

УДК 622.831

**АНАЛИЗ ИЗМЕНЕНИЯ СТЕПЕНИ НАГРУЖЕНИЯ
МЕЖДУКАМЕРНЫХ ЦЕЛИКОВ ВО ВРЕМЕНИ
НА ВЕРХНЕКАМСКОМ МЕСТОРОЖДЕНИИ СОЛЕЙ**

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

*Горный институт УрО РАН, E-mail: bar@mi-perm.ru,
ул. Сибирская, 78а, 614007, г. Пермь, Россия*

Разработана базирующаяся на математическом моделировании напряженно-деформированного состояния конструктивных элементов камерной системы отработки и критериях обрушения пород кровли методика оценки увеличения степени нагружения междукамерных целиков во времени. Результаты расчетов отражают реальный временной масштаб изменения прочности пород и связанный с ним процесс частичного обрушения технологического междупластья с увеличением высоты целиков и разрушением их краевых частей.

Целики, кровля, математическое моделирование, степень нагружения, разрушение, длительная прочность

Применение камерной системы разработки предусматривает поддержание вышележащей толщи опорными междукамерными целиками различных размеров. Время сохранения их устойчивости определяется конкретными требованиями к технологии ведения горных работ (обеспечение безопасности очистной выемки, сроки отработки участка, отставание закладочных работ и т. д.) и зависит от комплекса горно-геологических и горнотехнических факторов.

Для условий Верхнекамского месторождения солей (ВКМС) устойчивость междукамерных целиков функционально связана с обеспечением сохранности водозащитной толщи (ВЗТ), которая отделяет водоносные горизонты от выработанного пространства рудника. Нарушение сплошности ВЗТ обуславливает прорыв пресных вод в горные выработки, интенсивное растворение соляных пород и зачастую ведет к затоплению рудника и возникновению сопутствующего комплекса негативных последствий для подработанных территорий [1, 2].

В пределах ВКМС камерной системой отрабатывают в основном два сильвинитовых пласта АБ и КрII. Интервал рабочих пластов характеризуется тонкослоистым строением с включением глинистых прослоек мощностью от нескольких миллиметров до десятков сантиметров. Их наличие резко снижает устойчивость пород кровли очистных камер, отмечается ее интенсивное расслоение и обрушение соляных пород технологического междупластья АБ–КрII. Это вызывает снижение несущей способности междукамерных целиков, а в некоторых случаях приводит к остановке очистных работ. Экспериментальные исследования, выполненные в работах [3–6], позволили установить ряд закономерностей деформирования и разрушения несущих элементов камерной системы разработки, которые положены в основу инженерной методики их расчета, включенной в нормативный документ по защите калийных рудников от затопления [7]. В част-

ности, определение степени нагружения междукамерных целиков [7] базируется на методике Турнера–Шевякова [8, 9], модифицированной с учетом результатов выполненных на ВКМС экспериментальных исследований:

$$C = \xi \frac{\gamma(a+b)H_0}{bk_f\sigma_m}, \quad (1)$$

где ξ — коэффициент, учитывающий изменение нагрузки на целики вследствие влияния различных горнотехнических факторов (пригрузка от солеотвалов, опорное давление, наличие межходовых целиков и др.); γ — объемный вес пород; H_0 — максимальное значение расстояния от земной поверхности до кровли целиков; a — ширина очистных камер; b — ширина междукамерных целиков; k_f — коэффициент формы целиков; σ_m — прочность пород в массиве.

Для соляных пород коэффициент формы конкретизируется соотношением

$$k_f = \begin{cases} \sqrt{2\lambda} & \text{при } \lambda \leq 0.5, \\ \beta_0(1 + \beta_m\lambda) & \text{при } \lambda > 0.5, \end{cases} \quad (2)$$

где $\lambda = b/m$ (m — высота целика); β_0, β_m — параметры аппроксимации, $\beta_0 = 0.654$; $\beta_m = 1.06$.

Агрегатная прочность пород в массиве рассчитывается по формуле

$$\sigma_m = k_0\sigma_0, \quad k_0 = k_mk_ck_l, \quad (3)$$

где k_m — коэффициент, учитывающий влияние масштабного фактора, $k_m \geq 1$; k_c — коэффициент, учитывающий влияние глинистых прослоек, $k_c \leq 1$; k_l — коэффициент, учитывающий влияние прорезки целиков, $k_l \geq 1$; σ_0 — эквивалентная (приведенная) прочность пород, слагающих целики.

Коэффициент, учитывающий влияние глинистых прослоек, определяется из выражения

$$k_c = \begin{cases} \alpha_c(1 + \beta_c\sqrt{0.05 - \delta_c}) \\ \alpha_c(1 - \beta_c\sqrt{\delta_c - 0.05}) \end{cases} \text{ при } \begin{cases} 0 \leq \delta_c \leq 0.05, \\ 0.05 < \delta_c \leq 0.35, \end{cases} \quad (4)$$

где $\alpha_c = 0.86$; $\beta_c = 0.7281$, δ_c — относительное содержание глинистых прослоек.

Отметим, что по своему физическому смыслу степень нагружения целика является величиной обратной коэффициенту запаса прочности.

Инженерная формула (1), обладая ограничениями, присущими методу Турнера–Шевякова, обеспечивает вполне приемлемую для практики точность оценок только для простых горногеологических и горнотехнических условий разработки. Современные подходы, основанные на методах математического моделирования, использовались лишь для анализа устойчивости кровли выработок, пройденных в слоистом соляном массиве [10, 11]. При этом глинистые прослои учитывались интегрально, а влияние процессов разрушения кровли на несущую способность целиков практически не рассматривалось.

Целью представленных исследований является математическое моделирование взаимосвязанного изменения во времени напряженно-деформированного состояния системы “целик–кровля (технологическое междупластье)” и анализ ее долговременной устойчивости.

