

УДК 622.023.23

**ОБ ОДНОМ ПОДХОДЕ К ПОСТРОЕНИЮ РЕШЕНИЯ ЗАДАЧИ О ВЫБРОСЕ  
УГЛЯ И МЕТАНА ИЗ КРАЕВОЙ ЗОНЫ ПЛАСТА**© 2023 г. Н. В. Черданцев<sup>1,\*</sup><sup>1</sup>Федеральный исследовательский центр угля и углехимии СО РАН, Кемерово, Россия

\*e-mail: nvch2014@yandex.ru

Поступила в редакцию 13.07.2022 г.

После доработки 13.09.2022 г.

Принята к публикации 20.09.2022 г.

На базе модели геомеханического состояния углепородного массива, вмещающего угольный пласт с непрочным прослойком, пластовую выработку, и разработанных С.А. Христиановичем концепций о газодинамических процессах при отработке угольных пластов, построено решение задачи о выбросе угля и газа из краевой части пласта. Сформулированы условия возникновения газодинамических явлений, проявляющихся в форме образования сначала магистральной трещины в пласте со свободным метаном, затем формированием в нем волны дробления с последующим выбросом в выработку перемычки и смеси раздробленного угля и газа.

*Ключевые слова:* массив горных пород, горная выработка, угольный пласт, предельно напряженные зоны пласта, характеристики прочности, волна дробления

**DOI:** 10.31857/S0032823523010058, **EDN:** HVAYKX

**1. Введение.** Известно, что отработка угольных месторождений подземным способом сопряжена с риском возникновения газодинамических явлений, наибольшую опасность из которых представляют внезапные выбросы угля и газа, обусловленные быстро протекающими физико-механическими процессами.

Существующие методы прогноза газодинамических явлений, описывающие внезапные выбросы и широко использующие экспериментальные физико-механические методы, едины в том, что внезапные выбросы зарождаются в краевой предельно напряженной зоне пласта [1–7].

Эти методы основаны на изучении акустической эмиссии, характеристик прочности пласта, изменения температуры пласта, количестве бурового шлама и газа, образующихся при бурении из забоя выработки скважин и сопутствующих выбросам [8–12].

В этой связи, для составления прогноза газодинамических явлений важнейшими факторами являются следующие: распределение поля напряжений в краевых зонах угольного пласта и давления порового (сорбированного) метана.

Напряженное состояние в окрестности горных выработок оценивается экспериментальными, теоретическими, полуэмпирическими методами [5, 6, 13–17]. Во всех методах эпюры распределения напряжений, действующие на пласт, задаются аналитическими функциями, чаще всего экспонентами, в которых газовая компонента не оказывает влияния на распределение поля напряжений. Однако методы практически не учитывают два важнейших фактора, влияющих на газодинамические процессы и инициирующие волну дробления угля с последующим выбросом в выработку углеметановой смеси. Во-первых, они лишь приближенно учитывают наличие в пласте нару-

шения в виде непрочного прослойка и, во-вторых, не учитывают в пласте поверхностей ослабления с пониженными характеристиками прочности по сравнению с характеристиками прочности самого пласта.

Как показывают результаты исследований, давление порового метана зависит от целого ряда параметров, к которым относятся горно-геологические и горнотехнические параметры: природная пористость, проницаемость пласта, вязкость метана, а также скорость движения выработки [18]. В этой связи, построение кривой давления метана вглубь пласта является важным этапом в решении общей задачи о внезапных выбросах на угледобывающих предприятиях.

Что касается непосредственно процессов внезапных выбросов, то ряд авторов считает, что они осуществляются в два этапа [5–8, 12]. На первом этапе происходит интенсивное развитие поровых трещин под действием горного давления и давления метана, находящегося в этих трещинах, а на втором этапе высвободившийся в результате образования магистральных трещин метан выдавливает перемычку (пробку) между забоем выработки и магистральной трещиной. Причем, на втором этапе при некоторых условиях возможно возникновение волны дробления, что усиливает эффект выброса.

В ряде работ принято считать, что трещинообразование происходит при условии [5, 8]

$$\frac{\sigma_1 - \sigma_3 - p}{\sigma_0 - \sigma_p} \geq 1, \quad (1.1)$$

где  $\sigma_1, \sigma_3$  – главные напряжения в пласте,  $\sigma_0, \sigma_p$  – пределы прочности угля на одноосное сжатие и растяжение.

