РОССИЙСКАЯ АКАДЕМИЯ НАУК
СИБИРСКОЕ ОТДЕЛЕНИЕ
ФИЗИКО-ТЕХНИЧЕСКИЕ ПРОБЛЕМЫ РАЗРАБОТКИ ПОЛЕЗНЫХ ИСКОПАЕМЫХ

2017 № 4

УДК 622.831

ГЕОМЕХАНИЧЕСКАЯ ОЦЕНКА ИНТЕНСИВНОСТИ ДЕФОРМАЦИОННЫХ ПРОЦЕССОВ НАД ЗАТОПЛЕННЫМ КАЛИЙНЫМ РУДНИКОМ

А. А. Барях, Н. А. Самоделкина

Горный институт УрО РАН, E-mail: Bar@MI-Perm.ru,
ул. Сибирская, 58а, 614007, г. Пермь, Россия

Рассмотрены вопросы минимизации последствий крупномасштабной аварии, связанной с затоплением калийного рудника в г. Березники Пермского края. Построена синтезированная геомеханическая модель затопленного рудника, отражающая условия отработки, процесс растворения соляных пород, упруго-пластический характер деформирования и разрушения во времени подработанного массива. Предложены подходы к анализу интенсивности деградации несущих элементов камерной системы разработки вследствие растворения соляных пород. Полученные оценки являются параметрической основой прогноза деформаций земной поверхности методами трехмерного математического моделирования. Результаты геомеханических расчетов используются для принятия управленческих решений по обеспечению безопасности промышленных и гражданских объектов, расположенных в пределах аварийной территории.

Затопленный рудник, растворение соляных пород, математическое моделирование, деформации, разрушение

Основной особенностью подземного способа разработки калийных и соляных месторождений является необходимость сохранения водонепроницаемости пачки пород, расположенной между кровлей верхнего отрабатываемого пласта и подошвой первого снизу водоносного горизонта, называемой в горной практике водозащитной толщей (ВЗТ). Эта особенность в значительной мере осложняет разведку и разработку месторождений, которые должны вестись способами, исключающими возможность проникновения воды в рудник. При нарушении сплошности ВЗТ пресные или слабоминерализованные воды, растворяя соляные породы, размывают трещины, что ведет к увеличению водопритока и затоплению рудника. Чтобы избежать этого, на калийных и соляных рудниках применяют камерную систему разработки, при которой вышележащая толща пород поддерживается регулярно оставляемыми междукамерными целиками. Однако применяемые меры охраны не гарантируют полную защиту рудников от затопления [1 – 3].

В 2006 г. на Верхнекамском месторождении калийных солей произошла крупнейшая в мировой практике разработки водорастворимых руд авария: затопление Первого Березниковского калийного рудника (БКПРУ-1) [4]. Ее негативные последствия усугублялись тем, что над затопленным рудником расположен крупный промышленный центр Пермского края г. Березники с населением около 150 тыс. чел. В этой связи с момента прорыва пресных вод в горные выра-

Работа выполнена при финансовой поддержке Российского фонда фундаментальных исследований (проект № 15-05-049988) и гранта Правительства Российской Федерации (договор № 14.B25.31.0006 от 24 июня 2013 г.).

ботки был организован комплексный мониторинг территории города [5], направленный на минимизацию последствий, связанных с образованием провалов на земной поверхности и локализацией ускоренных деформаций, вызванных растворением соляных пород.

В настоящее время накоплен десятилетний опыт контроля и прогноза деформаций земной поверхности. Это позволило определить методические подходы к анализу происходящих при затоплении рудника гидрогеохимических и геомеханических процессов, обеспечивающих приемлемое соответствие расчетных оседаний земной поверхности и данных маркшейдерских наблюдений.

РАСТВОРЕНИЕ СОЛЯНЫХ ПОРОД

Аварийный водоприток в рудник БКПРУ-1 зафиксирован 17 октября 2006 г., а 28 октября отмечено увеличение водопритока до 1200 $м^3$/ч. В связи с таким высоким дебитом откачка рассолов была прекращена, горные работы остановлены, процесс затопления рудника стал неуправляемым [4].

Одной из основных задач, направленных на снижение негативных последствий этой крупномасштабной аварии, являлся прогноз деформации подработанной территории г. Березники и прилегающих районов, в пределах которых расположены ответственные инженерные объекты и сооружения. Его необходимость обусловлена тем, что при поступлении слабоминерализованных вод в рудник происходит растворение несущих элементов камерной системы разработки (междукамерных целиков, кровли и почвы камер). Это ведет к интенсификации деформаций подработанного массива, включая земную поверхность. Для условий рудника БКПРУ-1 последствия растворения соляных пород усугублялись отработкой на значительной площади пласта В карналлитовой породы, объемы выщелачивания которой значительно превышают аналогичные показатели для сильвинита и каменной соли.

Первый этап прогнозных расчетов включал гидрогеохимическое моделирование процесса растворения соляных пород при различных сценариях возможных водопритоков пресных вод (от 2.5 до 7.0 тыс. $м^3$/ч) в выработанное пространство рудника. Первое значение реально фиксировалось в начальный период затопления, второе было худшим из экспертных оценок, которые подтвердились в ходе развития аварии.

Необходимые для прогнозных расчетов параметры по растворению солей обосновывались по результатам сбора, обобщения и анализа опубликованных экспериментальных данных и фондовых материалов [6, 7]. При этом концентрации в эвтонической точке галита и сильвина в системе $NaCl-KCl-H_2O$ принимались равными 268.6 и 107.2 г/л соответственно, а карналлита в системе $NaCl-KCl-MgCl_2-H_2O$ (к выработкам пласта В рассолы должны подходить уже насыщенными по галиту и сильвину) — 319.4 г/л. Константы скорости растворении оценивались соответственно 0.15, 0.2 и 0.1 м/сут.