МЕТОДИКА МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

Оценка изменения степени нагружения междукамерных целиков в процессе обрушения технологического междупластья АБ–КрII основывалась на математическом моделировании напряженно-деформированного состояния двухпластового камерного блока [12]. Принципиальная расчетная схема задачи представлена на рис. 1.

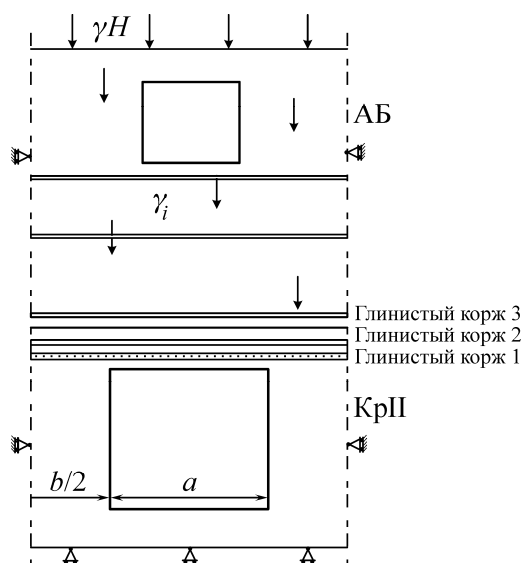


Рис. 1. Принципиальная схема расчета

Рассматривался камерный блок, находящийся под действием массовых сил интенсивностью γ_i (γ_i — удельный вес пород). На верхней горизонтальной границе задавалась распределенная нагрузка γH (H — расстояние до земной поверхности). На боковых границах отсутствовали горизонтальные, а на нижней — вертикальные смещения. В интервале междупластья рабочих пластов выделялись прослой глины и глинистые коржи. Нагружение целика в процессе ведения очистных работ учитывалось путем изменения эффективной нагрузки от γH на начальном этапе проходки камеры до $\gamma H(a+b)/b$ в зоне полной подработки.

Математическое моделирование процесса разрушения междупластья проводилось в постановке плоской деформации. Напряженное состояние камерного блока описывалось идеальной упруго-пластической средой, для которой связь между деформациями и напряжениями на допредельной стадии определялась законом Гука. Предельные напряжения в области сжатия вычислялись по линейной огибающей кругов Мора:

$$\tau_{\max} = \tau_{pr} = C + \sigma_n \operatorname{tg} \varphi, \quad (5)$$

где коэффициент сцепления C и угол внутреннего трения φ определяются пределом длительной прочности соляных пород при одноосном сжатии [13] $\sigma_\infty = 0.35\sigma_c$ и пределом прочности пород при растяжении σ_r :

$$C = \frac{\sigma_r \sigma_\infty}{\sigma_r + \sigma_\infty}; \quad \varphi = \operatorname{arctg} \left(\frac{\sigma_\infty - \sigma_r}{\sigma_r + \sigma_\infty} \right). \quad (6)$$

В выражении (5) τ_{\max} и σ_n вычисляются через значения главных напряжений:

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

где для условий плоской деформации главные напряжения определяются по формулам

$$\sigma_1, \sigma_3 = \frac{1}{2} \left[(\sigma_x - \sigma_y) \pm \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4\tau_{xy}^2} \right]. \quad (7)$$

В области растяжения предельное напряжение ограничивалось пределом прочности на растяжение:

$$\sigma_1 = \sigma_r.$$

Численная реализация осуществлялась методом конечных элементов в перемещениях [14] с дискретизацией рассматриваемой области на треугольные элементы первого порядка. Конечно-элементное решение упруго-пластической задачи основывалось на методе начальных напряжений [15].

При численном моделировании деформирования глинистых контактов между слоями использовались контактные элементы Гудмана [16]. Связь нормального напряжения (σ_n) с соответствующей деформацией (δ_n) описывалась линейным уравнением

$$\sigma_n = k_n \delta_n, \quad (8)$$

где k_n — нормальная жесткость контакта. При $\delta_n > 0$ контакт считался раскрытым и в (8) принималось $k_n = 0$.

Для касательных напряжений (τ_s), действующих по линии глинистого контакта, связь с деформацией сдвига (δ_s) определялась трехзвенной кусочно-линейной аппроксимацией [17]:

$$\tau_s = \begin{cases} k_s \delta_s & \text{при } 0 < \delta_s \leq \delta_p, \\ \tau_p - k_m (\delta_s - \delta_p) & \text{при } \delta_p < \delta_s \leq \delta^*, \\ \tau^* & \text{при } \delta_s > \delta^*, \end{cases} \quad (9)$$

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) вычислялось согласно уравнению Кулона:

$$\tau_p = C_\kappa + \sigma_n \operatorname{tg} \varphi_\kappa, \quad (10)$$

где C_κ — коэффициент сцепления контакта; φ_κ — его угол внутреннего трения.

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 [12, 18] условие: выход зоны действия растягивающих напряжений на обнажение (граница “массив – камера”) и достижение областью сдвиговой трещиноватости зоны расслоения по глинистым контактам.

Количественное соответствие между степенью нагружения междукамерных целиков и инвариантами их напряженного состояния обосновано в работе [19], где в качестве условия прочности соляных пород принимался энергетический критерий

$$K = \sigma_i / \sigma_m \leq 1. \quad (11)$$

В выражении (11) σ_m — агрегатная прочность пород в массиве, $\sigma_i = \sqrt{I_2(D_\sigma)}$ — 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 [19]:

$$C = K^*. \quad (12)$$

Установленное соответствие в виде соотношения (13) имеет принципиально важное значение для расчета степени нагружения междукамерных целиков. Параметр K^* , в отличие от рас-

чета степени нагружения междукамерных целиков C , отражает особенности их напряженного состояния, обусловленные всем разнообразием горнотехнических и горно-геологических условий камерной системы разработки.