Однако, следует отметить, что критерием перехода пласта в предельное состояние является критерий Кулона–Мора, который применительно к прямолинейной огибающей линии кругов предельных состояний, построенных при одноосных растяжении и сжатии, имеет вид [6, 14, 15, 17]

$$\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_0 - \sigma_p} \geq 1 \quad (1.2)$$

Из сравнения выражений (1.1) и (1.2), легко заметить, что при соблюдении условия (1.2) условие (1.1) выполняется автоматически. Отсюда следует, что первый этап процесса выброса совпадает с процессом перехода пласта в предельно напряженное состояние. Иными словами, в предельно напряженной зоне пласта процесс трещинообразования реализуется автоматически без участия газа. Поэтому критерий (1.1) вряд ли применим для прогнозных оценок выбросов.

Кроме того, на втором этапе решения задачи о внезапном выбросе величина давления метана, входящая в критерий (1.1), определяется косвенными методами. Она не связана ни с сорбционной изотермой угольного пласта, по которой устанавливается характер изменения давления метана вглубь пласта, ни со скоростью движения выработки, хотя учет этих характеристик достаточно подробно изложен в фундаментальных работах [1, 18].

В настоящее время практически нет работ, в которых процессы выбросов описываются в рамках моделей напряженного состояния краевой зоны угольного пласта, построенных на фундаментальных методах механики деформируемого твердого тела [5, 6]. Особенно, это касается работ, учитывающих наличие в пластах непрочных прослоек, которые как раз и оказывают существенное влияние на распределение напряжений в краевых частях пластов, где и зарождаются газодинамические явления. В ряде работ влияние непрочного прослойка на напряженное состояние пласта учитывается посредством усреднения пределов прочности прослойка и самого пласта [3, 4, 6]. В этом случае в качестве характеристики прочности пласта с прослойком выступает средневзвешенный, “размазанный” по его толщине приведенный предел прочности

пласта. Усреднение характеристик прочности существенно меняет вид эпюры опорного давления, особенно в приконтурной части пласта, поскольку вполне очевидно, что на кромке пласта, вмещающего прослойку, вертикальное нормальное напряжение равно пределу прочности прослойка, а в пласте с усредненной прочностью вертикальное напряжение равно приведенному пределу прочности, значительно превышающему предел прочности прослойка.

В задаче о выбросе, представленной в данной работе, впервые увязаны в единое целое оба этапа решения задачи, результаты решения которой могут быть использованы в прогнозных оценках газодинамических явлений. Для конкретных горно-геологических и горнотехнических условий отработки угольного пласта проведены исследования напряженного состояния угольного пласта, определены параметры пласта, при которых возможно возникновение газодинамических явлений в форме образования магистральных трещин, выдавливания части пласта (блока) из краевой предельно напряженной зоны, возникновения волны дробления непрочного прослойка с последующим выбросом в выработку углеметановой смеси.

На первом этапе решения задачи о построении поля напряжений в углепородном массиве использованы ранее разработанные модели геомеханического состояния массива, вмещающего пластовую выработку и дизъюнктивное нарушение [19], а также модели массива с пластовой выработкой и трещиной гидроразрыва [20], выработкой, пройденной по угольному пласту с непрочным прослойком [21].

В этой модели наиболее полно учтены важнейшие факторы, влияющие на напряженное состояние углепородного массива в окрестности пластовой выработки. К этим факторам относятся поверхности ослабления, представляющие направления в массиве горных пород, включая и угольный пласт, по которым характеристики прочности ниже, чем по другим его направлениям. Кливаж и контакты пласта с окружающим массивом являются частными случаями поверхностей ослабления. Наличие этих поверхностей и непрочного прослойка существенно изменяет и картину распределения линий скольжения, и поле напряжений в предельно напряженной зоне пласта [21].

На втором этапе формулируются и проверяются условия выброса в выработку угля и метана. На этом этапе согласно подходу акад. С.А. Христиановича, в котором учитывается сорбционная изотерма угольного пласта, и используются основные законы газовой динамики, строится кривая распределения порового давления метана вглубь пласта [18]. После совмещения графиков порового давления метана и эпюры нормальных напряжений, действующих на поверхностях вероятных магистральных трещин, определяются участки краевой зоны пласта, на которых возможно образование магистральных трещин. В этой связи выбросы возможны либо путем выдавливания части пласта (блока) после образования магистральной трещины, либо с учетом образования волны дробления и последующим выбросом смеси из раздробленного угля и газа. Как правило, к трещинам, по которым образуются магистральные трещины, относятся кливажные трещины и линии скольжения пласта при его переходе в предельное (пластическое) состояние.

