

МОДЕЛИРОВАНИЕ СДВИЖЕНИЯ УГЛЕВМЕЩАЮЩЕЙ ТОЛЩИ И ОЦЕНКА УРОВНЯ РАЗГРУЗКИ СЛАГАЮЩИХ ЕЕ ПОРОД

В.Н. Захаров¹, В.А. Трофимов¹, А.В. Шляпин¹

¹ Институт проблем комплексного освоения недр РАН, Москва, Россия, e-mail: Shlyapin@mail.ru

Аннотация: Проведен анализ основных закономерностей перераспределения напряжений в углепородном массиве, в кровле и почве угольного пласта на стадии предварительной дегазации при подготовке к его извлечению. Основываясь на хорошо известном, полученном экспериментальным путем свойстве угля изменять линейные размеры образцов при сорбции-десорбции ими метана, построены теоретические модели влияния выхода газа из пласта на напряженно-деформированное состояние всего вмещающего массива горных пород. Сама отработка пласта существенно изменяет состояние вмещающего массива, формируя зоны разгрузки и пригрузки. Однако и до начала отработки массив подвергается воздействию дегазационных мероприятий, также с образованием зон разгрузки, хотя и меньшей интенсивности. Наличие таких зон способствует формированию или увеличению проницаемости в тех или иных частях массива и, следовательно, формированию массопереноса метана, в том числе в дегазационные скважины. Задача решается в аналитической постановке путем адаптации известных соотношений теории функций комплексного переменного и решения задачи Кельвина для воздействия силы на упругое полупространство. Показано, что вне зоны разгрузки имеет место пригрузка массива горных пород, которая наиболее интенсивна вблизи границы зоны дегазации, при этом фронт разгрузки одновременно является и фронтом пригрузки пласта.

Ключевые слова: метан, углепородный массив, фильтрация, напряженно-деформированное состояние, проницаемость, дегазационная скважина, разгрузка, теория функций комплексного переменного, задача Кельвина.

Благодарность: Исследование выполнено при поддержке Министерства науки и высшего образования Российской Федерации, Соглашение № 075-15-2021-943 и European Commission Research Fund for Coal and Steel (RFCS) funded project «Advanced methane drainage strategy employing underground directional drilling technology for major risk prevention and green-house gases emission mitigation» GA: 847338-DD-MET-RFCS-2018/RFCS-2018.

Для цитирования: Захаров В. Н., Трофимов В. А., Шляпин А. В. Моделирование сдвига углевмещающей толщи и оценка уровня разгрузки слагающих ее пород // Горный информационно-аналитический бюллетень. – 2022. – № 12. – С. 109–127. DOI: 10.25018/0236_1493_2022_12_0_109.

Modeling displacements and stress relief in coal-bearing rock mass

V.N. Zakharov¹, V.A. Trofimov¹, A.V. Shlyapin¹

¹ Institute of Problems of Comprehensive Exploitation of Mineral Resources of Russian Academy of Sciences, Moscow, Russia, e-mail: Shlyapin@mail.ru

Abstract: The article analyzes the key stress redistribution patterns in coal-bearing rock mass and in the coal seam roof and floor at the stage of pre-mine gas drainage. The known experimentally revealed property of coal samples to change their linear sizes in methane absorption-desorption is used to construct theoretical models of the influence exerted by gas emission from coal seam on the stress-strain behavior of enclosing rock mass. Naturally, coal mining greatly changes the rock mass behavior and induces zones of stress relief and stress increase in rocks. On the other hand, rock mass undergoes impact of gas drainage activities as early as before mining, and stress relief zones also appear in this case although they are weaker. As known, these zones induce or stimulate permeability in rock mass and, accordingly, promote mass transfer of methane to drainage boreholes among other things. The analytical problem is solved by means of adaptation of the known relations from theory of functions of complex variable and the solution of the Kelvin problem on an elastic half-space subject to a load. The article shows that beyond the stress relief zone, there is a stress increase zone in rock mass, which is the strongest nearby the gas drainage zone boundary, and the stress relief front is simultaneously the stress increase front.

Key words: methane, coal-bearing rock mass, permeation, stress-strain behavior, permeability, drainage borehole, stress relief, theory of functions of complex variable, Kelvin problem.

Acknowledgements: The study was supported by the Ministry of Science and Higher Education of the Russian Federation, Agreement No. 075-15-2021-943 and European Commission Research Fund for Coal and Steel (RFCS) funded project «Advanced methane drainage strategy employing underground directional drilling technology for major risk prevention and green-house gases emission mitigation» GA: 847338-DD-MET-RFCS-2018/RFCS-2018.

For citation: Zakharov V. N., Trofimov V. A., Shlyapin A. V. Modeling displacements and stress relief in coal-bearing rock mass. *MIAB. Mining Inf. Anal. Bull.* 2022;(12):109-127. [In Russ]. DOI: 10.25018/0236_1493_2022_12_0_109.

Введение

Добыча угля подземным способом осуществляется в результате выполнения последовательности действий, среди которых выемка угля, дегазационные мероприятия и др. Техногенное вмешательство в углепородный массив на каждом этапе такого воздействия приводит к перераспределению в нем напряжений и инициализации различных деформационных и газодинамических процессов.

Изучение подобного рода процессов проводилось как в рамках построения различных теоретических моделей для описания закономерностей этих явлений, так и посредством натуральных исследований. Важный этап в развитии мето-

дов описания напряженного состояния массива связан с применением аналитических методов. В этом случае решение строится в рамках аналитического подхода с использованием методов теории функции комплексного переменного и сводится к построению единственной разрешающей аналитической функции [1]. Развитие теоретического направления связано с численным моделированием, применение которого позволило решить множество задач, как деформационных, так и задач массопереноса [2 – 5]. Для получения адекватных результатов с помощью построенных теоретических моделей последние нуждаются во множестве физических параметров, описывающих свойства реальных

пород, в первую очередь деформационно-прочностные параметры [6–8] и проницаемость [9, 10]. В полной мере достоверность получаемых результатов может быть подтверждена мониторингом контролируемых объектов [8].

Известно, что угольные пласты, как правило, содержат в своей структуре большое количество метана, который по многим причинам осложняет добычу угля. Его заблаговременное удаление из пласта средствами дегазации — одна из важнейших задач при подземной добыче. При всем возможном совершенстве дегазационных систем эффективность дегазации существенным образом зависит от времени процедуры, постепенно уменьшаясь при выходе газа из угля. В связи с этим необходимый уровень дегазации не достигается за приемлемое время. Тем не менее работы в этом направлении продолжают.

Извлечение угля с образованием значительных по протяженности и объему полостей — это наиболее значимый фактор в формировании напряженно-деформированного состояния как в самом пласте, так и вблизи обрабатываемых участков пласта. При этом изменение исходного поля напряжений в результате техногенного вмешательства в массив приводит к нарушению и его газодинамического состояния, в основном из-за изменения газопроницаемости пород. Изучению закономерностей, происходящих при этом процессов посвящены многочисленные исследования, отраженные во множестве публикаций. Заметная доля работ связана с изучением миграции газа по трещинам, основным каналам переноса метана в угле [11–17]. Многочисленные эксперименты [18–21] связаны с детальным изучением роли порогового градиента давления. Были проведены эксперименты по оценке чувствительности различных пород к действию напряжений и др. Ряд работ связан

с оценкой разгрузки массива горных пород и угольного пласта посредством гидроразрыва, щелевыми скважинами, гидравлической «промывкой» и др. [22–24].

Отметим, что породы междупластья также содержат большое количество метана, который после создания выработочного пространства начинает интенсивно перетекать в него, дополнительно нагружая систему отсоса.

Предварительная дегазация угольного пласта также вносит свой вклад в формирование напряженного состояния улепородного массива.

Давно известно свойство угля изменять свои деформационные параметры при сорбции-десорбции метана. При этом при выделении метана уголь становится более жестким, а при поглощении — более мягким. Кроме того, при дегазации происходит его усадка, т.е. изменение линейных размеров, например, образца. Этот факт многократно наблюдался в лабораторных экспериментах, и была получена оценка величины такой усадки [25]. Нужно отметить, что эта величина является одним из параметров угля, наряду с проницаемостью, пористостью и др., и должна определяться в ходе специальных экспериментов. Это достаточно малая величина, но вполне заметная.

Таким образом, еще до начала выемки угля углепородный массив определенным образом деформируется, возможно, приобретая некоторую проницаемость, и в нем формируется массоперенос в сторону дегазируемого пласта, который может оказаться заметным ввиду длительности процесса предварительной дегазации. Этот процесс направлен противоположно дегазации, замедляя ее.

