

УДК 622.0223:539.374

## О НОВОМ ОПРЕДЕЛЕНИИ СТЕПЕНИ НАГРУЖЕНИЯ ЦЕЛИКА

В. Н. Аптуков<sup>1,2</sup>, И. Б. Ваулина<sup>1</sup>

<sup>1</sup>АО “ВНИИ Галургии”, E-mail: Valeriy.Aptukov@uralkali.com,  
ул. Сибирская, 94, 614002, г. Пермь, Россия

<sup>2</sup>Пермский государственный национальный исследовательский университет,  
ул. Букирева, 15, 614990, г. Пермь, Россия

Получены инженерные формулы для нового выражения степени нагружения, использующие процедуру усреднения напряженного состояния целиков с различной относительной высотой. Представлены количественные оценки классического и предлагаемого определения степени нагружения для широких (жестких) и узких (податливых) целиков. Рассмотрено влияние мульды и возвышенности земной поверхности на величину горного давления на уровне отработываемых пластов, входящего в выражение для определения степени нагружения.

*Степень нагружения целика, новое определение, соляные породы, критерий разрушения Мора*

Эксплуатация пластового Верхнекамского месторождения калийных солей (ВКМКС) осуществляется в сложных горно-геологических условиях, характеризующихся обводненностью надсоляной толщи и легкой растворимостью солей. Основной задачей при безопасной эксплуатации месторождения и предотвращении затопления рудников является обеспечение сохранности водозащитной толщи (ВЗТ), отделяющей продуктивные слои от водоносных горизонтов. Согласно действующим на ВКМКС нормативным документам [1], выбранные параметры системы безопасной подработки ВЗТ должны удовлетворять критериям ограничения максимального прогиба слоев ВЗТ и степени нагружения междукамерных целиков. Однако за последние 30 лет на рудниках ВКМКС произошел ряд негативных событий, которые не могут быть объяснены в рамках действующих нормативных документов. В этой связи особую актуальность приобрела проблема обеспечения устойчивого состояния несущих элементов системы разработки, в том числе междукамерных целиков.

В соответствии с документом [1], степень нагружения ленточных целиков базируется на методике Турнера – Шевякова [2] и определяется по формуле

$$C = \xi \frac{\gamma l H}{b \sigma_p}, \quad (1)$$

где  $\xi$  — коэффициент, учитывающий изменение нагрузки на целики вследствие влияния горно-технических факторов;  $\gamma = 2.15$  — объемный вес налегающей толщи пород;  $l = a + b$  — межжосевое расстояние,  $a$  — ширина камеры,  $b$  — расчетная ширина междукамерных целиков;  $H$  — максимальное расстояние от земной поверхности до кровли целиков;  $\sigma_p$  — расчетная прочность пород:

$$\sigma_p = k_f k_m k_c k_l \sigma_{пр}, \quad (2)$$

$k_f$  — коэффициент, характеризующий влияние отношения расчетной ширины целиков  $b$  к их расчетной высоте  $m$ ;  $k_m$ ,  $k_c$ ,  $k_l$  — коэффициенты, учитывающие влияние масштабного фактора, глинистых прослоек и прорезки целиков соответственно;  $\sigma_{пр}$  — прочность на сжатие пород, слагающих целики.

В работах [3–5] предложено модифицировать формулу (1) для более точной оценки напряженного состояния в целике различной геометрии. А именно, учесть влияние интенсивности напряжений  $\sigma_i$  и использовать энергетический критерий разрушения в виде  $K = \sigma_i / \sigma_{пр} \leq 1$ . Этот критерий рассмотрен также в [6] для оценки влияния свойств закладки на несущую способность междукамерных целиков. В [5] отмечается, что выполненные многовариантные расчеты выявили устойчивую взаимосвязь показателя  $C$ , вычисленного согласно [1], с максимальным значением  $K$ , действующим по всей ширине или высоте целика.

Таким образом, в специальной литературе распространено мнение о необходимости модификации (корректировки) существующего (классического) определения степени нагружения целика.