Базовое параметрическое обеспечение основывалось на представительных физико-механических испытаниях соляных пород [13] и определениях свойств глинистых прослоев и коржей [12, 13]. Калибровка математической модели проводилась по результатам комплекса натурных исследований [12].

ОЦЕНКА ИЗМЕНЕНИЯ СТЕПЕНИ НАГРУЖЕНИЯ ЦЕЛИКОВ В ПРОЦЕССЕ РАЗРУШЕНИЯ КОНСТРУКТИВНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ КАМЕРНОЙ СИСТЕМЫ РАЗРАБОТКИ

Предложенный подход использовался для математического моделирования изменения напряженного состояния междукамерных целиков в зависимости от постепенного разрушения технологического междупластья для условий субгоризонтального залегания пластов [20]. Рассматривались два варианта отработки пластов АБ и КрП с межосевым расстоянием ($l = a + b$) 27 м (“широкие” камеры) и 12 м (“узкие” камеры). Для обоих вариантов расчетная (исходная) степень нагружения целиков являлась примерно постоянной и составляла: пласт КрП — 0.35; пласт АБ — 0.25. Мощность технологического междупластья h при математическом моделировании варьировалась в диапазоне от 2 до 8 м. Разрушение междупластья анализировалось в динамике развития этого процесса в соответствии с предложенными критериями обрушения пород кровли.

На рис. 2 иллюстрируется изменение степени нагружения целиков на пласте КрП в зависимости от мощности технологического междупластья (кривые 1). Анализ результатов многовариантного математического моделирования показывает, что при значительной ширине очистных камер (рис. 2а, $l = 27$ м) реализуются все формы разрушения: образование трещин отрыва и сдвига, расслоение глинистых контактов, которые обуславливают обрушение коржевой части междупластья. При этом кривые на рис. 2а имеют экстремум, соответствующий наибольшей мощности междупластья, для которой может реализоваться процесс его полного разрушения.

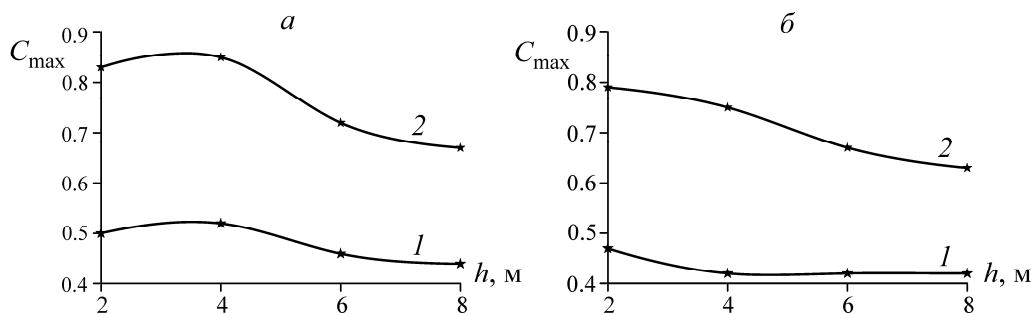


Рис. 2. Изменение степени нагружения целика (а — $l = 27$ м; б — $l = 12$ м) в зависимости от исходной мощности междупластья (1 — без учета разрушения краевых частей целика; 2 — с учетом)

Для второго варианта отработки (рис. 2б, $l = 12$ м) вследствие меньшей ширины очистных камер процесс разрушения междупластья развивается в основном только за счет действия растягивающих напряжений и образования трещин отрыва. Полное обрушение междупластья происходит при его мощности $h = 2$ м, и формально на рис. 2б экстремум отсутствует. При значительной мощности междупластья его разрушение завершается образованием устойчивого свода в кровле очистной камеры. Высота этого свода Δm практически не зависит от мощности междупластья, а степень нагружения междукамерных целиков определяются его вновь сформированной высотой ($m + \Delta m$) и стремится к некоторой постоянной величине, превышающей ее исходное расчетное значение ($C_0 = 0.35$).

Натурные наблюдения за состоянием несущих элементов камерной системы разработки [20] показывают, что в реальных условиях ВКМС процессы обрушения междупластья и разрушения целиков протекают взаимосвязано. Обрушение кровли вызывает снижение несущей способности целиков, а разрушение их краевой части ведет к увеличению пролета очистных камер и оказывает негативное влияние на устойчивость междупластья. В этой связи рассматривался процесс изменения степени нагружения междукамерных целиков вследствие одновременного разрушения их краевых частей и обрушения технологического междупластья. Расчетная схема задачи соответствовала рис. 1. Математическое моделирование, выполненное согласно изложенной методике, включало анализ напряженно-деформированного состояния камерного блока, критериальную оценку разрушения технологического междупластья и целиков с последующим определением изменения их степени нагружения. Динамика разрушения несущих элементов камерной системы разработки в процессе формирования выработанного пространства приведена на рис. 3. К моменту образования устойчивого свода в кровле очистной камеры пласта КрII степень нагружения целика меняется с 0.35 до 0.7, ширина уменьшается на 2 м, а его высота увеличивается на 2.5 м (рис. 3а–д). Степень нагружения целика пласта АБ остается практически без изменений.