Приближенная оценка усадки пласта при различной степени отбора метана может быть выполнена исходя из следующих достаточно правдоподобных положений.

В пласте нормальные напряжения σ передаются через «скелет» угля и через газ в поровом пространстве под давлением p . В результате полные нормальные напряжения σ на единичной площадке записывают в виде

$$\sigma = -mp + (1 - m)\sigma_c, \quad (1)$$

где m — пористость; σ_c — нормальные напряжения на площадке сечения «зерен», Па; p — давление газа, Па. При $p = \sigma_c$ видно, что $\sigma = \sigma_c$.

Влияние давления p на пористость и проницаемость оценивается через напряжения на контактах «зерен» σ_k . При этом связь между σ_k и σ имеет вид

$$\sigma = (1 - m)v\delta\sigma_k - [1 - (1 - m)v\delta]p, \quad (2)$$

где δ — доля поверхности зерна, занятая площадками контакта; v — коэффициент сплошности проекции зерен на единичную площадку. Исходя из того, что по величине δ и v сравнимы с $1 - m$, в связи с чем в (2) их можно заменить на $1 - m$, кроме того, давление p не выше горного давления, а m имеет порядок 10^2 , соотношение (2) преобразуется в

$$\sigma \approx \sigma + 3mp. \quad (3)$$

Отсюда следует: изменение давления p в порах при фильтрации газа вне зоны влияния горных выработок не может оказать существенного влияния на напряжения в «скелете» угольного пласта, что дает основание считать проницаемость и пористость фактически не зависящими от давления газа p в фильтрационном потоке.

При газовой выделении из пласта в горные выработки и скважины сорбированный углем газ постепенно переходит в свободное состояние, зона фильтрации увеличивается, и в пределах ее уголь и пласт дают усадку.

При извлечении 10 м^3 газа из 1 м^3 угольного пласта относительная усадка угля меньше 10^{-2} . Сближение кровли

и почвы в пределах зоны фильтрации соответственно меньше $10^{-2}h$, где h — мощность пласта, м.

Таким образом, когда из пласта на стадии подготовки к выемке извлекается метан посредством системы дегазации, он в той или иной степени претерпевает усадку, величина которой определяется свойствами угля, мощностью пласта и временем дегазации.

При оценке перераспределения напряжений в массиве горных пород вследствие извлечения газа и сопутствующей усадки угольного пласта следует исходить из следующих положений. Процессы истечения газа из угольного пласта и деформирования всего углепородного массива являются разными проявлениями единого отклика массива на техногенное вмешательство при извлечении угля. С одной стороны, усадка пласта и соответствующее оседание его кровли обусловлены изменением количества сорбированного метана, и следовательно, количеством газа, ушедшего из угля в процессе фильтрации, т.е. фильтрационным потоком.

Однако, с другой стороны, интенсивность потока метана в значительной степени обусловлена проницаемостью углепородного массива, определяемой степенью его сжатия в зоне дегазации, что характеризуется в первую очередь оседанием кровли пласта.

Теоретическое (численное) решение и его анализ для такой комплексной задачи не представляет принципиальных затруднений при наличии зависимости усадки угля от его сорбционной насыщенности метаном. Трудность состоит в том, что такого рода зависимости, как теоретические, так и экспериментальные, в настоящее время практически отсутствуют и сами по себе являются предметом исследования.

В связи с этим естественно разделить описание этих процессов, т.е. счи-

тать их условно независимыми, и провести оценку возможных изменений параметров напряженно-деформированного состояния массива от заданной усадки пласта по какой-либо упрощенной схеме оценки усадки, скажем, по приведенной выше.

Реализация этого допущения о независимости рассматриваемых процессов может быть осуществлена различными средствами и связана в конечном итоге с заданием тех или иных граничных условий на том участке пласта, где произошла его дегазация.

Результаты расчетов газодинамического состояния угольного пласта позволяют сделать допущение о том, что в дегазированной зоне пласта давление газа со временем становится незначительным по величине и примерно постоянным (можно считать его практически равным давлению газа в скважине $P_{\text{СКВ}} \approx 0,1$ МПа, что незначительно исказит результаты оценки), если оценивать его в сравнении с исходным давлением газа в пласте.

Реально можно сформулировать две постановки задачи, различающиеся именно условиями на участке дегазации при сохранении граничных условий на всех остальных границах. Такие допущения позволяют использовать аналитический подход к оценке результатов дегазации, во многом более простой в реализации, результаты которого могут при необходимости стать эталонными для численных расчетов.

Альтернативно можно полагать, что:

- либо усадка пласта постоянна во всей дегазированной зоне (как показано выше, ее можно оценить величиной $1 \cdot 10^{-2}h$);

- либо по всей протяженности дегазированной зоны произошла разгрузка кровли пласта на постоянную величину — $m \cdot (P_0 - P_{\text{СКВ}})$, где P_0 — исходное давление в пласте, Па.

Эти допущения исключают решение газодинамической задачи с учетом усадки пласта и могут быть использованы для построения соответствующей деформационной модели вмещающих горных пород.

Далее под разгрузкой массива горных пород либо какой-то его части будем понимать уменьшение его нагруженности в процессе развития горных работ в каждой точке массива. При этом нагруженность можно характеризовать действующими в массиве напряжениями и, следовательно, разгрузка — это уменьшение напряжений либо каких-то параметров напряженно-деформированного состояния (скажем, интенсивности касательных напряжений или др.). В этом случае разгрузка будет характеризоваться величиной изменения напряжений, например, в Па (можно говорить об абсолютной разгрузке). Помимо этого, разгрузку можно характеризовать отношением величины новых напряжений в точке после разгрузки к исходным напряжениям до разгрузки — относительная разгрузка. Она выражается в долях единицы или в процентах. Тот и другой подходы имеют смысл при рассмотрении различных задач геомеханики.

Постановка задачи в рамках первого допущения, постулирующего постоянную усадку пласта на некотором его участке, предполагает постановку граничных условий на поверхности пласта в смещениях. В то же время второе допущение предполагает задание условий в напряжениях. При этом помимо напряженного состояния всего массива, определению подлежит также и сама усадка пласта, за величину которой можно принять среднее значение нормальных смещение кровли по участку дегазации.

Отметим, что развиваемый формализм в значительной степени применим и при оценке влияния отбора воды из близлежащего водоносного горизонта,

где усадка в основном связана с потерей давления воды в пласте.

Первая модель может быть реализована в рамках теории функций комплексного переменного, что предполагает плоскую постановку задачи. Математическая реализация второй модели основана на фундаментальном решении задачи теории упругости о действии сосредоточенной силы в неограниченном пространстве (задача Кельвина). Интегрирование этого решения по отрезку прямой длиной a в плоском случае (неограниченной полосе произвольной ширины a для 3d задачи в плоской постановке) приводит к определяющим соотношениям этого подхода.

Модель сдвижения массива горных пород при заданном уровне «усадки» пласта

Рассмотрим основные закономерности и характерные особенности перераспределения напряжений вокруг протяженного участка пласта, из которого извлечен газ. При этом будем считать, что фронт дегазации со временем продвинулся от скважины на расстояние L , а на участке пласта $-L < x < L$, являющемся проницаемой зоной, произошла «усадка» на величину Δh (рис. 1).

При описании геомеханических ситуаций в целом вокруг дегазированного пространства нет необходимости рассматривать в деталях напряжения вблизи контакта краевой части пласта с вмещающими горными породами, где на участках $-L < x < -a$ и $a < x < L$ (при рассматриваемой постановке задачи) происходит

отрыв пород кровли и почвы (на рисунке ввиду симметрии задачи показана лишь верхняя часть пласта) от пласта. Это позволяет существенно упростить математическую постановку и решение рассматриваемых задач. Положение точки $x = a$ определяется условием плавного смыкания кровли и пласта, в силу чего в ней полное вертикальное напряжение $\sigma_y(a) = 0$. Заметим, что при возрастании L эти участки уменьшаются, но в еще большей степени уменьшается их относительный вклад в общую картину распределения напряжений во вмещающем массиве. Т.е. полученное решение при возрастании L все в большей степени соответствует фактическим процессам деформирования при дегазации пласта.