Гидравлическая задача растекания рассолов в выработках от точки прорыва с определением поля скоростей решалась* численно методом конечных разностей в нестационарной постановке по программе ModFlow [8]. Плановая разбивка модели шахтного поля рудника (8 400×7 600 м) на расчетные блоки размерами 200×200 м выбиралась равномерной. По вертикали каждый пласт отработки (каменная соль, сильвинитовые пласты КрII и АБ, карналлитовый пласт В) отражался одним модельным слоем с изменяющимися в плане отметками почвы и кровли. Емкостные параметры задавались в соответствии с коэффициентом извлечения соляных пород и степенью заполнения камер закладочным материалом. Вертикальная взаимосвязь между модельными слоями определялась геометрией незаложенных уклонов и рудоспусков.

*Гидрогеохимическое моделирование выполнялось сотрудниками Санкт-Петербургского государственного университета под руководством П. Коносавского и А. Потапова.

Для моделирования миграции растворенного вещества и собственно растворения целиков в фильтрующемся потоке использовалась программа Mt3DMS, сопряженная с программой ModFlow в рамках программного пакета PM5 (Processing ModFlow) — единая фильтрационно-миграционная модель, учитывающая дисперсионную составляющую переноса. Численный алгоритм расчета растворения целиков реализовывался при помощи специальной опции в соответствии с уравнением кинетики растворения солей

$$dC / dt = KS(C_n - C), \tag{1}$$

где C — текущая концентрация, г/л; C_n — концентрация насыщенного раствора, г/л; K — константа скорости растворения, м/сут; S — удельная поверхность растворяющегося материала, м$^{-1}$.

Расчет деградации целиков (уменьшение их ширины) выполнялся на каждом временном шаге моделирования аналитически с учетом кинетического уравнения (1) и плотности растворяющегося минерала.

В процессе проведения гидрогеохимических расчетов численная фильтрационно-миграционная модель корректировалась по результатам различных натурных наблюдений: измерения дебитов водопритоков и отметок затопления горных выработок, данных химических анализов рассолов, отбиравшихся в разные моменты времени в контрольных точках рудника. В ходе калибровки модели по пластам КрII и АБ потребовался учет изменения плотности рассолов по мере их насыщения. В связи с тем что программа ModFlow не позволяет в явном виде учитывать плотностной эффект, это изменение имитировалось постепенным снижением эффективных коэффициентов фильтрации в ранее затопленных пониженных зонах рудника в 30 – 100 раз. При таком учете плотностного эффекта подобранные константы скорости растворения галита и сильвина в пластах КрII и АБ практически совпадали с принятыми изначально.

В соответствии с результатами гидрогеохимического моделирования деградация целиков по каждой стенке камеры на момент полного затопления рудника на сильвинитовых пластах КрII и АБ изменялась от первых сантиметров до нескольких метров (исходная средняя ширина междукамерных целиков 10 м). Прогнозное уменьшение ширины целиков в пределах селитебных территорий не превышало 0.5 м.

Согласно выполненным расчетам на карналлитовом пласте В, по всем сценариям спустя 180 – 200 сут после затопления рудника прогнозировалось полное насыщение рассолов по $MgCl_2$ и уменьшение ширины междукамерных целиков в среднем на 8.4 – 8.8 м при начальных их размерах 19 м. При этом даже после окончания затопления рудника процесс растворения карналлита будет продолжаться. Это связано с тем, что плотность рассола, насыщенного по отношению к карналлиту, несколько выше, чем раствора, равновесного только с сильвином и галитом (1.269 и 1.232 г/см^3 соответственно). Учитывая, что карналлитовый пласт залегает на гипсометрически более высоких отметках, после заполнения выработанного пространства начнется конвективное перемешивание рассолов. Оно обусловлено оттоком более плотных флюидов из камер карналлитового пласта в наиболее погруженные части рудника и их заменой менее плотными рассолами, ненасыщенными по отношению к карналлиту. Этот процесс должен привести к дальнейшему, теоретически полному, выщелачиванию карналлита.

СИНТЕЗИРОВАННАЯ ГЕОМЕХАНИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ЗАТОПЛЕННОГО РУДНИКА

Полученные результаты гидрогеохимического анализа послужили исходной информацией для оценки и прогноза деформации земной поверхности в пределах шахтного поля затопленного рудника БПКРУ-1.

Подработанный породный массив рассматривался в виде сплошной вязко-упруго-пластической среды. При этом изменение его состояния во времени в значительной мере определяется реологическими деформациями несущих элементов камерной системы разработки в период эксплуатации и аварийной ситуации — затопления.

Для анализа деформирования подработанного массива во времени, включая процесс затопления, использовался реологический подход, основанный на математическом описании графиков нарастания оседаний земной поверхности [9]. В рамках линейной теории наследственной вязкоупругости принималось, что вертикальные смещения земной поверхности изменяются во времени согласно соотношению

$$v(t) = v_0\left[1 + \int K(t-\tau)\,d\tau\right] = v_0[1 + \Phi(t)], \tag{2}$$

где v_0 — упругие смещения, связанные с формированием выработанного пространства; $K(t-\tau)$ — функция влияния напряжения $\sigma(\tau)$ в момент времени τ на деформацию в момент времени t; $\Phi(t)$ — функция ползучести. Поскольку графики нарастания оседаний зависят от разности полных и упругих смещений, то

$$\eta(t) = v(t) - v_0 = v_0\Phi(t). \tag{3}$$

В этом случае функция ползучести $\Phi(t)$ определяется с помощью фактических или прогнозных графиков нарастания оседаний земной поверхности.

Выполнение соотношений (2), (3) может быть осуществлено на основе модификации метода переменных модулей упругости, известного в практике реологического анализа [10].

В первом приближении модуль деформации отработанного пласта запишем выражением

$$E^* = \frac{bE}{a+b} = (1-\omega)E,$$

где a — ширина очистных камер; b — ширина междукамерных целиков; ω — коэффициент извлечения; E — модуль деформации породы.

Математически легко показать, что в зоне полной подработки зависимость вертикальных смещений от времени будет задаваться формулами (2) и (3), если переменный модуль отработанного пласта представить соотношением [9]:

$$E_t^*(t) = \frac{E^*}{1 + (1-\omega)\Phi(t)}. \tag{4}$$

При отработке нескольких пластов действие (4) с соответствующими параметрами (коэффициент извлечения, модуль деформации пород) и функцией ползучести распространяется на каждый из них.