Для оценки возникновения и распространения волны дробления также используются концепции акад. С.А. Христиановича о газодинамических явлениях [1, 2, 18].

**2. Постановка задачи о геомеханическом состоянии массива, вмещающего пластовую выработку, и построение его решения.** Задача о напряженном состоянии пласта формулируется следующим образом (рис. 1). В массиве горных пород, моделируемом невесомой плоскостью, пройдена сначала монтажная камера 1 (для монтажа угледобычного оборудования) шириной  $a_k$ , и высотой  $h_k$ , а затем проводится очистная выработка 2 высотой  $h$  и шириной  $a_v$ .

Они пройдены на глубине  $H$  по угольному пласту 3 мощностью, равной высоте выработки. В центральной части пласта имеется низкопрочный прослойок 4 мощно-

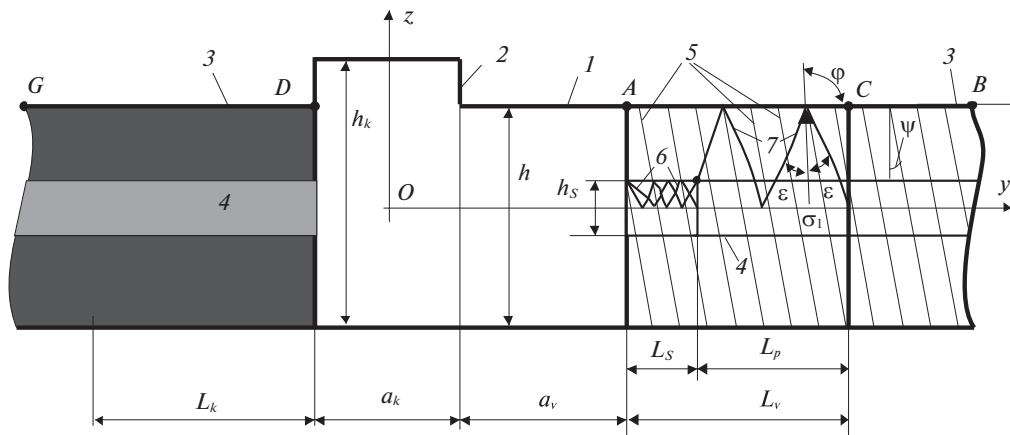


Рис. 1.

стью  $h_s$ ; а также регулярная система кливажных трещин 5, наклоненных к вертикали под углом  $\psi$ ; 6 – линии скольжения в предельно напряженной зоне прослойка пласта; 7 – линии скольжения в пласте. Характеристики прочности пород массива (боковыми породами), вмещающие пласт, значительно превышают его характеристики и, тем более, они выше, чем характеристики прочности по его контактам с породами массива.

Плоскость нагружена сверху, снизу и с боков равнокомпонентным гравитационным давлением  $\gamma H$  ( $\gamma$  – средневзвешенный объемный вес налегающих пород). Характеристики прочности пласта:  $\sigma_0$  – предел прочности на одноосное сжатие,  $C$  – коэффициент сцепления,  $\delta$  – угол внутреннего трения. Они меньше, чем характеристики прочности пород вмещающего массива, но больше, чем характеристики ( $C'$  – коэффициент сцепления,  $\delta'$  – угол внутреннего трения) по контактам пласта с остальным массивом. Предел прочности прослойка  $\sigma_{0s}$  меньше  $\sigma_0$ , а его угол внутреннего трения  $\delta_s$  равен углу  $\delta$ . В краевых частях пласта впереди очистной выработки образуются зоны неупругого деформирования (предельно напряженные зоны) шириной  $L_v = L_s + L_p$  ( $L_s$  – ширина зоны прослойка,  $L_p$  – ширина зоны пласта), а со стороны монтажной камеры эта зона составляет величину  $L_k$ . За пределами предельно напряженных зон пласт находится в упругом состоянии. Принятая система координат  $yOz$  совпадает с центральными осями поперечного сечения монтажной камеры (рис. 1).