#### КОЭФФИЦИЕНТ ЗАПАСА ПРОЧНОСТИ ЦЕЛИКА

Одним из методов расчета конструкций на прочность является расчет по напряжениям [7], при котором критерий надежности основывается на знании напряженного состояния. Однако существуют различные конструкции и процессы, в которых методы расчета выбираются в зависимости от условий работы конструкции и предъявляемых к ней требований, например метод расчета по разрушающим нагрузкам и метод расчета по допускаемым перемещениям (деформациям).

Понятие коэффициента запаса  $n$  введено при использовании метода расчета по напряжениям:

$$\sigma_{\max} \leq [\sigma] = \frac{\sigma_{пр}}{n}, \quad (3)$$

где  $\sigma_{пр}$ ,  $[\sigma]$  — предельное и допускаемое напряжения.

Аналогичным образом вводятся понятия запаса по предельной нагрузке и по предельному перемещению (деформации). Коэффициент запаса  $n$  не может быть принят без учета конкретных условий работы конструкции, а по существу определяется практическим опытом создания подобных конструкций и их эксплуатации. В каждой области техники сложились свои традиции, требования и специфика назначения коэффициентов запаса [7]. Например, в строительстве сооружений на длительные сроки коэффициенты запаса достаточно большие,  $n = 3 - 5$ .

Критерий, ограничивающий степень нагружения целиков, представляет собой ограничение величины, обратной коэффициенту запаса прочности целиков:

$$C \leq [C], \quad (4)$$

где  $[C]$  — допускаемая степень нагружения.

Критерий (4) может записываться в классическом виде следующим образом:

$$n = \frac{1}{C} \geq \frac{1}{[C]}. \quad (5)$$

Типовое ограничение на степень нагружения целика (согласно [1])  $[C] = 0.4$  приводит к коэффициенту запаса по пределу прочности на сжатие  $n = 2.5$ .

В связи с подобным подходом к оценке параметров целика возникает множество вопросов, один из которых: почему метод расчета по напряжениям используется при отработке соляных пород, где разрушение (потеря устойчивости) целика наступает в процессе ползучести в течение длительного времени? По-видимому, это результат сложившихся традиций и переноса классических принципов расчета строительных конструкций на целики соляных пород.

## НОВОЕ ПОНЯТИЕ СТЕПЕНИ НАГРУЖЕНИЯ ЦЕЛИКА, ОСНОВАННОЕ НА КРИТЕРИИ ПРОЧНОСТИ МОРА

Многочисленные эксперименты и натурные наблюдения показывают, что разрушение целиков в условиях сжатия происходит за счет развития сдвиговых процессов по определенным поверхностям в зависимости от геометрии целика и степени выраженности слоистой структуры. Более правильный подход для описания разрушения целиков — использование максимальных и предельных касательных напряжений, зависящих от давления, в выражении для степени нагружения.

Принципиальное отличие предлагаемого подхода для оценки степени нагружения целика от классического состоит в замене частного критерия прочности на сжатие на более общий критерий прочности Мора.

В этом случае в степень нагружения войдут более общие характеристики прочности — огибающая кругов Мора. Такой подход позволит также последовательно распространить понятие степени нагружения на другие объекты: коржи кровли, междупластья при соосном и несоосном расположении очистных камер и т. д.

Введем новое понятие степени нагружения целика  $C^*$  как величины, обратной коэффициенту запаса прочности целика при разрушении в результате сдвига (среза) в условиях сжатия:

$$C^* = \xi \frac{\tau_m}{\tau_{пр}(\sigma_n)}, \quad (6)$$

где  $\xi$  — коэффициент, аналогичный таковому в формуле (1) (без учета влияния ряда дополнительных факторов  $\xi = 1$ );  $\tau_m$ ,  $\sigma_n$  — максимальное касательное и нормальное напряжения на площадке возможного разрушения целика при сдвиге;  $\tau_{пр}$  — предельное касательное напряжение на площадке с нормальным напряжением  $\sigma_n$ , определяемое с помощью огибающей кругов Мора.