Таким образом, в данной модификации переменными модулями характеризуется деформирование не всех элементов геологического разреза, а лишь отработанных пластов. При этом изменение модулей деформации во времени полностью определяется графиками нарастания оседаний земной поверхности.

Преимущество данного подхода заключается в том, что он позволяет раздельно описать временной характер деформирования всех отработанных пластов, легко учесть разницу в сроках их отработки и оценить состояние подработанного массива на произвольный момент времени. Оценка функции ползучести $\Phi(t)$ базируется на экстраполяции фактических графиков нарастания оседаний земной поверхности или прогнозных построениях [11, 12].

Прогноз деформации земной поверхности после аварийного затопления рудника основывается на учете комплекса факторов, связанных с аварийным прорывом пресных вод в горные выработки (рис. 1): уменьшение ширины междукамерных целиков Δb и увеличение высоты очистных камер вследствие растворения соляных пород Δm; дополнительная закладка, образующаяся за счет процессов выщелачивания; гидростатическое давление рассолов p после полного заполнения ими выработанного пространства.

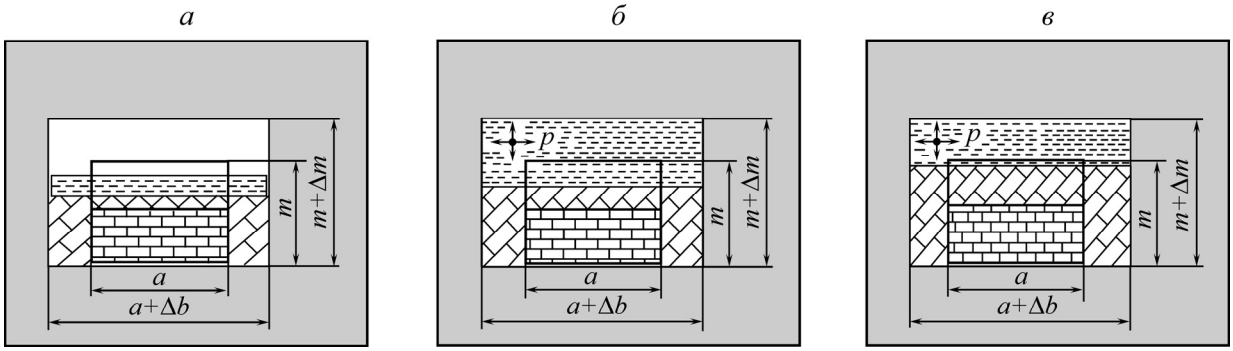

Рис. 1. Схема реализации процессов растворения при затоплении горных выработок: *а* — с момента начала затопления $t_{раст}$ ($t_{раст} < t < t_{давл}$); *б* — после полного затопления и формирования гидравлического подпора $t_{давл}$ ($t_{давл} < t < t'_{раст}$); *в* — дальнейшее развитие процессов растворения $t'_{раст}$ ($t > t'_{раст}$); —— контур исходной камеры; — исходная закладка; — дополнительная закладка; — пространство камеры, заполненное рассолом

В предаварийный период нарастание оседаний земной поверхности во времени $\eta(t)$ полностью определяется фактическими параметрами горных работ (кривая *1* на рис. 2). С момента начала процесса растворения $t_{раст}$ до полного заполнения выработанного пространства рассолами происходит увеличение скорости оседания (кривая *2*). После полного заполнения выработанного пространства рассолами ($t > t_{давл}$) вследствие формирования гидравлического подпора имеет место “разгрузка” междукамерных целиков, что обусловливает снижение скоростей нарастания оседаний земной поверхности (кривая *3*). В последующий период времени в зависимости от интенсивности реализации процессов растворения может происходить как увеличение (кривая *4*), так и стабилизация скоростей деформации земной поверхности (кривая *3*).

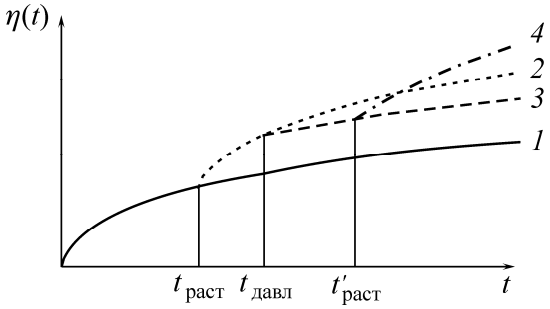

Рис. 2. Характерный график нарастания оседаний земной поверхности в процессе затопления участка шахтного поля

В геомеханических расчетах воздействие на подработанный массив гидростатического давления рассола *p* в заполненном выработанном пространстве отражалось по схеме полного дренажа, согласно которой давление в процессе деформации массива остается постоянным и равным $p = \gamma_р H$, где $\gamma_р$ — удельный вес рассола; *H* — глубина горных работ.

Величина поверхностных усилий на почву и кровлю отработанного пласта определялась гидростатическим давлением рассола пропорционально относительной общей “пустотности” выработанного пространства, сформированной вследствие извлечения руды и последующего растворения соляных пород.

Моделируемая область, охватывающая все шахтное поле рудника БКПРУ-1 (8×7.2 км), разбивались на расчетные блоки с одинаковыми параметрами отработки и интенсивностью растворения. По вертикали расчетные блоки включали все пласты и толщи, развитые в геологическом разрезе, начиная от четвертичных отложений до подстилающей каменной соли.

В процессе математического моделирования локальные расчетные схемы для всех блоков синтезировались в обобщенную трехмерную математическую модель. Решение задачи осуществлялось методом конечных элементов (МКЭ) [13, 14]. Численная реализация математического моделирования в трехмерной постановке основывалась на полуаналитической процедуре МКЭ, позволяющей посредством разложения искомого вектора смещений в ряд Фурье [14] свести трехмерную задачу к совокупности двумерных:

$$U_i(x,y,z)=\sum_{n=0}^{N}U_i^n(x,y)\cos(n\pi z/L),$$
$$V_i(x,y,z)=\sum_{n=0}^{N}V_i^n(x,y)\cos(n\pi z/L), \qquad (5)$$
$$W_i(x,y,z)=\sum_{n=1}^{N}W_i^n(x,y)\sin(n\pi z/L),$$

где U_i, V_i, W_i — перемещения i-го узла в направлении осей x, y, z соответственно; $2L$ — период разложения, определяемый размерами исследуемой области в направлении оси z.