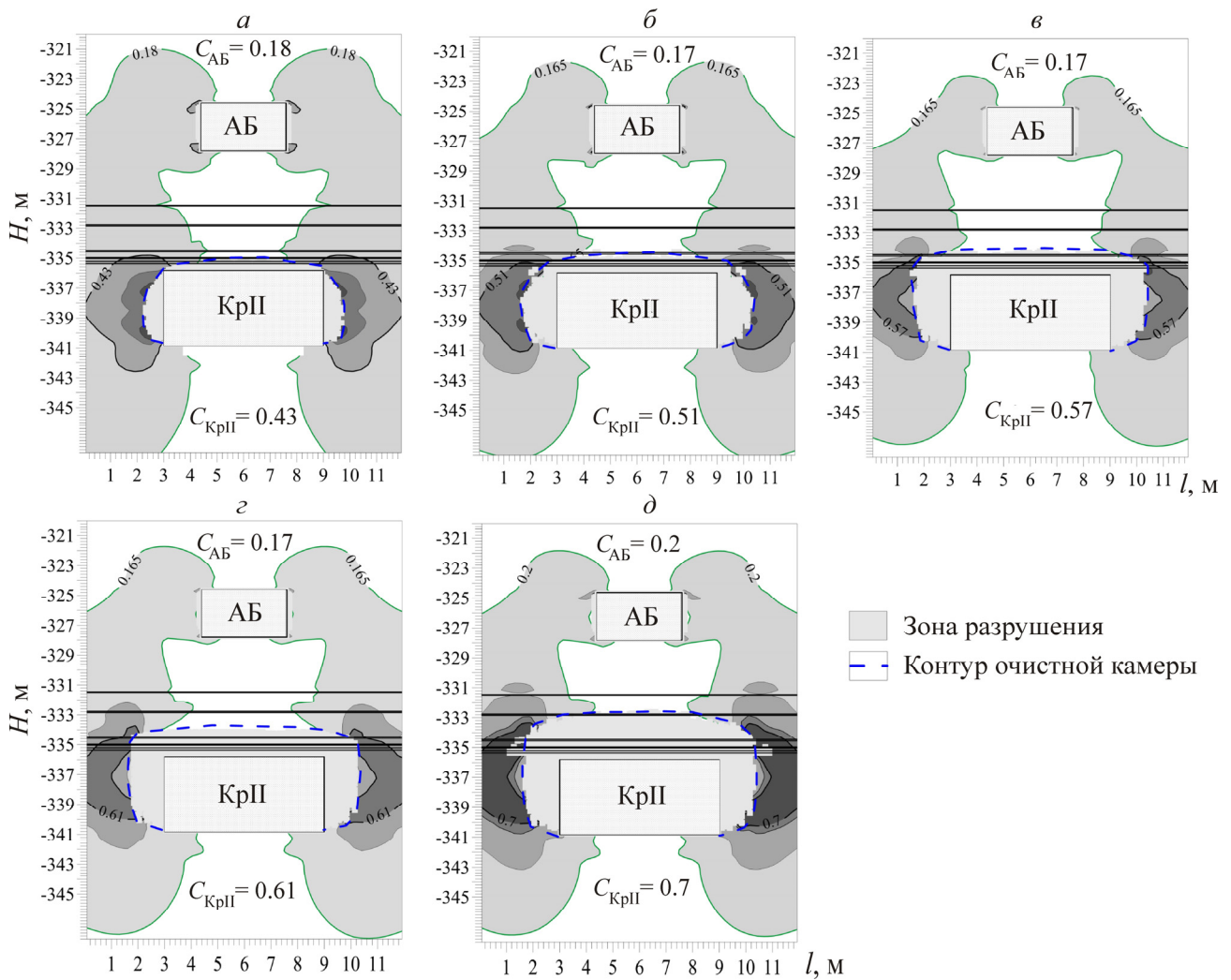


Рис. 3. Изменение степени нагружения междукамерных целиков при межосевом расстоянии $l = 12$ м в процессе разрушения несущих элементов камерной системы разработки (мощность междупластья $h = 8$ м)

Характер изменения степени нагружения междукамерных целиков в зависимости от мощности технологического междупластья показан на рис. 2. В целом учет разрушения краевых частей целиков качественно не влияет на вид этих графиков. Здесь также имеет место экстремум, особенно выраженный для “широких” камер (рис. 2а, кривая 2). Однако при этом, вследствие разрушения краевых частей целиков, отмечается существенное увеличение (в 2 раза и более) исходной расчетной степени их нагружения.

ОЦЕНКА ИЗМЕНЕНИЯ НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ ЦЕЛИКОВ ВО ВРЕМЕНИ

Соляные породы относятся к геоматериалам, которые под нагрузкой проявляют выраженные реологические свойства. Натурные наблюдения показывают, что деформирование междукамерных целиков во времени реализуется в основном в режиме ползучести с постепенной потерей их несущей способности [21]. Причем снижение прочностных и деформационных свойств соляных пород во времени играет доминирующую роль в проявлении реологических процессов. Это позволяет для анализа влияния временного фактора на степень нагружения целиков использовать в расчетах разработанную процедуру переменных модулей деформации [22], а математическое описание изменения прочностных характеристик выполнять в соответствии с экспериментальными данными о кривой длительной прочности.



Рис. 4. Кривая длительной прочности красного сильвинита

Построение кривых длительной прочности, как правило, проводится по результатам лабораторных испытаний на ползучесть при различных уровнях нагружения. На рис. 4 показана характерная кривая длительной прочности красного сильвинита [13]. Полученное согласно этим результатам среднее значение предела длительной прочности $\sigma_{\infty} = 0.35\sigma_c$ в целом не противоречит фактическим данным. Однако временной масштаб построения кривой длительной прочности (продолжительность лабораторных испытаний) не соответствует реальным процессам. Результаты математического моделирования показывают [23], что включение в расчеты кривой длительной прочности в данном виде обуславливает значимое ускорение процессов разрушения междукамерных целиков, которое измеряется месяцами. В действительности срок их устойчивого состояния составляет десятки лет.

В связи с этим предложен новый подход построения кривой длительной прочности (несущей способности) междукамерных целиков, основанный на анализе графиков нарастания оседаний земной поверхности.