Огибающая кривая кругов Мора имеет сложную форму. Широко применяемый частный вид огибающей кривой в виде прямой линии, касательной к кругам Мора, которые построены по значениям прочности на одноосное растяжение и сжатие, дает завышенные значения прочности в условиях повышенных давлений (кривая 2 на рис. 1). Можно проводить касательную линию к кругам Мора (линия 1), построенным по результатам эксперимента по срезу образцов в условиях дополнительного сжатия [8]. В этом случае получим неплохую оценку прочности при повышенных давлениях, но завышенные значения прочности при малых давлениях. Кроме того, проведение подобных экспериментов требует специального оборудования и больших временных затрат.

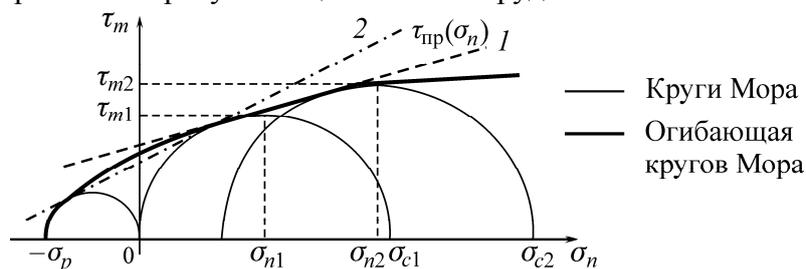


Рис. 1. Огибающая и касательные к кругам Мора: 1 — касательная, которая построена по результатам эксперимента по срезу образцов в условиях дополнительного сжатия; 2 — касательная, построенная по значениям прочности на одноосное растяжение и сжатие

В [9] предложен приближенный способ построения кругов Мора в условиях повышенных давлений на основе стандартных испытаний на сжатие цилиндрических образцов соляных пород различной геометрии  $h/d$  ( $h$  и  $d$  — высота и диаметр образца). Такой путь является максимально простым и приближенным к реальным испытаниям образцов, полученных из керна геологоразведочной скважины.

Идея работы [9] основана на том факте, что результаты испытаний “низких” образцов на одноосное сжатие аналогичны результатам испытаний “высоких” образцов в стабилометре при определенном боковом давлении [10]. Задача заключается в том, чтобы найти для “низких” образцов это условное боковое давление, т. е. степень его напряженного состояния. В [9] связь между средними величинами характеристик напряженного состояния  $\langle \tau_m \rangle$ ,  $\langle \sigma_n \rangle$ , необходимых для построения соответствующего круга Мора:

$$\langle \tau_m \rangle = k_\tau (h/d) \sigma_y, \quad \langle \sigma_n \rangle = k_n (h/d) \sigma_y,$$

получена из решения серии упругих задач при оценке напряженного состояния цилиндрических образцов с различной относительной высотой  $h/d$ ,  $\sigma_y$  — напряжение сжатия;  $k_\tau$ ,  $k_n$  — расчетные коэффициенты, зависящие от относительной высоты образца.

В настоящей статье получены аналогичные соотношения из решения серии упругопластических задач для целиков с различным соотношением  $h/b$ .

С помощью пакета ANSYS рассчитывались средние значения компонентов тензора напряжений  $\langle \sigma_x \rangle$ ,  $\langle \sigma_y \rangle$ ,  $\langle \tau_{xy} \rangle$  в целиках с различным отношением  $h/b$ . Затем определялись средние значения характеристик, необходимых для построения кругов Мора:

$$\langle \sigma_n \rangle = \frac{\langle \sigma_x \rangle + \langle \sigma_y \rangle}{2}, \quad \langle \tau_m \rangle = \frac{1}{2} \sqrt{(\langle \sigma_x \rangle - \langle \sigma_y \rangle)^2 + 4\langle \tau_{xy} \rangle^2}.$$

По этим характеристикам построены аппроксимирующие зависимости:

$$k_\tau (h/b) = -0.062(h/b)^2 + 0.235(h/b) + 0.278, \quad (7)$$

$$k_n (h/b) = 0.062(h/b)^2 - 0.235(h/b) + 0.722, \quad (8)$$

далее будем опускать угловые скобки  $\langle \dots \rangle$  для обозначения средних величин.

