}$), то в рамках итерационной процедуры производилась их корректировка на величину $\{\Delta\sigma\} = \{\sigma^{вп}\} - \{\sigma^{пр}\}$. В дальнейших расчетах $\{\Delta\sigma\}$ принимались в качестве начальных напряжений и на каждой итерации суммировались. Вычислительный процесс завершался, когда все компоненты $\{\Delta\sigma\}$ во всех конечных элементах не превышали заданную малую величину.

По результатам математического моделирования при отработке продуктивных пластов с поддержанием вышележащей толщи на целиках переменных размеров, вследствие наличия широких опорных целиков, на конец процесса сдвижения формируется выраженное неоднородное поле перемещений в зоне полной подработки (рис. 3, а). Причем, градиент их изменения увеличивается в направлении выработанного пространства. При отработке с оставлением междукammerных целиков постоянной ширины процесс деформирования подработанного массива является более сглаженным (рис. 3, б).

Отработка с переменными целиками характеризуется также крайне неоднородным распределением вертикальных напряжений в пластах ВЗТ (рис. 4, а). Максимальная концентрация напряжений локализуется в пределах опорных междукammerных целиков и на конец процесса сдвижения достигает $3,1 \gamma H$ над кровлей выработанного пространства и $1,35 \gamma H$ в кровле ВЗТ. При этом интенсивность напряжений в краевой части выработанного пространства составляет соответственно $2,0 \gamma H$ и $1,3 \gamma H$ (рис. 4, а).