В соответствии с системой координат на рисунке компоненты нормальных σ_x , σ_y и касательных τ_{xy} напряжений обычно рассматривают в виде суммы основных исходных напряжений σ_x^0 , σ_y^0 , τ_{xy}^0 и дополнительных напряжений X_x , Y_y , X_y , вызванных оттоком газа из пласта, т.е.

$$\begin{aligned} \sigma_x &= \sigma_x^0 + X_x, \quad \sigma_y = \sigma_y^0 + Y_y, \\ \tau_{xy} &= \tau_{xy}^0 + X_y \end{aligned} \quad (4)$$

При отсутствии касательных напряжений на горизонтальных площадках нетронутого горного массива основное поле исходных напряжений можно записать в виде

$$\sigma_x^0 = \alpha \sigma_y^0, \quad \sigma_y^0 = -\gamma(H - y), \quad \tau_{xy}^0 = 0, \quad (5)$$

где α — коэффициент бокового распора; H — глубина, м; γ — средний удельный вес пород, Н/м³.

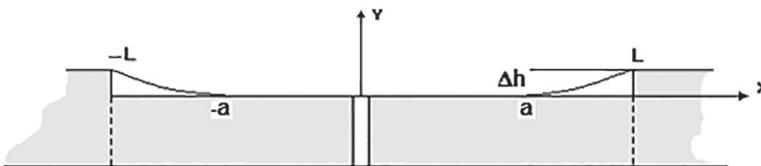


Рис. 1. Схематическое изображение зоны дегазации в угольном пласте

Fig. 1. Schematic representation of the degassing zone in a coal seam

Поскольку параметр α может принимать любые значения и изменяться скачком при переходе от одного слоя к другому, то соотношения (5) охватывают все известные гипотезы исходного горного давления.

В рамках теории упругости компоненты дополнительных напряжений X_x, Y_y, X_y и соответствующих смещений u, v выражаются через одну функцию комплексного переменного $\Phi(z)$ по формулам [1, 5]

$$\begin{aligned} X_x + iX_y &= \Phi(z) + \overline{\Phi(z)} - (z - \bar{z})\overline{\Phi'(z)} \\ Y_y - iX_y &= \Phi(z) + \overline{\Phi(z)} + (z - \bar{z})\overline{\Phi'(z)}, \quad (6) \end{aligned}$$

$$2\mu(u + iv) = \kappa\varphi(z) - \overline{\varphi(z)} - (z - \bar{z})\overline{\Phi'(z)}$$

где

$$z = x + iy, \quad \bar{z} = x - iy,$$

$$\Phi'(z) = \frac{d\Phi(z)}{dz}, \quad \varphi(z) = \int \Phi(z) dz,$$

$\overline{\Phi(z)}, \overline{\Phi'(z)}$ — функции, сопряженные к $\Phi(z), \Phi'(z)$,

$$\mu = \frac{E}{2(1+\nu)}, \quad \kappa = 3 - 4\nu,$$

E, ν — модуль упругости и коэффициент Пуассона, отражающие деформационные свойства горного массива.

В случае, когда ширина дегазированной части пласта L значительно превышает его усадку Δh (именно этот вариант имеет смысл рассматривать в силу сказанного выше), разрешающий задачу комплексный потенциал $\Phi(z)$ имеет вид

$$\Phi(z) = \frac{\gamma H}{2} \left[1 - \sqrt{\frac{z^2 - a^2}{z^2 - L^2}} \right]. \quad (7)$$

При этом параметр a , определяющий размер зоны отрыва, связан с L уравнением

$$E(k) - \left(\frac{a}{L}\right)^2 K(k) = \frac{L_0}{L}, \quad k = \sqrt{1 - \left(\frac{a}{L}\right)^2} \quad (8)$$

где $K(k), E(k)$ — полные эллиптические интегралы первого и второго рода, а па-

раметр L_0 — некоторая постоянная величина, определяемая деформационными свойствами вмещающего массива, исходными напряжениями в массиве и величиной усадки пласта при дегазации.

Графически эта связь в виде зависимости $(L - a)/L_0$ от относительной ширины дегазированного участка пласта L/L_0 показана на рис. 2.

Величина L_0 определяется соотношением

$$L_0 = \frac{E\Delta h}{2(1-\nu^2)\gamma H}. \quad (9)$$

С увеличением L увеличивается и a , но $L - a$ убывает до значения равного $2L_0/\pi$, т.е.

$$\lim_{L \rightarrow \infty} (L - a) = \frac{2}{\pi} L_0. \quad (10)$$

Напряжения вокруг всего дегазированного участка как функции координат x и y определяются по формулам

$$\begin{aligned} -\frac{\sigma_x}{\gamma H} &= -1 + \alpha \left(1 - \frac{y}{H} \right) + \operatorname{Re} \sqrt{\frac{z^2 - a^2}{z^2 - L^2}} + \\ &+ (L^2 - a^2) y \operatorname{Im} \frac{z}{(z^2 - L^2) \sqrt{(z^2 - L^2)(z^2 - a^2)}}, \end{aligned}$$

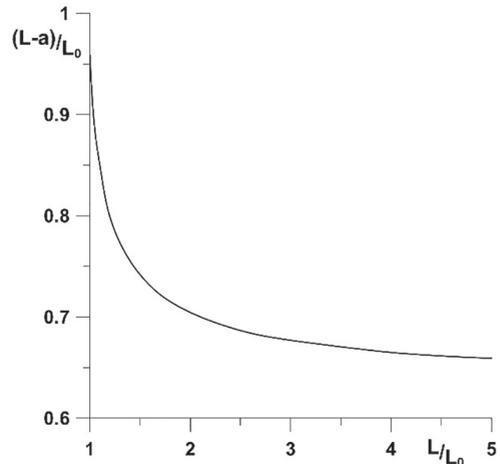


Рис. 2. Зависимость параметра a от безразмерной протяженности всего дегазированного пространства L/L_0

Fig. 2. Dependence of parameter a on the dimensionless extent of entire degassed space L/L_0

$$\begin{aligned}
-\frac{\sigma_y}{\gamma H} &= -\frac{y}{H} + \operatorname{Re} \sqrt{\frac{z^2 - a^2}{z^2 - L^2}} - \\
&= -(L^2 - a^2) y \operatorname{Im} \frac{z}{(z^2 - L^2) \sqrt{(z^2 - L^2)(z^2 - a^2)}}, \\
-\frac{\tau_{xy}}{\gamma H} &= \\
&= (L^2 - a^2) y \operatorname{Re} \frac{z}{(z^2 - L^2) \sqrt{(z^2 - L^2)(z^2 - a^2)}}
\end{aligned}
\tag{11}$$

Эти соотношения являются исходными при построении соответствующих зон разгрузки и пригрузки в массиве. Однако само понятие разгрузки (пригрузки) является неопределенным и должно быть строго формализовано. Из различных возможных вариантов под относительной разгрузкой в данной точке массива будем понимать безразмерную величину отношения вертикального напряжения в этой точке после дегазации к вертикальному напряжению до дегазации. Абсолютной разгрузкой будем считать разность величин этих напряжений.

Исходя из потребностей фильтрационных задач переноса газа в пласте, имеет смысл вместо вертикальных напряжений σ_y рассматривать величину среднего нормального напряжения $\sigma = (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z)/3$, характеризующую объемную разгрузку.

Модель сдвижения при заданном уровне разгрузки пласта от горного давления

Постановка задачи в рамках второй модели (т.е. постоянство величины разгрузки на участке пласта) в полной мере является альтернативой первой модели, но с физической точки зрения в большей степени отвечает случаю истощения водоносного горизонта, где «усадка» в основном связана с потерей давления воды в водоносном пласте.

Рассмотрим основные закономерности и характерные особенности перераспределения напряжений вокруг протяженного участка пласта, сечение которого показано на рис. 3.

Решение рассматриваемой задачи можно представить как суперпозицию полей соответствующих компонент дополнительных напряжений, обусловленных двумя линейными распределенными по отрезкам $y = h, -L < x < L$ и $y = -h, -L < x < L$ нагрузками некоторой интенсивности $P = \text{const}$. В рамках теории упругости такие дополнительные напряжения и соответствующие смещения от линейной нагрузки, равномерно распределенной по отрезку $y = 0, -L < x < L$ (рис. 4), выражаются через одну функцию $f(x, y)$ в конечном виде [26].