Для построения предельной кривой (оггибающей кругов Мора) будем использовать два предела прочности при сжатии образца  $\sigma_{c1} = \sigma_{пр}$  при  $h/d = 2$  и  $\sigma_{c2} = \sigma_{пр}$  при  $h/d = 0.5$ . По формулам (7) и (8) вычислим по этим значениям параметры двух кругов Мора (рис. 1):

$$\sigma_{n1} = 0.5\sigma_{c1}, \quad \tau_{m1} = 0.5\sigma_{c1}, \quad \sigma_{n2} = 0.62\sigma_{c2}, \quad \tau_{m2} = 0.38\sigma_{c2}. \quad (9)$$

Возможны различные варианты построения оггибающей кривой кругов Мора, наиболее простой — построение прямой, касательной к двум кругам Мора (линия 1 на рис. 1). Запишем уравнение прямой и ее коэффициенты:

$$\tau_{пр} = C_1 + C_2 \sigma_n, \quad (10)$$

$$C_1 = \frac{\sigma_{n2} \tau_{m1} - \sigma_{n1} \tau_{m2}}{\sqrt{(\sigma_{n2} - \sigma_{n1})^2 - (\tau_{m2} - \tau_{m1})^2}}, \quad C_2 = \frac{\tau_{m2} - \tau_{m1}}{\sqrt{(\sigma_{n2} - \sigma_{n1})^2 - (\tau_{m2} - \tau_{m1})^2}}. \quad (11)$$

Соотношения (10), (11) при выбранных кругах Мора (9) можно преобразовать к виду

$$\tau_{пр} = \frac{0.245\sigma_{c1}}{\sqrt{1 - \sigma_{c1}/\sigma_{c2}}} + 1.02 \frac{0.76 - \sigma_{c1}/\sigma_{c2}}{\sqrt{1 - \sigma_{c1}/\sigma_{c2}}} \sigma_n. \quad (12)$$

Преимущество выражения (12) состоит в простоте, его применение ограничено видом напряженного состояния, характерным для целиков с относительной высотой  $0.5 < h/b < 2$ . В выражение (12) входит значение прочности  $\sigma_{c2}$  “низкого” образца с  $h/b = 0.5$ . На практике такие данные не всегда доступны, поэтому аналогично нормативному документу [1] воспользуемся коэффициентом формы, с помощью которого получим

$$\sigma_{c2} = k_f (h/b) \sigma_{c1}.$$

В работе [11] представлены следующие зависимости для коэффициента формы, полученные на основе экспериментального изучения большого количества образцов (более 500) соляных пород ВКМКС:

$$\begin{aligned} k_f &= 0.36 + 1.15(b/h) && \text{для сильвинита (пласты Красный II и АБ),} \\ k_f &= 0.61 + 0.87(b/h) && \text{для карналлита (пласт Вк),} \\ k_f &= 0.86 + 0.35(b/h) && \text{для каменной соли.} \end{aligned} \quad (13)$$

Согласно (13), имеем для  $h/b = 0.5$ :  $k_f = 2.66$  (сильвинит);  $k_f = 2.35$  (карналлит);  $k_f = 1.56$  (каменная соль).

Тогда выражение  $C^*$  для практического использования с учетом (6), (7), (12), (13) примет вид

$$C^* = \xi \frac{(-0.062(h/b)^2 + 0.235(h/b) + 0.278)(1 + a/b)\gamma H}{A_1\sigma_{пр} + A_2(1 + a/b)\gamma H}, \quad (14)$$

где  $A_1 = 0.3210$  (сильвинит);  $A_1 = 0.323$  (карналлит);  $A_1 = 0.409$  (каменная соль);  $A_2 = 0.496$  (сильвинит);  $A_2 = 0.450$  (карналлит);  $A_2 = 0.203$  (каменная соль).

Предел прочности  $\sigma_{пр}$  в (14) имеет смысл расчетной прочности пород  $\sigma_n$  (аналогично (2)), за исключением коэффициента формы  $k_f$ , уже учтенном в (14).

В отличие от классического выражения для степени нагружения  $C$ , в новом определении  $C^*$  (14) горное давление фигурирует как в числителе, так и в знаменателе за счет учета влияния горного давления на предельное касательное напряжение. Кроме того, коэффициент формы целика будет различным для сильвинита, карналлита и каменной соли.