В стандартной схеме полуаналитического метода конечных элементов в направлении оси разложения геометрия породного массива и его свойства считаются постоянными. Данный подход был модифицирован в части перехода к кусочно-однородному распределению свойств в направлении оси разложения, что позволило учесть их неоднородность и различный характер упруго-пластического деформирования.

На каждом временном шаге анализ напряженно-деформированного состояния подработанного массива проводился в упруго-пластической постановке. Это позволило локализовать области пластических деформаций, которые в физическом смысле трактовались как зоны формирования техногенной нарушенности вследствие образования трещин сдвига и отрыва [15].

В качестве критерия прочности, отражающего трехмерное напряженное состояние породного массива, использовалось выражение

$$F=\frac{1}{2}[(\sigma_1-\sigma_2)^2+(\sigma_2-\sigma_3)^2+(\sigma_3-\sigma_1)^2]+(\sigma_{\text{сж}}-\sigma_{\text{раст}})(\sigma_1+\sigma_2+\sigma_3)-\sigma_{\text{сж}}\sigma_{\text{раст}}\le 0, \qquad (6)$$

где $\sigma_{\text{сж}}$ — предел прочности при одноосном сжатии; $\sigma_{\text{раст}}$ — предел прочности при одноосном растяжении.

Значения главных напряжений σ_1, σ_2, σ_3 находились из решения векового уравнения

$$\sigma^3-I_1\sigma^2+I_2\sigma-I_3=0,$$

где I_1, I_2, I_3 — соответственно первый, второй и третий инварианты тензора напряжений:

$$I_1(\sigma)=\sigma_{xx}+\sigma_{yy}+\sigma_{zz},$$
$$I_2(\sigma)=\sigma_{xx}\sigma_{yy}+\sigma_{zz}\sigma_{xx}+\sigma_{zz}\sigma_{yy}-\tau_{xy}^2-\tau_{xz}^2-\tau_{yz}^2,$$
$$I_3(\sigma)=\sigma_{xx}\sigma_{yy}\sigma_{zz}+2\sigma_{xy}\sigma_{yz}\sigma_{zx}-\sigma_{xx}\tau_{yz}^2-\sigma_{yy}\tau_{xz}^2-\sigma_{zz}\tau_{xy}^2.$$

При $F < 0$ напряженно-деформированное состояние соответствует упругой модели деформирования. При $F > 0$ реализуется пластический характер деформирования. При $F = 0$ выражение (6) определяет поверхность предельных напряжений, которая представляет собой параболоид вращения относительно оси $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$ (рис. 3). Внутренние точки параболоида соответствуют упругому состоянию среды, внешние — пластическому. Здесь и далее растягивающие напряжения являются положительными, сжимающие — отрицательными.

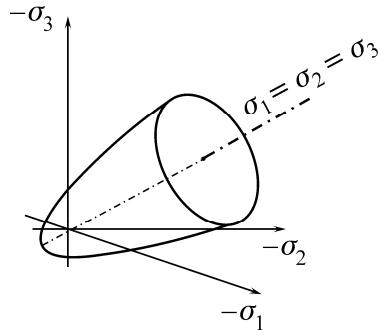

Рис. 3. Поверхность предельных напряжений $F = 0$

Принималось, что пластическое деформирование подчиняется ассоциированному закону течения. В этом случае общие деформации могут быть представлены как сумма упругой и пластической составляющих $\varepsilon = \varepsilon^{\text{упр}} + \varepsilon^{\text{пл}}$. При этом напряжения, характеризуемые упругими деформациями, являются предельными ($\sigma_1^{\text{пр}}$, $\sigma_2^{\text{пр}}$, $\sigma_3^{\text{пр}}$) и принадлежат поверхности пластичности.

Решение упруго-пластической задачи проводилось методом начальных напряжений в соответствии с [13, 16], согласно которому начальные напряжения $\{\sigma_0^i\}$ на каждой i-й итерации определяют узловые силы в конечном элементе, действие которых обеспечивает его пластическое деформирование:

$$\{\sigma_0^i\} = \{\sigma_0^{i-1}\} + \{\Delta\sigma^i\}.$$

Корректирующие значения начальных напряжений $\{\Delta\sigma^i\}$ соответствующего конечного элемента вычислялись по формуле

$$\text{col}\{\Delta\sigma_1^i, \Delta\sigma_2^i, \Delta\sigma_3^i\} = \text{col}\{\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3\} - \text{col}\{\sigma_1^{\text{пр}}, \sigma_2^{\text{пр}}, \sigma_3^{\text{пр}}\}$$

и на каждой итерации суммировались.

Дискретизация исследуемой области на конечные элементы составляла в горизонтальном направлении (ось x) $10-25$ м, в вертикальном (ось y) — от 1.5 до 26 м в зависимости от мощности пластов и толщ, в направлении оси z размер кусочно-однородных зон ограничивался $\Delta z = 15$ м.

ГЕОМЕХАНИЧЕСКАЯ ОЦЕНКА ФАКТИЧЕСКИХ МАСШТАБОВ РАСТВОРЕНИЯ СОЛЯНЫХ ПОРОД

Развитие аварийной ситуации после полного затопления рудника (конец 2008 г.) показало существенно меньшие фактические оседания земной поверхности в сравнении с прогнозными, особенно в пределах площади отработки карналлита, что априори свидетельствовало о завышенных оценках степени растворения соляных пород пресными водами, полученными по результатам гидрогеохимического моделирования. Скорость их растворения, по-видимому, оказалась ниже прогнозируемой. В этой связи актуальной стала постановка задачи по оценке реальных масштабов растворения соляных пород.

Оценка степени растворения междукамерных целиков основывалась на сопоставлении расчетных оседаний земной поверхности, полученных по результатам математического моделирования, с данными маркшейдерских наблюдений. Для обеспечения согласования между расчетными и фактическими оседаниями в процессе математического моделирования варьировались следующие параметры, характеризующие интенсивность растворения: уменьшение ширины междукамерных целиков (пласты КрII, АБ и В) и радиус (расстояние от места прорыва пресных вод в рудник) зоны растворения для пластов КрII, АБ. В математической модели влияние этих параметров отражалось в изменении деформационных свойств отработанных пластов.