При этом компоненты напряжений и смещений записываются через $f(x, y)$ и ее производные

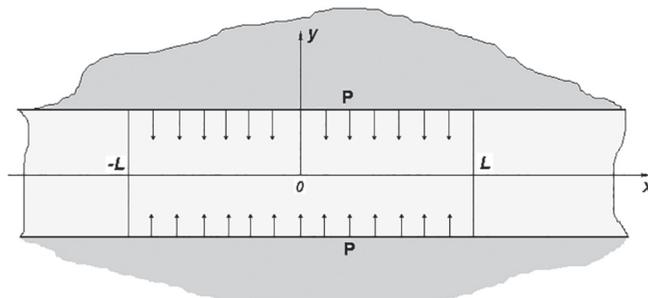


Рис. 3. Схематическое изображение зоны дегазации в угольном пласте

Fig. 3. Schematic representation of the degassing zone in a coal seam

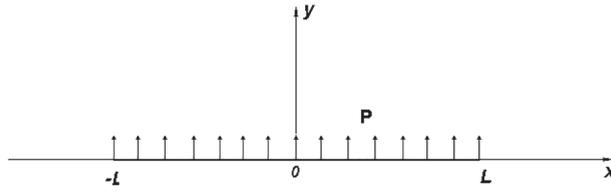


Рис. 4. Постановка задачи для распределенной по отрезку нагрузки

Fig. 4. Problem statement for a load distributed over a segment

$$\begin{aligned}
 u &= -\frac{P}{2G} y f_{,y}, v = \frac{P}{2G} [(3-4\nu)f - y f_{,y}], \sigma_x = P(2\nu f_{,y} + y f_{,yy}), \\
 \sigma_y &= P[2(1-\nu) f_{,y} - y f_{,yy}], \sigma_{xy} = P[(1-2\nu) f_{,x} - y f_{,xy}].
 \end{aligned} \tag{12}$$

Функция $f(x, y)$ и соответствующие производные первого и второго порядка, входящие в выражения (12), даются формулами

$$\begin{aligned}
 f(x, y) &= -\frac{1}{4\pi(1-\nu)} \left[y \left(\operatorname{arctg} \frac{y}{x-L} - \operatorname{arctg} \frac{y}{x+L} \right) - \right. \\
 &\quad \left. - (x-L) \ln \sqrt{(x-L)^2 + y^2} + (x+L) \ln \sqrt{(x+L)^2 + y^2} \right], \\
 f_{,x} &= \frac{1}{4\pi(1-\nu)} \left[\ln \sqrt{(x-L)^2 + y^2} + \ln \sqrt{(x+L)^2 + y^2} \right], \\
 f_{,y} &= -\frac{1}{4\pi(1-\nu)} \left(\operatorname{arctg} \frac{y}{x-L} - \operatorname{arctg} \frac{y}{x+L} \right), \\
 f_{,xy} &= \frac{1}{4\pi(1-\nu)} \left[\frac{y}{(x-L)^2 + y^2} - \frac{y}{(x+L)^2 + y^2} \right], \\
 f_{,yy} &= -\frac{1}{4\pi(1-\nu)} \left[\frac{x-L}{(x-L)^2 + y^2} - \frac{x+L}{(x+L)^2 + y^2} \right].
 \end{aligned} \tag{13}$$

Смещение нагрузки P на величину $\pm h$ параллельно самой себе не вызывает существенных изменений в приведенном решении и сводится лишь к замене в формулах величины y на $y \pm h$. Выписав эти два решения и взяв их разность, получим в итоге решение исходной задачи. При этом выражения для вертикальных смещений v и вертикальных напряжений σ_y , имеющих отношение к рассматриваемым зонам разгрузки, будут иметь вид

$$\begin{aligned}
 \sigma_y &= \frac{P}{2\pi} \left\{ \operatorname{arctg} \frac{y-h}{x+L} - \operatorname{arctg} \frac{y+h}{x+L} - \operatorname{arctg} \frac{y-h}{x-L} - \operatorname{arctg} \frac{y+h}{x-L} - \right. \\
 &\quad \left. - \frac{1}{2(1-\nu)} (y-h) \left[\frac{x+L}{(x+L)^2 + (y-h)^2} - \frac{x-L}{(x-L)^2 + (y-h)^2} \right] + \right. \\
 &\quad \left. + \frac{1}{2(1-\nu)} (y+h) \left[\frac{x+L}{(x+L)^2 + (y+h)^2} - \frac{x-L}{(x-L)^2 + (y+h)^2} \right] \right\},
 \end{aligned}$$

$$v^* \frac{2G}{P} = -\frac{1-2\nu}{2\pi(1-\nu)} \left[(y+h) \left(\operatorname{arctg} \frac{y+h}{x-L} - \operatorname{arctg} \frac{y+h}{x+L} \right) - (y-h) \left(\operatorname{arctg} \frac{y-h}{x-L} - \operatorname{arctg} \frac{y-h}{x+L} \right) \right] -$$

$$-\frac{3-4\nu}{2\pi(1-\nu)} \left[(x+L) \ln \sqrt{(x+L)^2 + (y+h)^2} - (x-L) \ln \sqrt{(x-L)^2 + (y+h)^2} - \right.$$

$$\left. - (x+L) \ln \sqrt{(x+L)^2 + (y-h)^2} + (x-L) \ln \sqrt{(x-L)^2 + (y-h)^2} \right]. \quad (14)$$

Направленные навстречу друг другу распределенные нагрузки при $y = -h$ и $y = h$ сжимают находящийся между ними пласт и растягивают окружающий массив, вызывая появление в нем зон разгрузки. Величина P легко вычисляется исходя из пористости пласта и величины сброса давления флюида в порах по приведенному выше соотношению. При этом очевидно, что чем больше будет мощность пласта h , тем больше будет величина абсолютной «усадки» Δh , и тем существеннее влияние «дегазации» на напряженно-деформированное состояние вмещающего массива горных пород.

Существенным ограничением применимости выписанного конечного решения является неперенное равенство упругих свойств пласта и вмещающих пород. Построение решения при произвольном соотношении свойств в конечном виде не представляется возможным, и в этом случае необходимо использование численных процедур метода конечных элементов или метода граничных элементов. В какой-то мере это затруднение можно преодолеть, если не рассматривать напряженно-деформированное состояние для пласта, а только для вмещающих пород, и величине P не придавать реального физического смысла, т.е. брать ее произвольной, возможно, весьма значительной, с тем чтобы обеспечить необходимые величины «усадки» пласта.

Результаты, полученные в рамках обеих приведенных моделей, практически совпадают, возможно за исключением

небольших областей вблизи движущейся границы дегазируемой области, где обе модели дают заведомо неверные результаты.

Заметим, что решения задач в рамках первой и второй моделей в плоской постановке в полной мере соответствуют случаю, когда скважина пройдена по пласту, а фронт дегазации уже удалился от нее на расстояние \sim мощности пласта. При этом фронт дегазации в начале процесса представляет собой круглоцилиндрическую поверхность, которая со временем преобразуется в два плоских фронта, расходящихся по пласту.

Эти же соотношения справедливы и для случая, когда отбор газа производится через несколько перпендикулярных пласту скважин, расположенных в ряд на достаточно близком друг от друга расстоянии. Начиная с момента времени, когда цилиндрические зоны дегазации от каждой из скважин сольются в единую от всех скважин зону, задача становится практически плоской.

Некоторые результаты моделирования, отражающие влияние дегазации на изменения напряженно-деформированного состояния массива

Далее будем рассматривать результаты, полученные с использованием первой модели, реализующей прямой путь получения результата: выход газа — усадка — напряженное состояние массива — разгрузка массива. Такой подход, видимо, является предпочтительным в сравнении со вторым, в рамках кото-

рого для получения результата должна быть использована итерационная процедура. При этом разгрузка варьируется в пределах от единицы, когда массив фактически не затронут воздействием, до нуля, когда в массиве полностью отсутствуют соответствующие напряжения.

Проведенные численные расчеты с использованием предложенной модели усадки пласта показали, что во вмещающем массиве происходит достаточно сложное перераспределение напряжений. Несомненным является тот общий вывод, что всегда непосредственно над и под зоной дегазации пласта образуются зоны разгрузки, т.е. зоны, в которых исходные сжимающие напряжения уменьшаются, во многих случаях до нуля, и даже появляются растягивающие напряжения.

При рассмотрении влияния дегазации одиночного пласта на напряженно-деформированное состояние вмещающего массива проведена серия расчетов, в которых варьировалась глубина его залегания от 300 до 1800 м при заданных величинах его мощности и относительной усадки. Поскольку задачей исследования является оценка изменения напряженно-деформированного состояния вмещающего массива горных пород, то определяющую роль в этом процессе играет не величина относительной усадки пласта $\Delta h/h$ (в %), а ее абсолютное значение Δh (в метрах). Пласты, дающие равные значения Δh , вызывают одинаковые изменения напряженно-деформированного состояния в окружающем массиве. При этом, естественно, что состояние самого пласта в полной мере зависит от его мощности: чем больше мощность пласта, тем меньше его относительная усадка и меньше формирующиеся напряжения сжатия. В связи с этим в расчетах варьировать величину Δh , которая в расчетах принимала значения 0,025–0,1 м, что для пласта мощно-

стью $h = 1$ м составляет соответственно 2,5–10%, а для $h = 5$ м — >0,5–2%.