#### ИНЖЕНЕРНЫЙ АНАЛИЗ КЛАССИЧЕСКОГО И НОВОГО ВЫРАЖЕНИЯ СТЕПЕНИ НАГРУЖЕНИЯ ЦЕЛИКА

На рис. 2 представлены зависимости  $C$  и  $C^*$  от относительной высоты целика  $h/b$  в обрабатываемом сильвинитовом пласте Красный II для различной глубины его расположения, из которых следует, что новое значение степени нагружения превышает старое  $C^* > C$  при  $h/b < 1.5$  (глубина  $H = 300 - 350$  м) и при  $h/b < 1.25$  (глубина  $H = 400$  м).

Это означает, что в диапазоне относительно жестких (широких и средних) целиков классическое определение  $C$  завышает расчетное время устойчивого состояния, что может приводить на практике к преждевременному погашению очистных пустот.

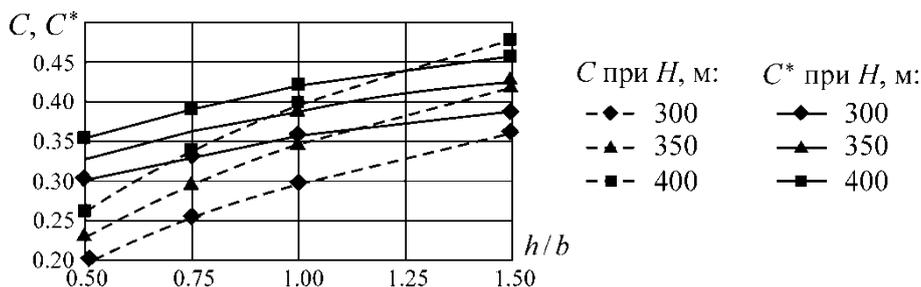


Рис. 2. Зависимость степени нагружения целика от его относительной высоты

Для относительно податливых (высоких) целиков, наоборот, классическое определение  $C$  ведет к занижению времени устойчивого состояния и неоправданным потерям добычи полезного ископаемого. Еще большее отличие будет иметь расчетное время устойчивого состояния целиков, показанное на рис. 3, поскольку оно нелинейным образом зависит от степени нагружения [12].

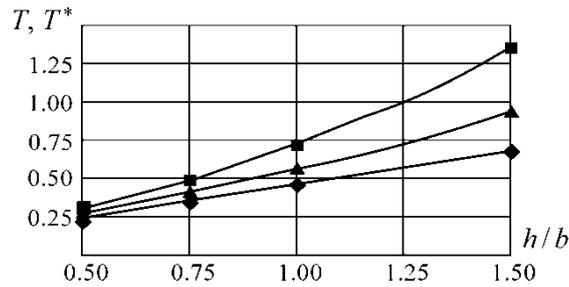


Рис. 3. Зависимость отношения времен устойчивого состояния целика, определенных по новому и классическому значению степени нагружения от его относительной высоты

Время устойчивого состояния целика  $T$  находится по классическому значению степени нагружения  $C$ , а  $T^*$  — через новое значение  $C^*$ , остальные обозначения соответствуют рис. 2.

**СРАВНЕНИЕ ВЕЛИЧИН КЛАССИЧЕСКОЙ И НОВОЙ СТЕПЕНИ НАГРУЖЕНИЯ ЦЕЛИКА НА ПРИМЕРЕ НЕКОТОРЫХ УЧАСТКОВ ШАХТНЫХ ПОЛЕЙ ВКМКС**

Рассмотрим некоторые участки шахтных полей рудников СКРУ-1 (жесткие целики) и БКПРУ-2 (податливые целики), обрабатываемые по двум и более пластам. Оседания междукамерных целиков на разных пластах оценивались независимо друг от друга. Подобные расчеты имеют смысл при достаточно мощном и прочном междупластье, когда время устойчивого состояния целиков меньше времени устойчивого состояния междупластья. Очевидны существенные различия по времени устойчивого состояния целиков (рассчитывалось по методике [12]) при использовании  $C$  или  $C^*$ . Исходя из расчетов и сравнения их с немногочисленными данными натуральных измерений, выполненных маркшейдерскими службами ПАО “Уралкалий” (Пермский край) на указанных участках, сделан вывод, что потеря устойчивости целиков в результате ползучести лучше описывается с помощью нового определения степени нагружения целика  $C^*$ .