Процесс растворения сильвинитовых пластов практически завершился после полного затопления рудника. Исключение составили несколько участков, в пределах которых из-за обрушения кровли отмечен контакт рассолов, насыщенных по NaCl и KCl, с вышележащими пластами карналлита. В этой связи корректировка динамики процесса растворения проводилась в основном для площадей отработки карналлитового пласта В.

Оседания земной поверхности на участках отработки карналлитового пласта В могут быть представлены в виде

$$\eta(t) = \eta_{\text{В}}^{0}(t) + \eta_{\text{В}}^{\text{р}}(t),$$

где $\eta_{\text{В}}^{0}(t)$ — оседания, обусловленные горными работами при исходных параметрах камерной системы отработки; $\eta_{\text{В}}^{\text{р}}(t)$ — оседания, связанные с процессами растворения.

Принималось, что растворение в каждом расчетном блоке пропорционально разности между конечными оседаниями и достигнутыми на момент поступления рассолов в очистные камеры. Для всех отрабатываемых пластов предполагалось, что растворение не происходит, если реализованные на момент аварии оседания близки к конечным (очистные камеры “задавлены”).

Согласно действующим нормативным документам [11], карналлитовый пласт подлежит закладке с минимальной степенью заполнения очистных камер 0.75. На момент аварии незаложенными оказались участки, в пределах которых проводились очистные работы (панели 9бис ВП, 11 ВП, рис. 4). Именно здесь сохранилась самая большая “остаточная” высота камер и отмечались максимальные скорости оседания после затопления рудника, что косвенно свидетельствует о правомерности подхода к расчету деформаций земной поверхности, обусловленных выщелачиванием карналлита.

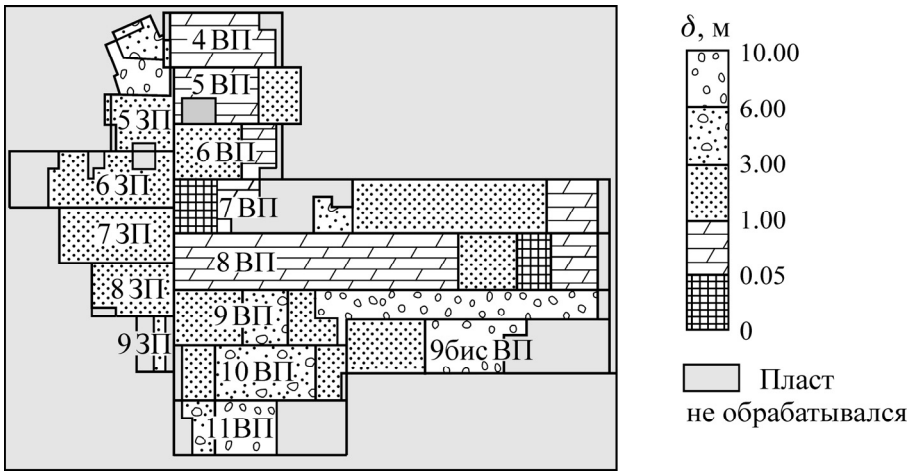

Рис. 4. Распределение “остаточной” высоты δ карналлитовых камер на момент затопления рудника

Следует отметить, что на незаложенных площадях отработки карналлита процесс растворения может реализовываться в два этапа. На первом происходит деградация междукамерных целиков (рис. 5*а*), которая вызывает уменьшение их ширины Δb. На втором, вследствие обрушения межпластовой каменной соли, залегающей в кровле камер, в процесс растворения вовлекаются вышерасположенные пласты карналлита (рис. 5*б*). Это, наряду с уменьшением ширины целиков, ведет к увеличению их высоты Δm, дополнительному снижению несущей способности и, как следствие, ускорению деформаций земной поверхности.

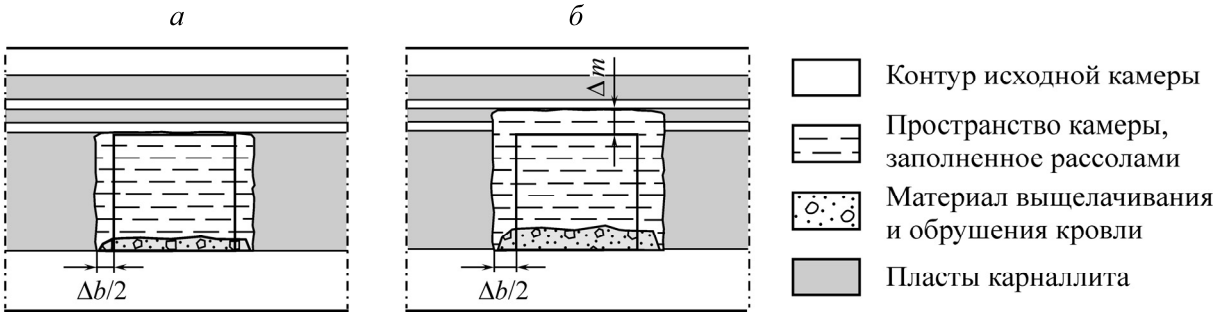

Рис. 5. Схема процесса растворения целиков на участках отработки карналлита: *а* — при сохранении устойчивости кровли (1-й этап); *б* — обрушение кровли (2-й этап)

Для оценки реальных масштабов растворения шахтное поле рудника разделялось на зоны с одинаковыми параметрами отработки и “остаточной” высотой междукамерных целиков. Для каждой выделенной зоны, варьируя уменьшением ширины междукамерных целиков, а при необходимости также увеличением их высоты, путем многовариантного моделирования добивались соответствия расчетных и фактических оседаний земной поверхности. В качестве примера на рис. 6*а* приведены расчетные и фактические кривые нарастания оседаний во времени для двух участков с интенсивным развитием процесса сдвижения: 11 ВП и 9бис ВП. Результаты моделирования позволяют оценить уровень деградации несущих элементов камерной системы разработки (рис. 6*б*), выраженный для характерных участков отработки в уменьшении ширины целиков Δb, а для условий 11 ВП в увеличении их высоты Δm вследствие обрушения кровли и растворения вышележащих карналлитовых пластов. Косвенным свидетельством обрушения пород кровли и вовлечения в растворение карналлитов является существенное увеличение фактических скоростей оседания по сравнению с расчетными.