Результаты долговременных сейсмологических наблюдений на шахтных полях ВКМС показывают [24], что интенсификации сдвижения земной поверхности предшествует значимое увеличение сейсмической активности на уровне рабочих пластов с задержкой, равной примерно 1–1.5 года. Это является свидетельством устойчивой взаимосвязи разрушения несущих элементов камерной системы разработки и процесса оседания земной поверхности.

Для условий ВКМС нарастание оседаний может быть описано “сигмоидальной” кривой [25]. Характерный вид нарастания оседаний, построенный по фактическим данным маркшейдерских наблюдений, представлен на рис. 5. Его анализ позволяет выделить три основных этапа развития сдвижения земной поверхности, непосредственно связанных с деформированием и разрушением междукамерных целиков. Первый этап (область I) — относительно медленное увеличение во времени вертикальных смещений, второй (область II) — активизация сдвижения и значительный рост скоростей оседания, третий (область III) — стабилизация и затухание процесса, выражающееся в снижении скоростей оседаний и “выходом” на асимптотические значения, которые соответствуют конечным оседаниям $\eta_{ok} = 0.9m\omega$ (ω — коэффициент извлечения руды с пласта). Первый этап развития процесса сдвижения может ассоциироваться с допредельной стадией деформирования целиков. В зависимости от степени нагружения междукамерных целиков его продолжительность колеблется от первых месяцев до нескольких десятилетий. Второй этап идентифицирует достижение предела несущей способности междукамерных целиков, а третий — их деформирование в запредельном режиме с постепенным переходом на стадию остаточной прочности. В этом случае переход от второго этапа к третьему будет определять время разрушения междукамерных целиков (t_r).

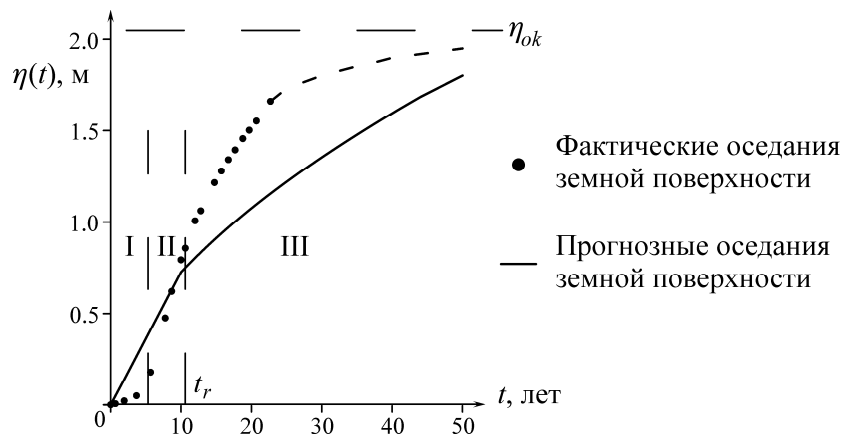


Рис. 5. Нарастание оседаний земной поверхности

Согласно выражению (1), расчетная степень нагружения междукамерных целиков C определяет отношение действующей средней нагрузки P к их несущей способности Q . В соответствии с действующими нормативными документами [7] этот показатель является постоянным на протяжении всего срока службы целиков. Однако, как показывает практика, это не соответствует действительности. С течением времени, при постоянном действии гравитационных сил, несущая способность целиков снижается не только вследствие обрушения кровли, но и в результате проявления реологических свойств:

$$C(t) = P / Q(t). \quad (13)$$

При этом в (13) $Q(t)$ является аналогом длительной прочности, а аргумент t определяет время сохранения устойчивого состояния целиков и соответствующую ему степень их нагружения.

Представим $Q(t)$ в виде соотношения $Q(t) = k(t)Q_0$, где $k(t)$ терминологически является коэффициентом длительной прочности; Q_0 — мгновенная несущая способность. Исходя из этих соображений, легко получить

$$k(t) = \frac{Q(t)}{Q_0} = c(t) = \frac{C_0}{C(t)}. \quad (14)$$

Здесь $c(t)$ определяет относительное увеличение начальной степени нагружения в процессе разрушения конструктивных элементов камерной системы разработки. Вместе с тем при конкретном $t = t_r$ в выражении (14) $C(t_r) = 1$. Тогда при вариации времени разрушения $C_0(t_r) = c(t_r) = k(t)$ будет аналогом коэффициента длительной прочности.

Построение графика коэффициента длительной прочности по данным наблюдений за сдвижением земной поверхности связано с рядом объективных трудностей. Во-первых, как правило, на месторождении обрабатываются несколько рабочих пластов и достаточно сложно определить вклад каждого из них в общий характер нарастания оседаний. Во-вторых, наряду с собственно реологическими процессами в подработанном массиве реализуются также разрушения кровли, технологического междупластья и других элементов камерной системы, которые оказывают влияние на несущую способность целиков. В этой связи целесообразно для построения кривой длительной прочности использовать прогнозные графики нарастания оседаний земной поверхности [7]. Несмотря на их определенные издержки (отсутствие четких границ перехода от одной стадии процесса сдвижения к другой, рис. 5) их анализ позволяет выделить точку перегиба и построить графики коэффициента длительной прочности в реальном масштабе времени (рис. 6).