Результаты расчетов обобщены в виде диаграммы и приведены на рис. 4, где показаны вычисленные значения классической и новой степеней нагружения для целиков различного типа (жесткие и податливые), на основании чего установлены следующие закономерности:

$$\begin{cases} C < C^* \text{ и } T > T^* & \text{при } \{C, C^*\} < 0.4, \\ C = C^* \text{ и } T = T^* & \text{при } 0.4 \leq \{C, C^*\} \leq 0.5, \\ C > C^* \text{ и } T < T^* & \text{при } \{C, C^*\} > 0.5. \end{cases} \quad (15)$$

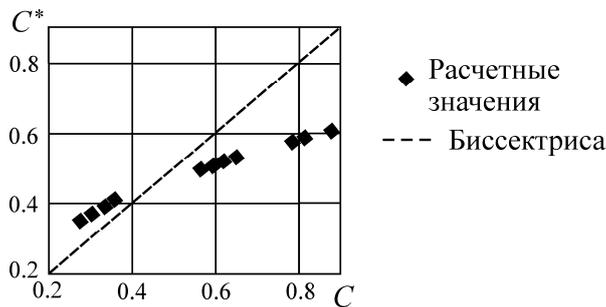


Рис. 4. Диаграмма соотношения  $C$  и  $C^*$

**ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ РЕЛЬЕФА МЕСТНОСТИ НА ВЕЛИЧИНУ ГОРНОГО ДАВЛЕНИЯ НА УРОВНЕ ОТРАБАТЫВАЕМЫХ ПЛАСТОВ**

Исследуем еще один фактор, оказывающий влияние на величину горного давления  $\gamma H$  на уровне обрабатываемых пластов, входящего в выражение для степени нагружения целика как нового, так и классического.

Оценку влияния разности высот проводили в рамках плоской деформации с использованием пакета ANSYS. Проанализированы три варианта: мульда (вариант 1); породные слои и земная поверхность параллельны горизонтали (вариант 2); возвышенность (вариант 3). Будем считать расположение пластов и земной поверхности симметричным относительно мульды или возвышенности, это дает возможность рассмотреть только половину области (левая вертикальная граница области — плоскость симметрии).

В расчете учтены основные слои, слагающие породный массив и располагающиеся сверху вниз от земной поверхности: пестроцветная толща, терригенно-карбонатная толща, соляно-мергельная толща и входящая в ее состав переходная пачка, покровная каменная соль, сильвинито-карналлитовая зона, сильвинитовый пласт АБ, междупластовая каменная соль Красный П–А, сильвинитовый пласт Красный П, подстилающая каменная соль с соответствующими физико-механическими характеристиками [13]. Физические уравнения соляных пород включали упругие и пластические деформации, а также деформации ползучести [11].

Задачу оценки естественного поля напряжений решали шагами по времени до установления в слоях, сложенных каменной солью, реологически равновесного поля напряжений, близкого к гидростатическому. Фрагменты расчетных схем (варианты 1 и 3) с полями вертикальных напряжений показаны на рис. 5. Отметим, что расстояния от кровли пласта АБ до мульды земной поверхности (вариант 1) и от кровли пласта АБ до возвышенности земной поверхности (вариант 3) совпадали и равнялись 324 м.