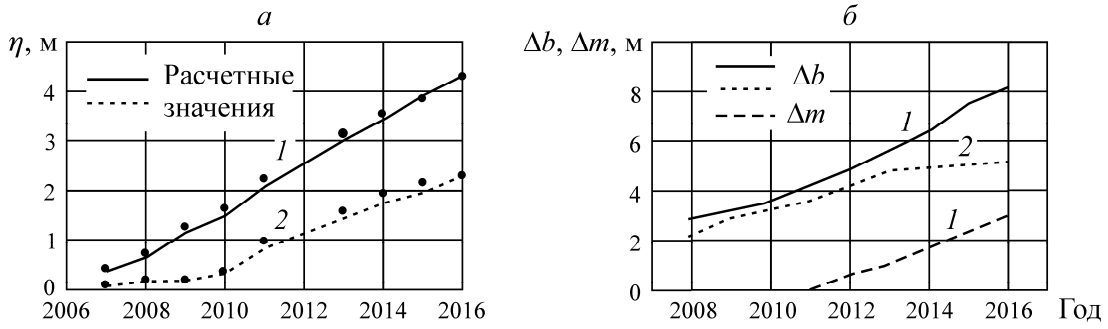

Рис. 6. Нарастание оседаний земной поверхности (*а*) и расчетное изменение ширины и высоты карналлитовых междукамерных целиков (*б*) во времени: *1* — участок 11 ВП; *2* — участок 9бис ВП; • — данные маркшейдерских наблюдений

Полученные оценки интенсивности растворения карналлитовых пород показали значительную неравномерность реализации этих процессов. В частности, для рассмотренных участков, отработанных примерно в одно и то же время с одинаковыми параметрами, отмечалось

некоторое “запаздывание растворения” на 9бис ВП по сравнению с 11 ВП. Возможно, это связано с более затрудненным оттоком рассолов, насыщенных по $MgCl_2$, в нижележащие горизонты и замещением их на рассолы, насыщенные по NaCl и KCl. В количественном выражении, согласно результатам математического моделирования, максимальное уменьшение ширины карналлитовых целиков за счет растворения к концу 2008 г. составило в 2.6 – 3.0 м (рис. 6*б*), что в несколько раз меньше ранее прогнозируемых 8.4 – 8.8 м по данным гидрохимических расчетов. Таким образом, реальные скорости растворения в шахтных условиях оказались намного ниже лабораторных значений, которые использовались для калибровки гидрохимических моделей. Это, по-видимому, обусловлено отложением в процессе выщелачивания карналлита на стенках целиков солей Na и K, что сокращает поверхность, подверженную растворению.

Количественно масштабы растворения несущих элементов системы разработки в пределах всех отработанных пластов определялись в виде объема растворенных соляных пород V, приходящегося на единицу площади выработанного пространства S: $V_{уд} = V / S$. Средние годовые скорости удельного объема растворения карналлитового пласта показаны на рис. 7.

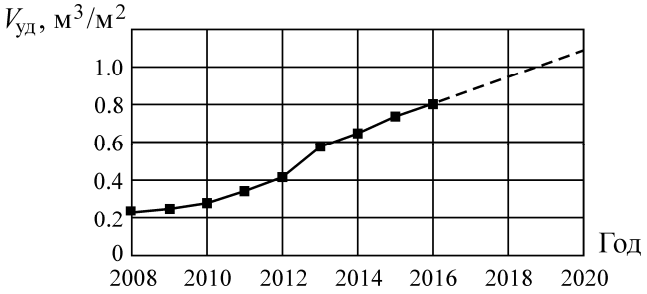

Рис. 7. Динамика процесса растворения междукамерных целиков карналлитового пласта В

ОЦЕНКА И ПРОГНОЗ ДЕФОРМАЦИЙ ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ НАД ЗАТОПЛЕННЫМ РУДНИКОМ

Негативные последствия затопления калийных рудников и соляных шахт связаны с интенсификацией деформаций земной поверхности и их воздействием на промышленные и гражданские объекты.

Согласно действующим нормативным документам [17], анализ влияния подземных горных разработок на здания гражданского назначения (жилые и общественные) и объекты инженерной инфраструктуры проводится путем сопоставления расчетных (ожидаемых) показателей деформации земной поверхности (горизонтальные деформации растяжения или сжатия, наклоны, кривизны) с допустимыми и предельными для этих сооружений значениями.

Традиционно показатели деформаций земной поверхности вычисляются по результатам обработки профильных наблюдений за ее оседаниями либо используются прогнозные кривые вертикальных сдвижений. В этих случаях горизонтальные деформации рассчитываются приближенно через вторую производную оседаний (кривизну). При таком подходе отсутствует возможность определения направления максимальных горизонтальных деформаций, что вносит погрешность в оценки расчетных показателей деформации земной поверхности.

При моделировании напряженно-деформированного состояния подработанного массива в трехмерной постановке результатом решения являются все три компонента вектора перемещений, что обеспечивает точное в математическом отношении вычисление максимальных горизонтальных деформаций в любой произвольной точке земной поверхности.