На рис. 5 в качестве примера иллюстрируются результаты, представленные в виде изолиний разгрузки вблизи дегазированного участка пласта, отмеченного на рисунке жирной горизонтальной линией, для конкретных значений геометрических и деформационных параметров: $H = 1000$ м, $L = 50$ м, $\gamma = 2,5 \cdot 10^5$ Н/м³, $E = 5 \cdot 10^5$ МПа, $\nu = 0,3$. Мощность пласта составляла 1 м, а относительная усадка — 1%, что в пересчете на абсолютную усадку дает 0,01 м.

Вторым важным обстоятельством является наличие достаточно обширной зоны разгрузки (которую будем оценивать в каждой точке массива величиной отношения вертикальных напряжений к исходным вертикальным напряжениям в этой же точке) в кровле и почве «отрабатываемого» пласта. Она ограничена двумя поверхностями в виде усеченных конусов, основанием которых служит зона дегазации пласта, расширяющихся вверх от пласта практически до дневной поверхности и вниз, вглубь массива, теоретически неограниченно.

Хотя зона разгрузки весьма обширна и простирается на большие расстояния

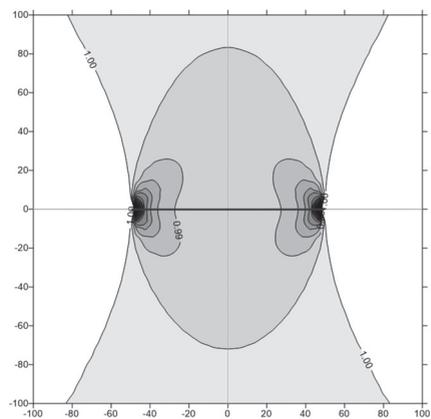


Рис. 5. Изолинии разгрузки вблизи дегазированного участка пласта

Fig. 5. Discharge isolines near degassed section of the seam

от пласта, но почти везде в ней степень разгрузки весьма незначительна и не превышает долей процента (шаг проведения изолиний — 0,005). Только вблизи фронта дегазации она увеличивается до нескольких процентов. Интенсивность разгрузки существенно неоднородна вблизи обрабатываемого пласта, являясь при заданных величинах Δh , L , H функцией координат рассматриваемой точки.

Изображения на рис. 6 отображают влияние глубины залегания пласта H на параметры зоны разгрузки (шаг изолиний составляет 0,05). При этом размер зоны «дегазации» и величина «усадки» сохранялись постоянными и равными соответственно $L = 25$ м и $\Delta h = 0,1$ м, а глубина H составляла 500 и 1500 м.

Отметим основные особенности полученных результатов. Во-первых, как видно из сопоставления рисунков, общая конфигурация зоны разгрузки практически не зависит от глубины, т.е. ее внешняя граница в привязке к пласту не изменяет свою форму и положение. Во-вторых, вне зависимости от глубины расположения пласта в зоне разгрузки ее интенсивность изменяется от 1 до 0, т.е. от неразгруженного массива до полной его разгрузки. В-третьих, с увеличением глубины характер распределения по массиву интенсивности разгрузки суще-

ственно изменяется. Происходит уменьшение размеров зон интенсивной разгрузки, и они стягиваются к фронту дегазации. При этом все большая часть зоны разгрузки имеет малую интенсивность, не превышающую нескольких процентов. Характер этих изменений можно проиллюстрировать изменением размера зоны разгрузки, скажем, с величиной 0,8. Максимальный размер такой зоны при $\Delta h = 0,1$ м и $l = 25$ м для пласта на глубине $H = 300$ м составляет ~ 65 м, $H = 500$ м — ~ 40 м, и зона разгрузки в виде сводов в кровле и почве охватывает всю протяженность дегазированной участка. Для глубины $H = 900$ м эта величина менее 20 м, и зоны разгрузки приурочены к краевым частям зоны дегазации. На больших глубинах они становятся еще меньше, локализуясь у фронта дегазации, т.е. при $x = \pm L$. Если же говорить о более значительной разгрузке, скажем, 0,5, то при $H = 300$ м эта зона имеет размер ~ 25 м, $H = 500$ м — ~ 10 м, $H = 900$ м — менее 5 м.

Отметим одну интересную и важную особенность, касающуюся абсолютной разгрузки массива, т.е. разности исходных и конечных напряжений, которая по величине совпадает с дополнительными напряжениями, наведенными в массиве «усадкой» пласта.

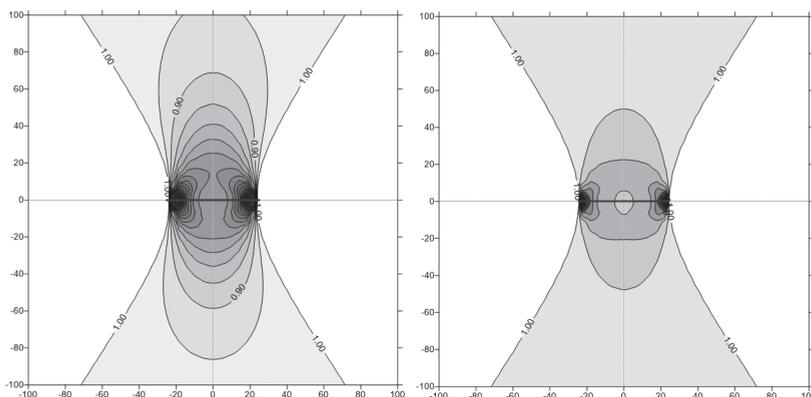


Рис. 6. Влияние глубины залегания пласта H на параметры зоны разгрузки

Fig. 6. Influence of depth of the seam H on parameters of discharge zone

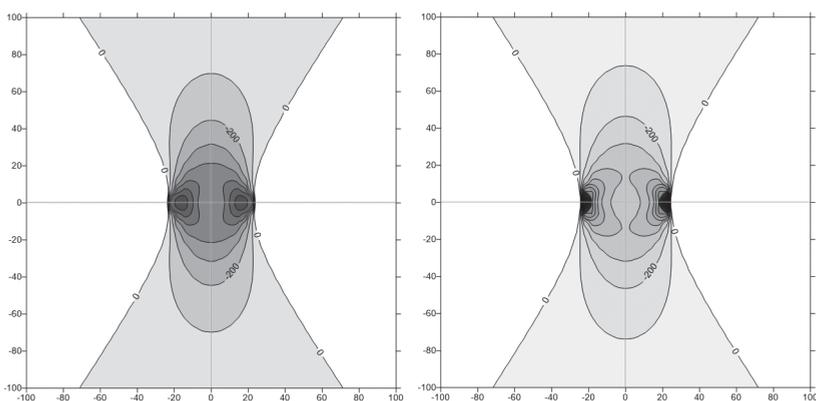


Рис. 7. Изолинии и соответствующие зоны абсолютной разгрузки при $L = 25$ м, $\Delta h = 0,1$ м, $H = 300$ м и 1800 м

Fig. 7. Isolines and corresponding zones of absolute unloading at $L = 25$ м, $\Delta h = 0,1$ м, $H = 300$ м и 1800 м

На рис. 7 приведены изолинии и соответствующие зоны для абсолютной разгрузки при $L = 25$ м, $\Delta h = 0,1$ м, $H = 300$ м и 1800 м.

Естественно, что по форме она совпадает с рассмотренными выше зонами относительной разгрузки. Однако характер распределения интенсивности абсолютной разгрузки внутри этой зоны практически не зависит от глубины H , значительно различаясь лишь в малой области в непосредственной близости от фронта дегазации. Можно выделить круговую зону радиуса L с центром в начале координат, на границе которой разгрузка составляет 40 МПа, вне которой зависимость разгрузки от глубины можно полностью пренебречь. Внутри этой зоны, скажем, на кровле пласта в центральной части дегазированной зоны, разгрузка составляет для $H = 300$ м — ~45 МПа, а для $H = 1800$ м — ~35 МПа.

Рассматривался вопрос о развитии зоны разгрузки по мере продвижения по пласту фронта дегазации. При этом для $H = 300$ м, 500 м и $\Delta h = 0,05$ м, $0,1$ м, $0,2$ м варьировалась величина L — 15 м, 50 м, 75 м. Как и раньше, находилось распределение напряжений во вмещающем массиве горных пород, и строились зоны разгрузки. Результаты расче-

тов приведены на рис. 8 для $H = 500$ м, и $\Delta h = 0,1$ м.