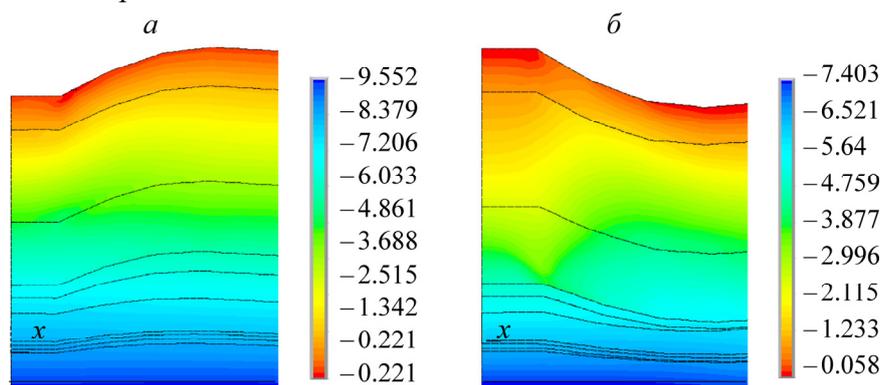


Рис. 5. Поля вертикальных напряжений (МПа) для вариантов 1 (а) и 3 (б)

Перепад высот для вариантов 1 и 3 принят одинаковым, равным 75 м. Расстояние по горизонтали между перепадами высот 250 м, расстояние между левой и правой вертикальными границами расчетной области 700 м. Значение горного давления в левой части (плоскости симметрии) расчетной области по нормативному документу [1] составило  $\gamma H = 0.0215 \text{ МН/м}^3 \cdot 324 \text{ м} = 6.97 \text{ МПа}$ . В интересующем нас месте (кровля пласта АБ) расчетное значение горного давления под мульдой (вариант 1)  $\sigma_y = 8.26 \text{ МПа}$  (превышает стандартное значение на 18%), под возвышенностью (вариант 3)  $\sigma_y = 6.16 \text{ МПа}$  (меньше стандартного значения на 12%).

Таким образом, в данном расчете показано значительное отличие реального горного давления на уровне обрабатываемых пластов от вычисляемого согласно [1]. Причем под мульдами давление увеличивается (на 15–20%), а под возвышенностями уменьшается (на 8–12%). Этот эффект объясняется ползучестью соляных пород. Под мульдой происходит дополнительное поджатие за счет “сползания” в нее соседних возвышенных слоев, под возвышенностью — разгрузка за счет “сползания” в окрестные более низкие области.

На рис. 6 показаны зависимости отношения реального горного давления к давлению, вычисленному по нормативному документу [1]  $\sigma_y/\gamma H$ , от расстояния вдоль кровли пласта АБ от левой границы расчетной области для вариантов 1 и 3, где видно значительное превышение  $\sigma_y/\gamma H$  единицы для варианта 1 (более 20% на расстоянии до 60 м от центра мульды; более 10% на расстоянии до 130 м). Для варианта 3, наоборот, превышение до 15% наблюдается на расстоянии более 180 м от центра возвышенности.

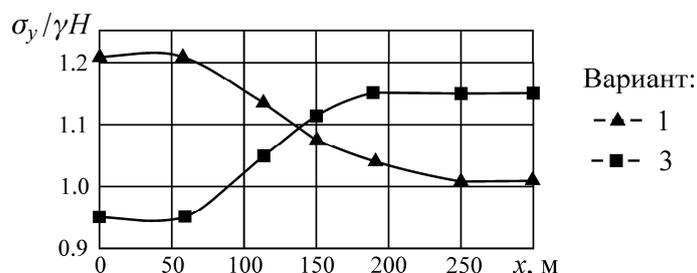


Рис. 6. Зависимость  $\sigma_y/\gamma H$  от расстояния от левой границы (плоскости симметрии) расчетной области вдоль кровли пласта АБ

Отметим, что полученные результаты носят частный характер, так как рассматривалась модельная ситуация с достаточно крутой мульдой (поднятием). Тем не менее перепады земного рельефа и границ пластов сказываются на полях перемещений, напряжений и деформаций, что отражается на величине горного давления.

В инженерных методиках, основанных на понятии степени нагружения целика, при расчете параметров отработки необходимо учитывать перепады земного рельефа и границ пластов. Это можно сделать путем введения поправочных коэффициентов, которые определяются численным расчетом напряженно-деформированного состояния вертикального разреза данного участка шахтного поля.

## ВЫВОДЫ

Предложена новая формулировка степени нагружения целика, основанная на более общем критерии прочности Мора, отражающая тот факт, что разрушение целиков в условиях сжатия происходит за счет развития сдвиговых процессов по определенным поверхностям.