Для расчета горизонтальных деформаций строилась сетка с заданным шагом $dx \times dz$. В соответствии с нормативными требованиями шаг сетки принимался равным 15 м. В ее узлах по формулам (5) вычислялись смещения в направлении осей x и z. Для каждой ячейки с узлами $ijkm$ (рис. 8) определялись деформации:

$$\varepsilon_{xx} = \frac{\partial U}{\partial x} \approx \frac{U_m + U_k - U_i - U_j}{2dx},$$

$$\varepsilon_{zz} = \frac{\partial W}{\partial z} \approx \frac{W_j + W_k - W_m - W_i}{2dz},$$

$$\gamma_{xz} = \frac{\partial U}{\partial z} + \frac{\partial W}{\partial x} \approx \frac{U_j + U_k - U_m - U_i}{2dz} + \frac{W_m + W_k - W_i - W_j}{2dx}.$$

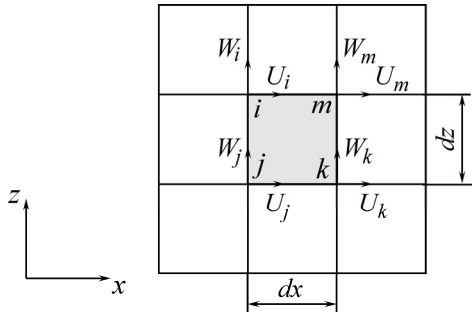

Рис. 8. Характерная сетка для расчета показателей деформации земной поверхности

Переход к главным деформациям на плоскости xz осуществлялся согласно соотношению

$$\varepsilon_{1,2} = \frac{\varepsilon_{xx} + \varepsilon_{zz}}{2} \pm \sqrt{(\varepsilon_{xx} - \varepsilon_{zz})^2 + \gamma_{xz}^2},$$

где $\varepsilon_1 > 0$ — наибольшее значение горизонтальной деформации растяжения; $\varepsilon_2 < 0$ — максимальная по модулю горизонтальная деформация сжатия. Направление главных деформаций по отношению к координатным осям x, z характеризуется углом ρ:

$$\rho = \operatorname{arctg} \frac{\gamma_{xz}}{2(\varepsilon_1 - \varepsilon_z)},$$

где ρ — угол ориентации деформации ε_1 к оси x.

Расчеты изменения показателей деформации земной поверхности во времени выполнялись в ежегодном режиме. Для получения текущих оценок в выражении (4) для каждой выделенной в пределах шахтного поля расчетной зоны функция ползучести $\Phi(t)$ определялась в соответствии с графиками нарастания оседаний земной поверхности (рис. 6).

Ввиду сложности процессов, связанных с растворением соляных пород, при прогнозном анализе целесообразно ограничиться кратковременным периодом 3 – 5 лет. При этом могут использоваться два подхода. Первый основывается на экстраполяции графиков нарастания оседаний земной поверхности в зоне полной подработки с последующим построением функции ползучести $\Phi(t)$. Второй базируется на оценке увеличения степени нагружения междукамерных целиков вследствие их деградации, обрушения пород кровли и, возможно, растворения вышележащих пластов карналлита.

Расчет степени нагружения междукамерных целиков [11] для условий затопленного рудника может быть модифицирован в виде

$$C = \xi \frac{\gamma (a+b) H_0}{b k_f \sigma_m}, \tag{7}$$

где ξ — коэффициент, учитывающий изменение нагрузки на целики из-за влияния различных горнотехнических факторов (пригрузки от солеотвалов, опорного давления, наличия межходовых целиков и др.); γ — объемный вес пород; H_0 — максимальное значение расстояния от земной поверхности до кровли целиков; k_f — коэффициент формы целиков; σ_m — прочность пород в массиве.

Для соляных пород коэффициент формы конкретизируется соотношением

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

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

В качестве примера на рис. 9 показано изменение степени нагружения междукамерных целиков на карналлитовом пласте В, рассчитанное согласно соотношению (7). На основе анализа развития процесса сдвижения на Верхнекамском месторождении солей установлена [11, 12] количественная связь между оседаниями земной поверхности в зоне полной подработки и степенью нагружения целиков, которая позволяет параметрически обеспечить оценку функции ползучести Ф(t) в расчетах переменных модулей деформации (5).

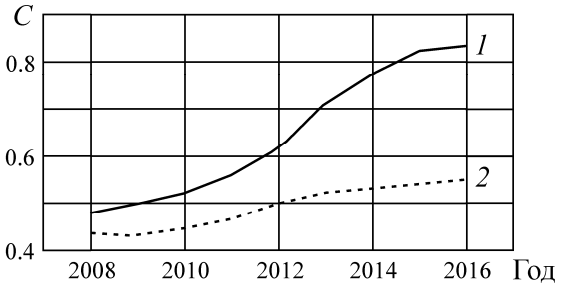

Рис. 9. Изменение во времени степени нагружения карналлитовых междукамерных целиков: *1* — участок 11 ВП; *2* — участок 9бис ВП

В случае стационарного развития процессов растворения оба подхода дают примерно одинаковые значения показателей деформации земной поверхности. При этом использование степени нагружения представляется более привлекательным при наличии дополнительной информации о состоянии затопленного выработанного пространства, например геофизической или сейсмологической. В частности, на основе данных исследований можно косвенно зафиксировать переход от первого этапа растворения ко второму (рис. 5), когда происходит обрушение кровли и в процесс растворения вовлекаются залегающие на более высоких отметках пласты карналлита. Это, в свою очередь, приведет к относительно резкому увеличению высоты междукамерных целиков, что согласно формуле (7) скажется на повышении степени их нагружения и последующем ускорении оседаний земной поверхности. При простой экстраполяции графиков нарастания оседаний такие эффекты вряд ли могут быть отражены.

На рис. 10 приведен фрагмент распределения оседаний земной поверхности и горизонтальных деформаций в пределах жилой застройки г. Березники, полученный методами трехмерного математического моделирования. Представленные результаты являются основой для

разработки мер охраны гражданских и промышленных объектов, организации системных мониторинговых наблюдений и принятия управленческих решений для минимизации негативных последствий аварии на территории города.