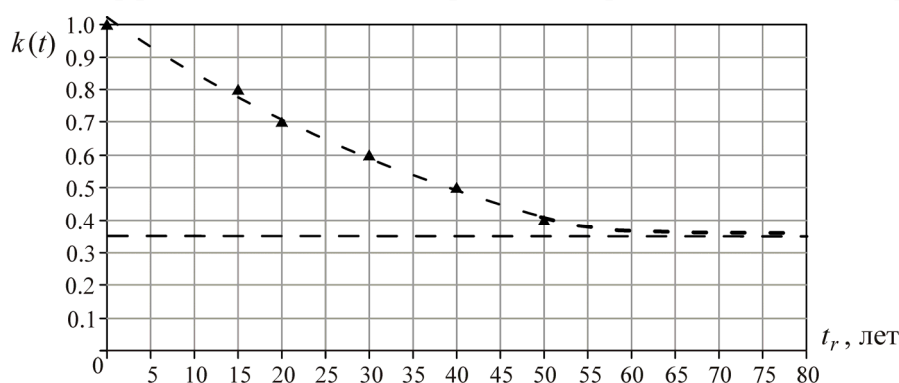


Рис. 6. График коэффициента длительной прочности междукамерных целиков

ВЛИЯНИЕ ФАКТОРА ВРЕМЕНИ НА СТЕПЕНЬ НАГРУЖЕНИЯ ЦЕЛИКОВ. ВЕРИФИКАЦИЯ ПОЛУЧЕННЫХ РЕЗУЛЬТАТОВ

Анализ изменения степени нагружения междукамерных целиков во времени базировался на математическом моделировании напряженно-деформированного состояния камерного блока (см. рис. 1), критериальной оценке разрушения технологического междупластья и краевых частей целиков в соответствии с изложенной выше методикой. При этом в расчетах учитывалась кривая длительной прочности, построенная на основе прогнозных графиков нарастания оседаний земной поверхности (рис. 6).

Рассматривалось четыре варианта камерной системы разработки с исходной расчетной степенью нагружения междукамерных целиков на пласте КрII: 0.4; 0.5; 0.6; 0.7. На верхнем обрабатываемом пласте АБ степень нагружения оставалась постоянной и составляла примерно 0.2. Мощность технологического междупластья h при математическом моделировании принималась равной 8 м.

Геомеханические расчеты представляли собой серии численных экспериментов в виде временной пошаговой процедуры. На каждом шаге решалась задача определения временного отрезка, в течение которого степень нагружения целика C , вследствие разрушения несущих элементов камерной системы разработки и снижения прочностных свойств, увеличивалась примерно на 0.1. Вычисления продолжались до полной потери несущей способности междукамерного целика ($C = 1$).

Результаты расчета изменения степени нагружения междукамерных целиков пласта КрII во времени в процессе разрушения его краевых частей и технологического междупластья для варианта $C = 0.4$ приведены на рис. 7. Как видно (рис. 7а), увеличение степени их нагружения с 0.4 до 0.52 реализуется в течение времени $t_1 = 12$ лет. За этот период ширина целика уменьшается на 1 м, а его высота увеличивается на 0.5 м.

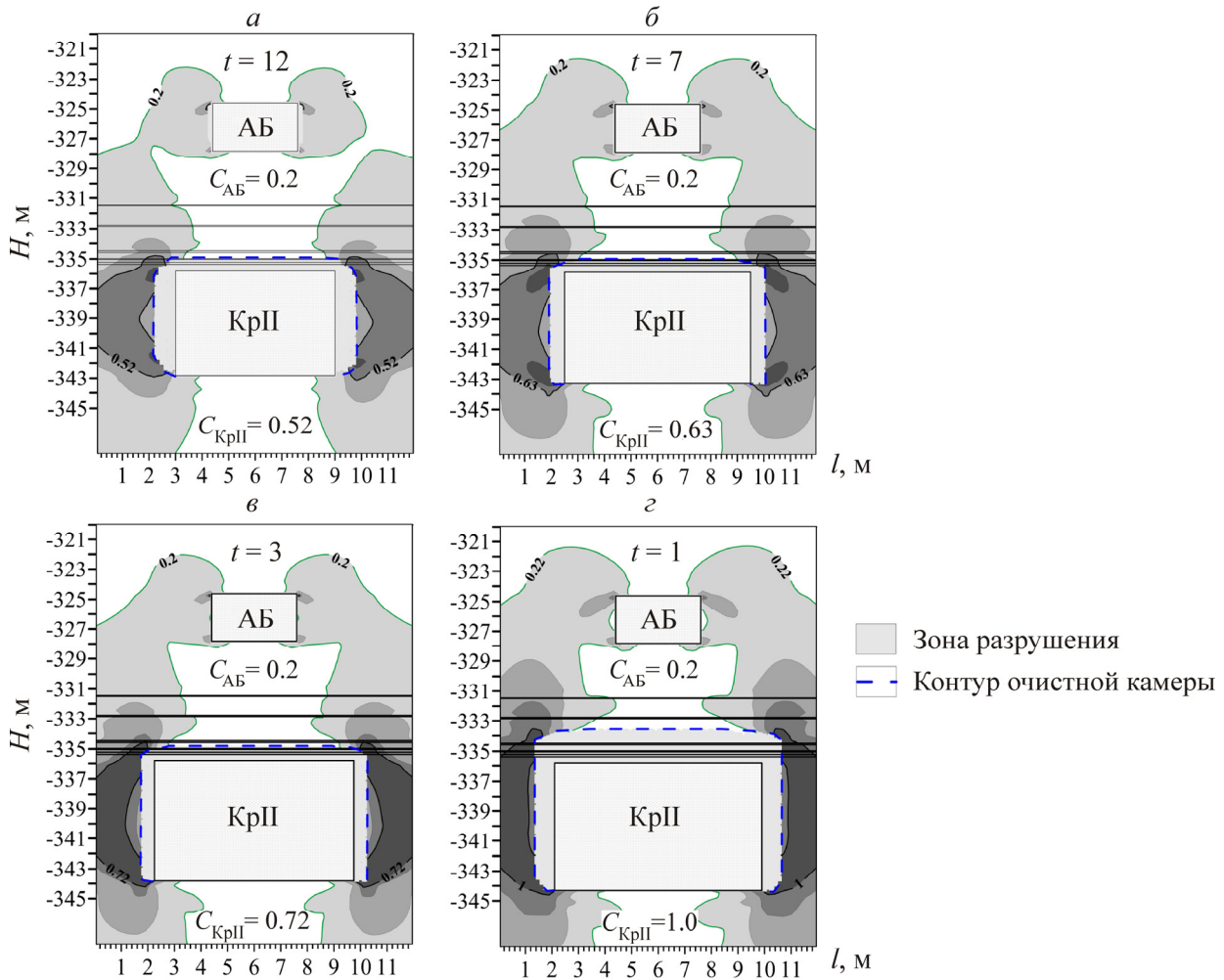


Рис. 7. Изменение степени нагружения междукамерных целиков во времени при начальной степени их нагружения $C_{КрII} = 0.4$