Получены инженерные формулы для оценки новой степени нагружения, использующие процедуру усреднения напряженного состояния целиков с различной относительной высотой. Предельную кривую (огibaющую кругов Мора) рекомендовано принимать в виде касательной к двум кругам Мора, построенным по данным испытаний образцов с относительной высотой, равной 2 и 0.5 на сжатие.

В результате расчетов, проведенных для различных горно-геологических и горнотехнических условий, установлено, что классическое определение степени нагружения увеличивает время устойчивого состояния (занижает значение степени нагружения) относительно широких и средних (жестких) целиков и уменьшает время устойчивого состояния относительно узких (податливых) целиков.

Рассмотрены примеры оценки классической и новой степеней нагружения и соответствующего времени устойчивого состояния целиков для некоторых участков шахтных полей рудников БКПРУ-2 и СКРУ-1. Сделан вывод о том, что время устойчивого состояния целиков лучше прогнозируется на основе нового выражения степени нагружения целика.

Установлено, что перепады земного рельефа и границ пластов (особенно в сочетании с аномальными участками) могут оказывать достаточно сильное влияние на величину горного давления на уровне обрабатываемых пластов. Наиболее неблагоприятный вариант реализуется под мульдой земного рельефа, где расчетное горное давление может превышать значение, вычисляемое согласно нормативному документу и входящее в выражение для степени нагружения целика, на 10–15%. Расчетное давление под возвышенностью может быть меньше на 5–10% стандартного.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Указания** по защите рудников от затопления и охране объектов на земной поверхности от вредного влияния подземных горных разработок в условиях Верхнекамского месторождения калийных солей. — СПб.: ВНИИГ, 2008. — 96 с.
2. **Шевяков Л. Д.** О расчете прочных размеров и деформаций целиков // Изв. АН СССР. ОТН. — 1941. — № 7–8. — С. 27–34.
3. **Барях А. А., Самоделкина Н. А.** К расчету устойчивости целиков при камерной системе разработки // ФТПРПИ. — 2007. — № 1. — С. 11–20.
4. **Барях А. А., Асанов В. А., Самоделкина Н. А., Паньков И. Л., Телегина Е. А.** Математическое моделирование напряженно-деформированного состояния горных пород на Верхнекамском месторождении калийных солей // Горн. журн. — 2008. — № 10. — С. 30–33.
5. **Барях А. А., Лобанов С. Ю., Ломакин И. С.** Анализ изменения степени нагружения междукамерных целиков во времени на Верхнекамском месторождении солей // ФТПРПИ. — 2015. — № 4. — С. 70–82.
6. **Лобанов С. Ю., Шумихина А. Ю.** О влиянии свойств закладки на несущую способность междукамерных целиков // ГИАБ. — 2011. — № 4 — С. 24–27.
7. **Феодосьев В. И.** Сопротивление материалов. — 5-е изд. — М.: Наука, 1970. — 544 с.
8. **ГОСТ 21153.8-88.** Породы горные. Метод определения предела прочности при объемном сжатии. — М.: ГК СССР по стандартам, 1988. — 15 с.
9. **Аптуков В. Н., Мерзляков А. Ф.** О построении кругов Мора по данным испытаний образцов различной геометрии на одноосное сжатие // Изв. вузов. Горн. журн. — 2010. — № 1. — С. 109–114.
10. **Карташов Ю. М., Матвеев Б. В., Михеев Г. В., Фадеев А. Б.** Прочность и деформируемость горных пород. — М.: Недра, 1979. — 269 с.
11. **Константинова С. А., Аптуков В. Н.** Некоторые задачи механики деформирования и разрушения соляных пород. — Новосибирск: Наука, 2013. — 191 с.
12. **Рекомендации** по расчету устойчивых пролетов очистных выработок на калийных месторождениях. — Л.: ВНИИГ, 1982. — 152 с.
13. **Методическое руководство** по ведению горных работ на рудниках ОАО “Сильвинит” / ОАО “Галургия”. — Новосибирск: Наука, 2011. — 486 с.

*Поступила в редакцию 17/II 2017*