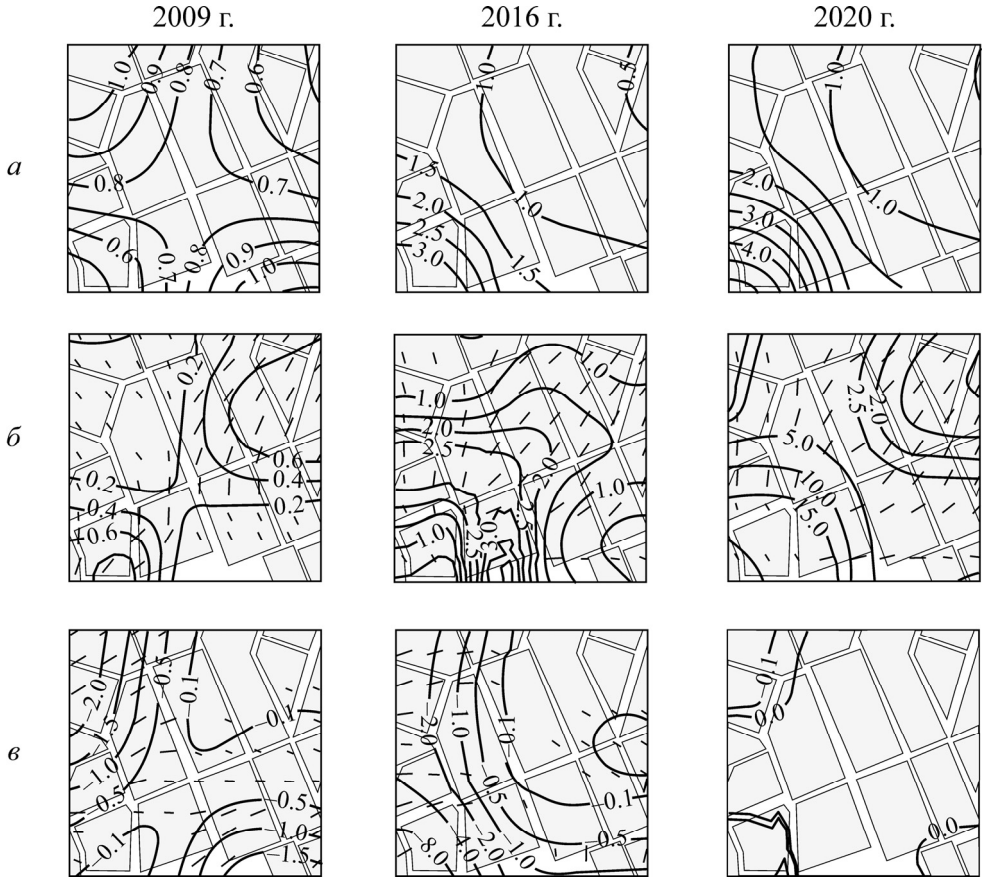

Рис. 10. Динамика развития оседаний земной поверхности (*а*), горизонтальных деформаций растяжения (*б*) и сжатия (*в*) земной поверхности для одного из участков г. Березники (штрихами показано направление главных деформаций)

ВЫВОДЫ

Построена синтезированная геомеханическая модель затопленного рудника, отражающая горно-геологические и горнотехнические условия отработки, процесс деградации несущих элементов камерной системы разработки вследствие растворения соляных пород, упруго-пластический характер деформирования и разрушения во времени подработанного массива.

Предложен подход к оценке реальных масштабов растворения соляных пород для конкретных участков затопленного рудника, основанный на сопоставительном анализе расчетных оседаний земной поверхности, полученных по результатам математического моделирования, и данных маркшейдерских наблюдений за развитием процесса сдвижения.

Разработана методическая схема прогноза деформаций земной поверхности, базирующаяся на трехмерном математическом моделировании изменения напряженно-деформированного состояния породного массива под влиянием горных работ и растворения несущих элементов подземной разработки. Полученные результаты являются основой для принятия оперативных управленческих решений по обеспечению безопасной жизнедеятельности урбанизированных территорий, расположенных над затопленным рудником.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Шиман М. И.** Предотвращение затопления калийных рудников. — М.: Недра, 1992. — 160 с.
2. **Prugger F. F. and Prugger A. F.** Water problems in Saskatchewan mining – what can be learned from them? CIM bulletin, 1991, Vol. 84, No. 945. — P. 58 – 66.
3. **Rauche H.** Die Kaliindustrie im 21, Jahrhundert, Springer Vieweg, 2015. — 580 p.
4. **Красноштейн А. Е., Барях А. А., Санфиров И. А.** Горнотехнические аварии: затопление Первого Березниковского калийного рудника // Вестн. Пермского научного центра. — 2009. — № 2. — С. 4 – 9.
5. **Барях А. А., Санфиров И. А., Дягилев Р. А.** Мониторинг последствий затопления калийного рудника // Горн. журн. — 2013. — № 6. — С. 34 – 39.
6. **Ходьков А. Е.** Результаты опытов подземного выщелачивания карналлитов. — Л.: Госхимиздат, 1953, Вып. 28. — С. 37 – 49.
7. **Борзаковский Б. А., Шилов А. В.** Процессы выщелачивания солей при затоплении Березниковского калийного рудника // Изв. вузов. Горн. журн. — 2012. — № 4. — С. 79 – 87.
8. **Барях А. А., Самоделкина Н. А., Потапов А. А., Коносавский П. К.** Прогноз деформаций земной поверхности при аварийном затоплении калийного рудника // Теория и практика геомеханики для эффективности горного производства и строительства: материалы IV междунар. науч. конф. — Варна, 2010. — С. 92 – 96.
9. **Барях А. А., Самоделкина Н. А.** Об одном подходе к реологическому анализу геомеханических процессов // ФТПРПИ. — 2005. — № 6. — С. 32 – 41.
10. **Амусин Б. З., Линьков А. М.** Об использовании переменных модулей при решении одного класса задач линейно-наследственной ползучести // МТТ. — 1974. — № 6. — С. 162 – 166.
11. **Указания** по защите рудников от затопления и охране подрабатываемых объектов в условиях Верхнекамского месторождения калийных солей (технологический регламент). — СПб., 2008. — 96 с.
12. **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. — С. 35 – 48.
13. **Фадеев А. Б.** Метод конечных элементов в геомеханике. — М.: Недра, 1987. — 221 с.
14. **Зенкевич О.** Метод конечных элементов в технике. — М.: Мир, 1975. — 271 с.
15. **Барях А. А., Самоделкина Н. А.** Разрушение водоупорных толщ при крупномасштабных горных работах. Ч. II // ФТПРПИ. — 2012. — № 6. — С. 12 – 20.
16. **Малинин Н. Н.** Прикладная теория пластичности и ползучести. — М.: Машиностроение, 1975. — 400 с.
17. **Правила** охраны сооружений и природных объектов от вредного влияния подземных горных разработок на угольных месторождениях (ПБ-07-269-98). — СПб.: ВНИМИ, 1998. — 291 с.

Поступила в редакцию 3/V 2017