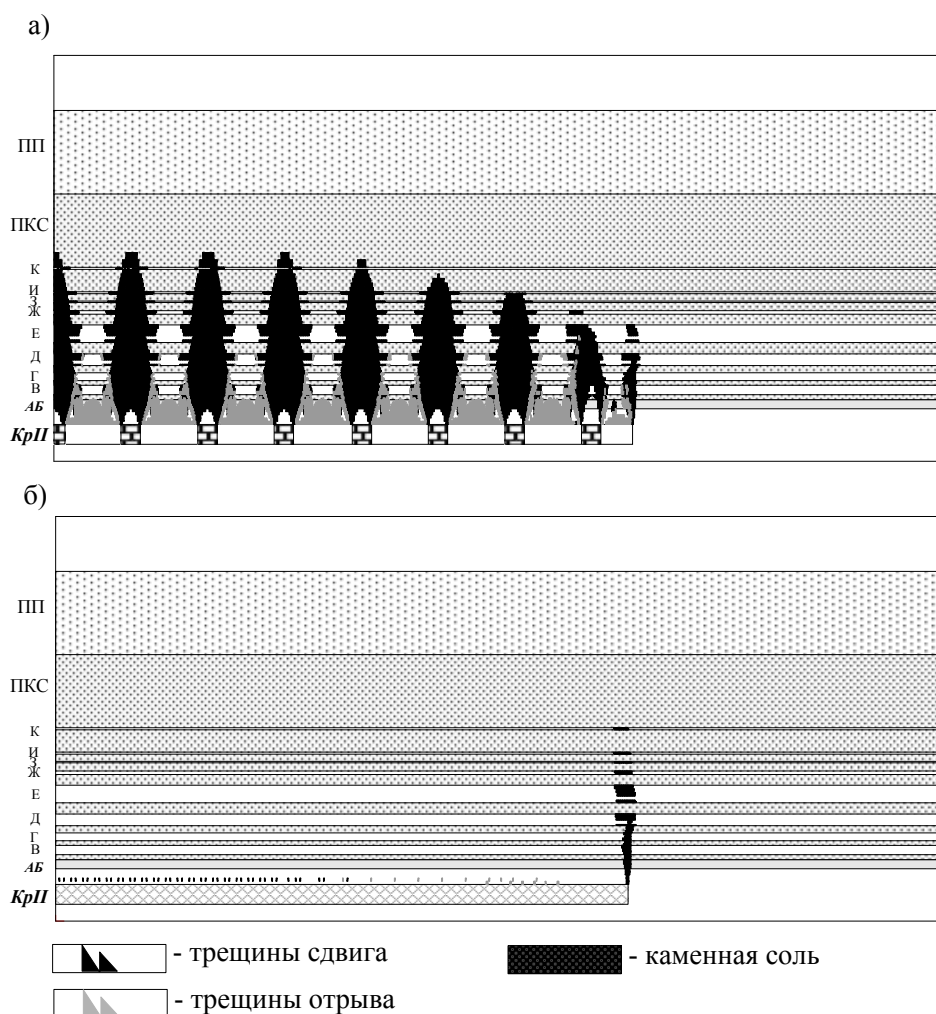


Рис. 5. Характер формирования зон техногенной нарушенности при отработке с целиками переменной (а) и постоянной (б) ширины

Для варианта ведения горных работ с целиками постоянной ширины, как и следовало ожидать, максимум горного давления приурочен к краевой части выработанного пространства и на конец процесса сдвижения составляет $2,2 \gamma H$ над кровлей выработанного пространства и $1,4 \gamma H$ в кровле ВЗТ (рис. 4, б). В зоне полной подработки вертикальные напряжения на конец процесса сдвижения близки к γH (рис. 4, б).

Таким образом, применение системы разработки с целиками переменной ширины несколько снижает нагрузку на краевую часть ВЗТ, существенно увеличивая ее в зоне полной подработки.

На конец процесса сдвижения при отработке с целиками переменных размеров (рис. 5, а) формируются многочисленные области техногенной нару-

шенности пластов ВЗТ, приуроченные к опорным целикам и простирающиеся от кровли выработанного пространства до нижней части ПКС. Кроме того, в пределах «камер», образованных вследствие разрушения менее широких целиков, прогнозируются вывалы породы значительной мощности. В краевой части ВЗТ разрушения менее масштабны. Здесь наблюдается сквозная область нарушения лишь в нижней части ВЗТ.

При отработке с целиками постоянной ширины (рис. 5, б) значимые нарушения сплошности ВЗТ связаны только с ее краевой частью. Здесь отмечается разрушение всех карналлитовых пластов и пластов каменной соли, залегающих в нижнем интервале ВЗТ. Остальные пласты каменной соли сохраняют свою целостность.

Таким образом, камерная система разработки с поддержанием ВЗТ на целиках переменных размеров существенно повышает техногенную нагрузку на пласты ВЗТ и создает угрозу безопасным условиям ее подработки.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Барях А.А., Самоделкина Н.А. Об одном подходе к реологическому анализу геомеханических процессов // Физико-технические проблемы разработки месторождений полезных ископаемых, 2005. — № 6. — С. 32—34.
2. Амосин Б.З., Линьков А.М. Об использовании переменных модулей при решении одного класса задач линейно-наследственной ползучести. — Механика твердого тела, 1974, № 6.
3. Барях А.А. Деформирование и разрушение соляных пород и массивов. Автореферат диссертации на соискание ученой степени доктора технических наук. Новосибирск, 1993.
4. Линьков А.М., Петухов И.М., Тлеужанов М.А. Новые методы расчета целиков // Физико-технические проблемы разработки месторождений полезных ископаемых. 1984. № 3. С. 13-17.
5. Указания по защите рудников от затопления и охране подрабатываемых объектов в условиях Верхнекамского месторождения калийных солей. — С.-Пб. 2008. — 95 с.
6. Барях А.А., Еремина Н.А., Грачева Е.А. Оценка условий развития трещин в подработанном соляном массиве // Физико-технические проблемы разработки месторождений полезных ископаемых. 1994. № 5. С. 84.
7. Кузнецов Г.Н. Механические свойства горных пород. М.: Углетехиздат, 1947.
8. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике. — М.: Мир, 1975.
9. Фадеев А.Б. Метод конечных элементов в геомеханике. — М.: Недра, 1987.
10. Барях А.А. Геомеханические аспекты защиты калийных рудников от затопления // Изв. ВУЗов. — Горный журнал, 1995. № 6. **ГИАБ**

КОРОТКО ОБ АВТОРАХ

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

Телегина Елена Александровна — кандидат технических наук, старший научный сотрудник,
Elena.T@Mi-Perm.ru,
Горный институт УрО РАН.