Отметим важный результат, состоящий в том, что по мере развития зоны дегазации уровень разгрузки в центральной ее части уменьшается, т.е. абсолютные значения напряжений возрастают, приближаясь к исходным. Зона интенсивной разгрузки как бы привязана к краевым частям зоны дегазации и перемещается вместе с ними. Зоны разгрузки в целом увеличиваются в размерах, порождая протяженные, слабо разгруженные области массива, в которых разгрузка составляет до ~10%. Скажем, при $H = 500$ м и $\Delta h = 0,1$ м уровень разгрузки вблизи скважины на кровле пласта для $L = 15$ м равен ~0,35, $L = 25$ м — ~0,65, $L = 50$ м — ~0,8, $L = 75$ м — ~0,9.

Заметим, что деформирование налегающего массива в значительной степени подобно деформированию защемленной по краям и нагруженной пластинки или балки, чем и обусловлен эффект разгрузки. По мере продвижения фронта дегазации увеличивается пролет «зависающей» кровли, и она в центральной части все в большей степени садится на пласт, в результате чего уменьшается балочный эффект, и как следствие, уменьшается разгрузка. В качестве показателя

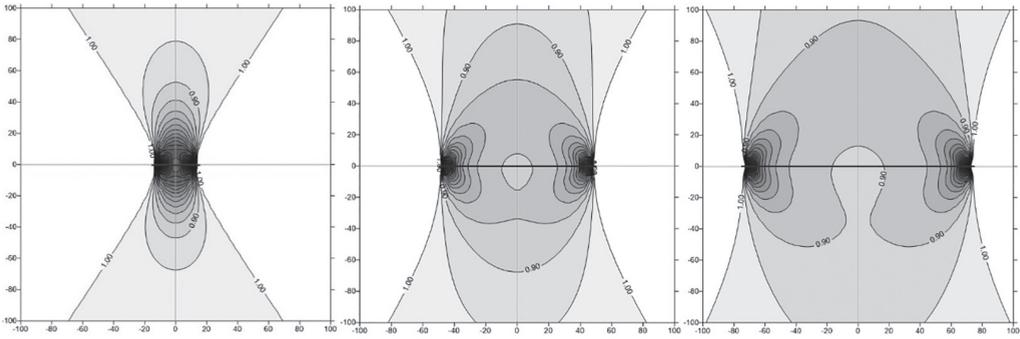


Рис. 8. Развитие зоны разгрузки по мере продвижения по пласту фронта дегазации
 Fig. 8. Development of the unloading zone as the degassing front moves along the seam

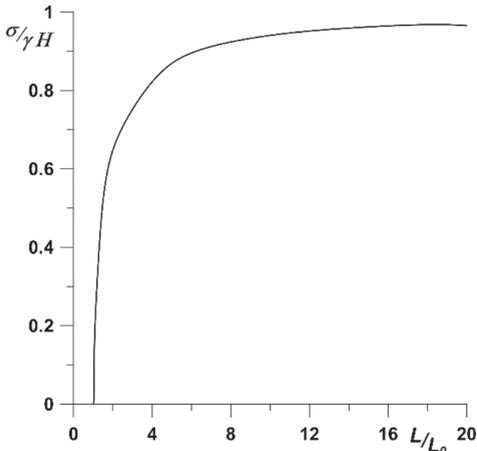


Рис. 9. Разгрузка в центре дегазированной зоны на уровне пласта в зависимости от ее протяженности
 Fig. 9. Unloading in the center of the degassed zone at the reservoir level, depending on its length

разгрузки можно принять величину разгрузки в центре дегазированной зоны на уровне пласта. В рамках использованной модели получены результаты, отраженные на рис. 9, где показана зависимость этого показателя, выраженного в долях от исходного напряжения, от нормированной на L_0 протяженности дегазированной области.

При этом заметим, что величина L_0 зависит от усадки пласта Δh в соответствии с (9). При значениях параметров, принятых в расчетах, она составляет $220 \cdot \Delta h$ м. Т.е. при $\Delta = 0,1$ м $L_0 = 22$ м, а при $\Delta = 0,05$ м $L_0 = 11$ м.

Интенсивность разгрузки существенно зависит от величины усадки Δh

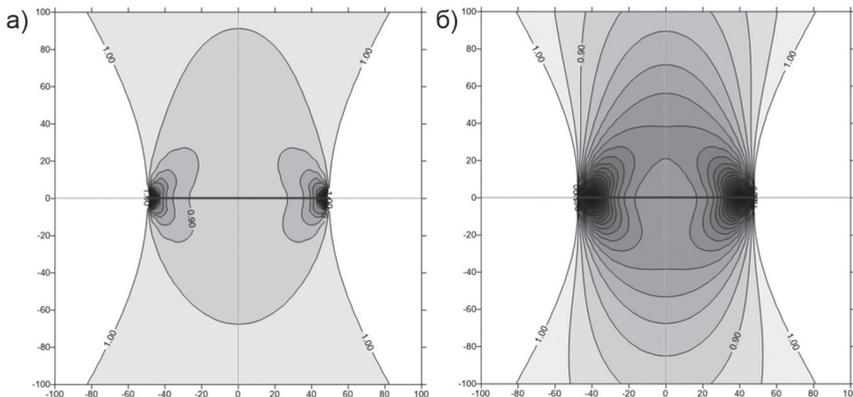


Рис. 10. Влияние величины усадки Δh пласта на конфигурацию зоны разгрузки
 Fig. 10. The effect of the shrinkage value Δh of the seam on the configuration of the unloading zone

пласта, возрастая вместе с ней, что находит отражение на рис. 10, где приведены изолинии уровня разгрузки для пласта со следующими параметрами: $H = 500$ м, $L = 50$ м и $\Delta h = 0,05$ м (см. рис. 10, а), $\Delta h = 0,2$ м (см. рис. 10, б). Видно, что, например, на уровне кровли пласта в центральной части дегазированной зоны имеем следующие величины разгрузки: при $\Delta h = 0,05$ м — 0,9, при $\Delta h = 0,2$ м — 0,75 (рис. 11).

При этом, как и раньше, общая конфигурация зоны разгрузки практически не изменяется для различных Δh . В то же время по мере усадки пласта интенсивность разгрузки внутри зоны претерпевает значительное перераспределение. Зоны интенсивной разгрузки, локализованные вблизи фронта дегазации при малых Δh , постепенно увеличиваются, заполняя большую часть всей зоны разгрузки. Скажем, зона с уровнем разгрузки 0,8 при $\Delta h = 0,05$ м имеет максимальный размер ~5 м, при $\Delta h = 0,1$ м — ~30 м, а при $\Delta h = 0,2-0,90$ м.

Заключение

Полученные результаты находят отражение в построенных картинах изолиний уровня разгрузки, что позволяет легко визуально оценить их соотношение для различных значений определяющих параметров.

Заметим, что вне зоны разгрузки имеет место пригрузка массива горных пород, которая также весьма неоднородна по пространству. Она наиболее интенсивна вблизи границы зоны дегазации с внешней ее стороны, таким образом, фронт разгрузки одновременно является фронтом пригрузки пласта.

Пригрузка зажимает обрабатываемый

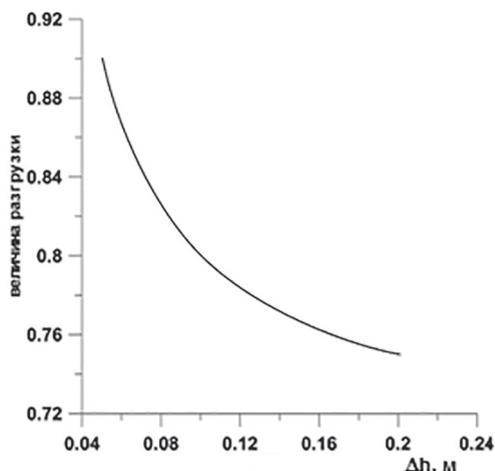


Рис. 11. Влияние величины усадки Δh пласта на уровне кровли пласта в центральной части дегазированной зоны на уровень разгрузки

Fig. 11. Influence of the shrinkage value Δh of the seam at the level of the roof of the formation in the central part of the degassed zone on the discharge level

пласт, препятствуя, вообще говоря, выходу из него газа. Более того, распространяясь на значительные расстояния в кровлю и почву пласта, она ухудшает условия фильтрации и в других пластах.