Измененные параметры несущих элементов камерной системы отработки пласта КрII составляют основу следующего этапа математического моделирования (рис. 7б). Время изменения степени нагружения целика с 0.52 до 0.63 составляет $t_2 = 7$ лет (рис. 7б), а с 0.63 до 0.72 — $t_3 = 3$ года (рис. 7в). С этого момента полная потеря его несущей способности ($C_{КрII} = 1.0$) оценивается в 1 год (рис. 7г). Таким образом, общее время разрушения междукамерных целиков на пласте КрII с начальной степенью нагружения $C_0 = 0.4$ при принятых в расчетной схеме горно-геологических условиях составляет 23 года. Аналогичная процедура математического моделирования выполнялась и для остальных принятых начальных степеней нагружения целиков на пласте КрII. Согласно полученным оценкам, при $C_0 = 0.5$ время потери устойчивости целиков составляет 15 лет, при $C_0 = 0.6$ — 8.5 года и при $C_0 = 0.7$ — 1.5 года (рис. 8).

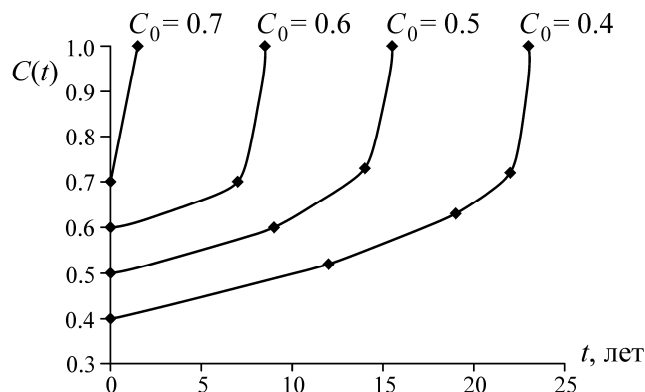


Рис. 8. Изменение степени нагружения целиков во времени

Отметим, что на пласте АБ конструктивные элементы камерной системы разработки не подвергаются существенному разрушению и степень их нагружения остается в пределах $C_{AB} = 0.2$ (рис. 7).

Трансформация результатов математического моделирования (рис. 8) в зависимость, построенную в координатах “ $C_0 - t_r$ ” (кривая 1, рис. 9), согласно (13), (14), является аналогом графика коэффициента длительной прочности. В этой связи верификация полученных расчетных оценок может базироваться на фактической информации о развитии сдвижения во времени, которая отражает весь комплекс геомеханических процессов, сопровождающих деформирование междукамерных целиков: разрушение их краевых частей, обрушение кровли, эффекты ползучести. Ее анализ проводился в соответствии со схемой, приведенной на рис. 5.

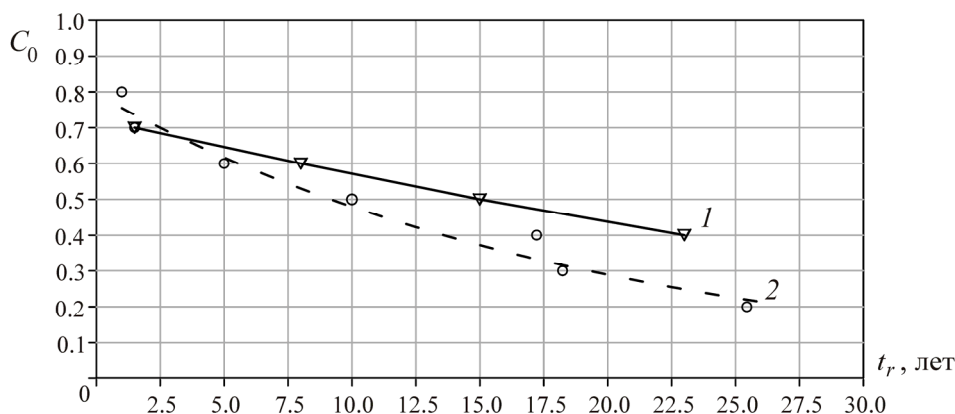


Рис. 9. Зависимость времени разрушения междукамерных целиков от исходной расчетной степени их нагружения: 1 — результаты математического моделирования; 2 — фактические данные

Кривые нарастания оседаний земной поверхности группировались по значениям исходной расчетной степени нагружения целиков на пласте КрII ($C_0 = 0.2-0.3$; $0.3-0.4$; $0.4-0.5$; $0.5-0.6$; $0.6-0.7$). По результатам их статистической обработки для каждого заданного интервала степени нагружения установлено время разрушения междукамерных целиков. Данные оценки, также представленные в координатах “ $C_0 - t_r$ ”, иллюстрируются в виде кривой 2 на рис. 9.

Несмотря на различие горно-геологических условий, для которых получены кривые нарастания оседаний, в том числе и от обобщенной расчетной схемы, между результатами математического моделирования и средними фактическими данными наблюдается вполне приемле-

мое соответствие. Это указывает на принципиальную возможность использования предложенного подхода для оценки изменения степени нагружения междукамерных целиков во времени, что имеет важное значение для практики обеспечения безопасности горных работ на калийных рудниках.