Таковы основные особенности формирования зон разгрузки во вмещающем массиве горных пород и их характерные размеры, которые можно ожидать при дегазации одного пласта. Следует заметить, что методика анализа напряженно-деформированного состояния массива горных пород при наличии в нем более одного разрабатываемого пласта или в случае сложного геологического строения углевлещающего массива полностью основывается на рассмотренном решении задачи для одиночного пласта, и многие полученные для него закономерности полностью переносятся на более сложные ситуации.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Захаров В. Н., Трофимов В. А., Шляпин А. В. Закономерности формирования напряженного состояния горных пород в кровле выработанного пространства при его развитии //

Горная промышленность. — 2021. — № 6. — С. 68–75. DOI: 10.30686/1609-9192-2021-6-68-75.

2. Трофимов В. А., Филиппов Ю. А. Особенности формирования массопереноса метана в породах междупластья // Оборудование и технологии для нефтегазового комплекса. — 2021. — № 3. — С. 71–78. DOI: 10.33285/1999-6934-2021-3(123)-71-78.

3. Захаров В. Н., Шляпин А. В., Трофимов В. А., Филиппов Ю. А. Изменение напряженно-деформированного состояния углепородного массива при отработке угольного пласта // Горный информационно-аналитический бюллетень. — 2020. — № 9. — С. 5–24. DOI: 10.25018/0236-1493-2020-9-0-5-24.

4. Трофимов В. А., Кубрин С. С., Филиппов Ю. А., Харитонов И. Л. Численное моделирование напряженно-деформированного состояния вмещающего массива и среднего мощного угольного пласта при завершении отработки выемочного столба // Горный информационно-аналитический бюллетень. — 2019. — № 8. — С. 42–56. DOI: 10.25018/0236-1493-2019-08-0-42-56.

5. Trofimov V. A., Filippov Y. A. Influence of stress variation in roof rocks of coal seam on strata gas conditions in longwalling // Journal of Mining Science. 2019, vol. 55, no. 5, pp. 722–732. DOI: 10.1134/S1062739119056099.

6. Kai L., Daiyin Y., Yeheng S. The mathematical model of stress sensitivities on tight reservoirs of different sedimentary rocks and its application // Journal of Petroleum Science and Engineering. 2020, vol. 193, article 107372. DOI: 10.1016/j.petrol.2020.107372.

7. Игнатов Е. В. Зависимости и особенности смещений и формирования зон разрушения кровли и краевой части пласта при взаимодействии с элементной базой бесцеликтовой технологии // Техника и технология горного дела. — 2020. — № 4. — С. 4–41. DOI: 10.26730/2618-7434-2020-4-4-41.

8. Lubosik Z., Waclawik P., Horak P., Wrana A. The influence of in-situ rock mass stress conditions on deformation and load of gateroad supports in hard coal mine // Procedia Engineering. 2017, vol. 191, pp. 975–983. DOI: 10.1016/j.proeng.2017.05.269.

9. Akilu S., Padmanabhan E., Sun Z. A review of transport mechanisms and models for unconventional tight shale gas reservoir systemst // International Journal of Heat and Mass Transfer. 2021, vol. 175, article 121125. DOI: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2021.121125.

10. Liu T., Lin B. Q., Fu X. H., Liu S. M. A new approach modeling permeability of mining-disturbed coal based on a conceptual model of equivalent fractured coal // Journal of Natural Gas Science & Engineering. 2020, vol. 79, article 103366. DOI: 10.1016/j.jngse.2020.103366.

11. Li Y., You X., Zhao J., Zhang X. Production forecast of a multistage fractured horizontal well by an analytical method in shale gas reservoir // Environmental Earth Sciences. 2019, vol. 78, no. 9, article 27220. DOI: 10.1007/s12665-019-8156-9.

12. Hosseini N., Khoei A. R. Modeling fluid flow in fractured porous media with the interfacial conditions between porous medium and fracture // Transport in Porous Media. 2021, vol. 139, no. 1, pp. 109–129. DOI: 10.1007/s11242-021-01648-5.

13. Zhang R., Cheng Y. P., Yuan L., Zhou H. X., Wang L., Zhao W. Enhancement of gas drainage efficiency in a special thick coal seam through hydraulic flushing // International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences. 2019, vol. 124, no. 3-4, article 104085. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2019.104085.

14. Fan J. Y., Liu P., Li J. J., Jiang D. Y. A coupled methane/air flow model for coal gas drainage: model development and finite-difference solution // Process Safety and Environmental Protection. 2020, vol. 141, pp. 288–304. DOI: 10.1016/j.psep.2020.05.015.

15. Kang P. K., Lei Q., Dentz M., Juanes R. Stress-induced anomalous transport in natural fracture networks // Water Resources Research. 2019, vol. 55, no. 5, pp. 4163–4185. DOI: 10.1029/2019WR024944.

16. Lei Q., Wang X., Xiang J., Latham J-P. Polyaxial stress-dependent permeability of a three-dimensional fractured rock layer // Hydrogeology Journal. 2017, vol. 25, no. 8, pp. 2251–2262. DOI: 10.1007/s10040-017-1624-y.

17. Wang Z., Pan J., Hou Q., Niu Q. Changes in the anisotropic permeability of low-rank coal under varying effective stress in Fukang mining area, China // *Fuel*. 2018, vol. 234, no. 15, pp. 1481 – 1497. DOI: 10.1016/j.fuel.2018.08.013.
18. Zafar A., Su Y. L., Li L., Fu J., Mehmood A. Tight gas production model considering TPG as a function of pore pressure, permeability and water saturation // *Petroleum Science*. 2020, vol. 17, no. 1, pp. 1356 – 1369. DOI: 10.1007/s12182-020-00430-4.
19. Zhong X., Zhu Y., Liu L., Yang H., Li Y., Xie Y., Liu L. The characteristics and influencing factors of permeability stress sensitivity of tight sandstone reservoirs // *Journal of Petroleum Science and Engineering*. 2020, vol. 191, article 107221. DOI: 10.1016/j.petrol.2020.107221.
20. Wang S. G., Elsworth D., Liu J. S. Permeability evolution during progressive deformation of intact coal and implications for instability in underground coal seams // *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*. 2013, vol. 58, pp. 34 – 45. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2012.09.005.
21. Tao S., Tang D., Xu H., Li S. The influence of flow velocity on coal fines output and coal permeability in the Fukang Block, southern Junggar Basin, China // *Scientific Reports*. 2017, vol. 7, no. 1, article 14124, pp. 1 – 10. DOI: 10.1038/s41598-017-14295-y.
22. Lu Y. Y., Ge Z. L., Yang F., Xia B. W., Tang J. R. Progress on the hydraulic measures for grid slotting and fracking to enhance coal seam permeability // *International Journal of Mining Science and Technology*. 2017, vol. 27, no. 5, pp. 867 – 871. DOI: 10.1016/j.ijmst.2017.07.011.
23. Zhao Y., Lin B. Q., Liu T., Kong J., Zheng Y. N. Gas flow in hydraulic slotting-disturbed coal seam considering stress relief induced damage // *Journal of Natural Gas Science & Engineering*. 2020, vol. 75, article 103160. DOI: 10.1016/j.jngse.2020.103160.
24. Chen D. D., He W. R., Xie S. R., He F. L., Zhang Q., Qin B. B. Increased permeability and coal and gas outburst prevention using hydraulic flushing technology with cross-seam borehole // *Journal of Natural Gas Science & Engineering*. 2020, vol. 73, article 103067. DOI: 10.1016/j.jngse.2019.103067.
25. Ножкин Н. В. Заблаговременная дегазация угольных месторождений. — М.: Недра, 1979. — 271 с.
26. Крауч С., Старфилд А. Методы граничных элементов в механике твердого тела. — М.: Мир, 1987. — 328 с. **ИТАБ**

REFERENCES

1. Zakharov V. N., Trofimov V. A., Shlyapin A. V. Patterns of the formation of the stressed state of rocks in the roof of the mined-out area during its development. *Russian Mining Industry*. 2021, no. 6, pp. 68 – 75. [In Russ]. DOI: 10.30686/1609-9192-2021-6-68-75.
2. Trofimov V. A., Filippov Yu. A. Peculiarities of the formation of methane mass transfer in the rocks of the interlayer. *Equipment and technologies for oil and gas complex*. 2021, no. 3, pp. 71 – 78. [In Russ]. DOI: 10.33285/1999-6934-2021-3(123)-71-78.
3. Zakharov V. N., Shlyapin A. V., Trofimov V. A., Filippov Yu. A. Change in stress-strain behavior of coal-rock mass during coal mining. *MIAB. Mining Inf. Anal. Bull.* 2020, no. 9, pp. 5 – 24. [In Russ]. DOI: 10.25018/0236-1493-2020-9-0-5-24.
4. Trofimov V. A., Kubrin S. S., Filippov Yu. A., Kharitonov I. L. Numerical modeling of stress-strain state for host rock mass and thick gently dipping coal seam after mining completion in extraction panel. *MIAB. Mining Inf. Anal. Bull.* 2019, no. 8, pp. 42 – 56. [In Russ]. DOI: 10.25018/0236-1493-2019-08-0-42-56.
5. Trofimov V. A., Filippov Y. A. Influence of stress variation in roof rocks of coal seam on strata gas conditions in longwalling. *Journal of Mining Science*. 2019, vol. 55, no. 5, pp. 722 – 732. DOI: 10.1134/S1062739119056099.
6. Kai L., Daiyin Y., Yeheng S. The mathematical model of stress sensitivities on tight reservoirs of different sedimentary rocks and its application. *Journal of Petroleum Science and Engineering*. 2020, vol. 193, article 107372. DOI: 10.1016/j.petrol.2020.107372.

7. Ignatov E. V. Dependences and features of displacements and formation of zones of destruction of the roof and the marginal part of the reservoir when interacting with the element base of the non-pillar technology. *Journal of Mining and Geotechnical Engineering*. 2020, no. 4, pp. 4–41. [In Russ]. DOI: 10.26730/2618-7434-2020-4-4-41.
8. Lubosik Z., Waclawik P., Horak P., Wrana A. The influence of in-situ rock mass stress conditions on deformation and load of gateroad supports in hard coal mine. *Procedia Engineering*. 2017, vol. 191, pp. 975–983. DOI: 10.1016/j.proeng.2017.05.269.
9. Akilu S., Padmanabhan E., Sun Z. A review of transport mechanisms and models for unconventional tight shale gas reservoir systemst. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 2021, vol. 175, article 121125. DOI: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2021.121125.
10. Liu T., Lin B. Q., Fu X. H., Liu S. M. A new approach modeling permeability of mining-disturbed coal based on a conceptual model of equivalent fractured coal. *Journal of Natural Gas Science & Engineering*. 2020, vol. 79, article 103366. DOI: 10.1016/j.jngse.2020.103366.
11. Li Y., You X., Zhao J., Zhang X. Production forecast of a multistage fractured horizontal well by an analytical method in shale gas reservoir. *Environmental Earth Sciences*. 2019, vol. 78, no. 9, article 27220. DOI: 10.1007/s12665-019-8156-9.
12. Hosseini N., Khoei A. R. Modeling fluid flow in fractured porous media with the interfacial conditions between porous medium and fracture. *Transport in Porous Media*. 2021, vol. 139, no. 1, pp. 109–129. DOI: 10.1007/s11242-021-01648-5.
13. Zhang R., Cheng Y. P., Yuan L., Zhou H. X., Wang L., Zhao W. Enhancement of gas drainage efficiency in a special thick coal seam through hydraulic flushing. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*. 2019, vol. 124, no. 3-4, article 104085. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2019.104085.
14. Fan J. Y., Liu P., Li J. J., Jiang D. Y. A coupled methane/air flow model for coal gas drainage: model development and finite-difference solution. *Process Safety and Environmental Protection*. 2020, vol. 141, pp. 288–304. DOI: 10.1016/j.psep.2020.05.015.
15. Kang P. K., Lei Q., Dentz M., Juanes R. Stress-induced anomalous transport in natural fracture networks. *Water Resources Research*. 2019, vol. 55, no. 5, pp. 4163–4185. DOI: 10.1029/2019WR024944.
16. Lei Q., Wang X., Xiang J., Latham J-P. Polyaxial stress-dependent permeability of a three-dimensional fractured rock layer. *Hydrogeology Journal*. 2017, vol. 25, no. 8, pp. 2251–2262. DOI: 10.1007/s10040-017-1624-y.
17. Wang Z., Pan J., Hou Q., Niu Q. Changes in the anisotropic permeability of low-rank coal under varying effective stress in Fukang mining area, China. *Fuel*. 2018, vol. 234, no. 15, pp. 1481–1497. DOI: 10.1016/j.fuel.2018.08.013.
18. Zafar A., Su Y. L., Li L., Fu J., Mehmood A. Tight gas production model considering TPG as a function of pore pressure, permeability and water saturation. *Petroleum Science*. 2020, vol. 17, no. 1, pp. 1356–1369. DOI: 10.1007/s12182-020-00430-4.
19. Zhong X., Zhu Y., Liu L., Yang H., Li Y., Xie Y., Liu L. The characteristics and influencing factors of permeability stress sensitivity of tight sandstone reservoirs. *Journal of Petroleum Science and Engineering*. 2020, vol. 191, article 107221. DOI: 10.1016/j.petrol.2020.107221.
20. Wang S. G., Elsworth D., Liu J. S. Permeability evolution during progressive deformation of intact coal and implications for instability in underground coal seams. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*. 2013, vol. 58, pp. 34–45. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2012.09.005.
21. Tao S., Tang D., Xu H., Li S. The influence of flow velocity on coal fines output and coal permeability in the Fukang Block, southern Junggar Basin, China. *Scientific Reports*. 2017, vol. 7, no. 1, article 14124, pp. 1–10. DOI: 10.1038/s41598-017-14295-y.
22. Lu Y. Y., Ge Z. L., Yang F., Xia B. W., Tang J. R. Progress on the hydraulic measures for grid slotting and fracking to enhance coal seam permeability. *International Journal of Mining Science and Technology*. 2017, vol. 27, no. 5, pp. 867–871. DOI: 10.1016/j.ijmst.2017.07.011.

23. Zhao Y., Lin B. Q., Liu T., Kong J., Zheng Y. N. Gas flow in hydraulic slotting-disturbed coal seam considering stress relief induced damage. *Journal of Natural Gas Science & Engineering*. 2020, vol. 75, article 103160. DOI: 10.1016/j.jngse.2020.103160.

24. Chen D. D., He W. R., Xie S. R., He F. L., Zhang Q., Qin B. B. Increased permeability and coal and gas outburst prevention using hydraulic flushing technology with cross-seam borehole. *Journal of Natural Gas Science & Engineering*. 2020, vol. 73, article 103067. DOI: 10.1016/j.jngse.2019.103067.

25. Nozhkin N. V. *Zablagovremennaya degazatsiya ugol'nykh mestorozhdeniy* [Early degassing of coal deposits], Moscow, Nedra, 1979, 271 p.

26. Crouch S., Starfield A. *Metody granichnykh elementov v mekhanike tverdogo tela* [Boundary element methods in solid mechanics], Moscow, Mir, 1987, 328 p.

ИНФОРМАЦИЯ ОБ АВТОРАХ

Захаров Валерий Николаевич¹ — академик РАН,

Директор ИПКОН РАН,

e-mail: ipkon-dir@ipkonran.ru,

ORCID ID: 0000-0002-9309-2391,

Трофимов Виталий Александрович¹ — д-р техн. наук,

зав. лабораторией, e-mail: asas_2001@mail.ru,

ORCID ID: 0000-0001-9010-189X,

Шляпин Алексей Владимирович¹ — канд. техн. наук,

заместитель директора по научной работе,

e-mail: ipkon-dir@ipkonran.ru,

ORCID ID: 0000-0002-9442-0983,

¹ Институт проблем комплексного освоения недр РАН.

Для контактов: Шляпин А.В., e-mail: Shlyapin@mail.ru.

INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

V.N. Zakharov¹, Academician

of Russian Academy of Sciences,

Director ICEMR RAS,

e-mail: ipkon-dir@ipkonran.ru,

ORCID ID: 0000-0002-9309-2391,

V.A. Trofimov¹, Dr. Sci. (Eng.),

Head of Laboratory,

e-mail: asas_2001@mail.ru,

ORCID ID: 0000-0001-9010-189X,

A.V. Shlyapin¹, Cand. Sci. (Eng.),

Deputy Director for Science,

e-mail: Shlyapin@mail.ru,

ORCID ID: 0000-0002-9442-0983,

¹ Institute of Problems of Comprehensive Exploitation

of Mineral Resources of Russian Academy of Sciences,

111020, Moscow, Russia.

Corresponding author: A.V. Shlyapin, e-mail: Shlyapin@mail.ru.

Получена редакцией 03.10.2022; получена после рецензии 08.11.2022; принята к печати 10.11.2022.

Received by the editors 03.10.2022; received after the review 08.11.2022; accepted for printing 10.11.2022.