ВЫВОДЫ

На основе анализа прогнозного нарастания оседаний земной поверхности построены аналогии кривых длительной прочности соляных пород в реальном масштабе времени. Полученные кривые в качестве параметрического обеспечения составили основу математического моделирования изменений напряженно-деформированного состояния структурно-неоднородных элементов горнотехнических систем во времени.

Разработана методика оценки увеличения степени нагружения междукамерных целиков во времени, учитывающая длительную прочность пород и взаимосвязанный процесс частичного обрушения технологического междупластья и разрушения краевых частей целиков.

Результаты численных расчетов, согласно предложенной схеме анализа развития процесса сдвижения, сопоставлялись с оценками, полученными по фактическим кривым нарастания оседаний. Выполненная верификация показала приемлемое соответствие результатов математического моделирования натурным данным.

Таким образом, предложен новый подход для определения изменения степени нагружения междукамерных целиков во времени, который имеет важное значение для обеспечения безопасности горных работ и защиты калийных рудников от затопления.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Шиман М. И. Предотвращение затопления калийных рудников. — М.: Недра, 1992.
2. Красноштейн А. Е., Барях А. А., Санфиоров И. А. Горнотехнические аварии: затопление Первого Березниковского калийного рудника // Вестн. Пермского научного центра. — 2009. — № 2.
3. Юдин Р. Э., Марakov В. Е., Сивков Е. С. и др. Контроль за напряженно-деформированным состоянием целиков и кровли очистных камер в рудниках Верхнекамского калийного месторождения / Контроль, прогнозирование и управление состоянием пород в калийных рудниках. — Л.: ВНИИГ, 1985.
4. Нестеров М. П. Об инженерных методах расчета ленточных целиков // Горн. журн. — 1968. — № 9.
5. Serata S. and Schults W. G. Application of stress control in deep potash mines, Mining Congress Journal, 1972, No. 58(11).
6. Марakov В. Е., Нестеров М. П., Непримеров А. Ф. Изменение напряжений в сильвинитовых целиках в зависимости от их возраста и расположения в выработанном пространстве // Напряженное состояние горных массивов: сб. науч. тр. ИГД СО АН СССР. — Новосибирск, 1978.
7. Указания по защите рудников от затопления и охране подрабатываемых объектов в условиях ВКМКС. — СПб, 2008.
8. Tournaire. Des dimensions a donner aux piliers des carriers et des pressions aux quelles les terrains sont soumis dans les profondeurs, Annales des mine, 8 series, 1884, T. V.
9. Шемяков Л. Д. О расчете прочных размеров и деформаций целиков // Изв. АН СССР, ОТН. — 1941. — № 7–9.
10. Константинова С. А., Хронусов В. В., Соколов В. Ю. Напряженно-деформированное состояние и устойчивость пород в окрестности очистных выработок при разработке одного сильвинитового пласта // Известия вузов. Горн. журн. — 1993. — № 4.

11. **Боликов В. Е., Константинова С. А.** Прогноз и обеспечение устойчивости капитальных горных выработок. — Екатеринбург: УрО РАН, 2003.
12. **Барях А. А., Шумихина А. Ю., Токсаров В. Н., Лобанов С. Ю., Евсеев А. В.** Критерии и особенности разрушения слоистой кровли камер при разработке Верхнекамского месторождения калийных солей // Горн. журн. — 2011. — № 11.
13. **Барях А. А., Асанов В. А., Паньков И. Л.** Физико-механические свойства соляных пород Верхнекамского калийного месторождения: учеб. Пособие. — Пермь: Изд-во Перм. гос. техн. ун-та, 2008.
14. **Зенкевич О.** Метод конечных элементов в технике. — М.: Мир, 1975.
15. **Малинин Н. Н.** Прикладная теория пластичности и ползучести. — М.: Машиностроение, 1975.
16. **Goodman R.** The mechanical properties of joins, Adv. Rock Mech., 1974, Vol.1, Pt A.
17. **Барях А. А., Дудырев И. Н., Асанов В. А., Паньков И. Л.** Взаимодействие слоев в соляном массиве. Сообщение 1. Механические свойства контактов // ФТПРПИ. — 1992. — № 2.
18. **Барях А. А., Федосеев А. К.** О механизме формирования карстовых провалов на земной поверхности // ФТПРПИ. — 2011. — № 4.
19. **Барях А. А., Самоделкина Н. А.** К расчету устойчивости целиков при камерной системе разработки // ФТПРПИ. — 2007. — № 1.
20. **Лобанов С. Ю., Шумихина А. Ю., Токсаров В. Н., Ломакин И. С., Евсеев А. В.** Оценка устойчивости несущих элементов камерной системы разработки // Горн. журн. — 2013. — № 6.
21. **Барях А. А., Асанов В. А., Токсаров В. Н., Гилев М. В.** К оценке остаточного срока службы соляных междукамерных целиков // ФТПРПИ. — 1998. — № 1.
22. **Барях А. А., Самоделкина Н. А.** Об одном подходе к реологическому анализу геомеханических процессов // ФТПРПИ. — 2005. — № 6.
23. **Лобанов С. Ю.** Оценка изменения несущей способности междукамерных целиков во времени / Стратегия и процессы освоения георесурсов: сб. науч. тр. Вып. 11. — Пермь: ГИ УрО РАН, 2013.
24. **Шулаков Д. Ю.** Изучение корреляционной зависимости между микросейсмической активностью и сдвигами земной поверхности в зависимости от горнотехнических условий / Стратегия и процессы освоения георесурсов: матер. науч. сессии Горного института УрО РАН по результатам НИР в 2003 г. — Пермь: ГИ УрО РАН, 2004.
25. **Барях А. А., Телегина Е. А., Самоделкина Н. А., Девятков С. Ю.** Прогноз нарастания оседаний земной поверхности при отработке свиты калийных пластов // ФТПРПИ. — 2005. — № 4.

Поступила в редакцию 29/V 2015