Механизм формирования предельно напряженных зон в структурно однородном пласте (в отсутствии кливажа) с образованием линий скольжения изложен в работах [6, 19, 20]. В них показано, что предельно напряженные зоны структурно однородного пласта развиваются вглубь, начиная с его обнажения (от его кромки), когда вертикальные главные напряжения  $\sigma_1$  (главное напряжение  $\sigma_3$  на обнажении равно нулю) достигают значения  $\sigma_0$ . В предельно напряженной зоне пласт деформируется не только по направлению его мощности, но и вдоль контакта с окружающими породами, где происходит его проскальзывание. В этой связи в нем одновременно реализуются два предельных состояния равновесия: общее или обыкновенное (состояние самого пласта) и специальное (состояние по контакту пласта с окружающим массивом) [6, 22]. Эти два условия соответствуют критериям Кулона–Мора для прямолинейных огибающих кругов предельных состояний по пласту и по контакту пласта (слоя) с массивом.

Критерии Кулона–Мора совместно с дифференциальными уравнениями равновесия образуют систему уравнений о напряженном состоянии краевой зоны угольного пласта. В задаче с плоской деформацией путем перехода от компонентов тензора напряжений к приведенному напряжению  $\sigma$  и углу  $\varphi$  между осью  $y$  и напряжением  $\sigma_1$  (рис. 1) система сводится к уравнению гиперболического типа [22].

Уравнения гиперболического типа решаются методом характеристик. В этом методе направления характеристик (характеристических линий) совпадают с линиями скольжения материала [6, 22]. На характеристиках уравнения упрощаются, но, несмотря на это, их интегрирование в замкнутом виде получается только на участках пласта (слоя), расположенных в непосредственной близости к его обнажению. На остальных участках его предельно напряженной зоны решение можно получить только путем вычислительной процедуры, последовательно решая три краевые задачи механики предельного равновесия, используя рекуррентные конечно-разностные соотношения [22–24]. В предельно напряженной зоне возникают две системы линий скольжения, образующих своеобразную сетку. Главное напряжение  $\sigma_1$  составляет с двумя линиями, принадлежащими разным системам сетки линий скольжения, угол  $\pm\varepsilon$  ( $\varepsilon = \pi/4 - \delta/2$ ) (рис. 1).

Очевидно, что при наличии в угольном пласте непрочного прослойка предельное состояние наступает сначала в нем, а в пласте оно возникает лишь на некотором удалении от его кромки и при достижении приведенным напряжением в прослойке величины приведенного напряжения в пласте, которое соответствует предельному состоянию одноосного сжатия. Далее пласт и прослойка деформируются совместно, а характер распределения эпюр напряжений вдоль контактов прослойка, пласта и массива, а также вдоль оси пласта представляет вид попеременно сменяющихся постоянных и нелинейных участков. При решении упругопластической задачи о пластовой выработке в углепородном массиве, ступенчато меняющиеся эпюры напряжений аппроксимируются монотонными функциями в виде полиномов, степень которых определяется протяженностью предельно напряженной зоны [23, 24].

Граница смены пластических и упругих деформаций определяется из решения упругопластической задачи, которая путем замены предельно напряженных зон пласта реактивными усилиями, действующими на границах этих зон, сводится ко второй внешней краевой задаче теории упругости [25, 26] и решается методом интегральных уравнений [25–27]. В разрешающих уравнениях этой задачи кроме неизвестной интенсивности фиктивной нагрузки, приложенной на поверхности выработки, неизвестным остается также и суммарный размер предельно напряженной зоны, входящей в область интегрирования. Эти неизвестные находятся в ходе реализации итерационной процедуры метода последовательных приближений [19, 20]. Сначала задается размер предельно напряженной зоны, затем решается граничное интегральное уравнение, потом проверяется выполнение статических граничных условий на границе упругих областей и предельно напряженных зон. Если условия не выполняются, то процедура повторяется при других значениях предельно напряженной зоны. После того как граничные условия будут выполнены, задача теории упругости считается решенной. Эпюра вертикальных нормальных напряжений, построенная в ходе стыковки решения упругой и пластической областей, является эпюрой опорного давления на угольный пласт. Ее параметрами являются величина нормального напряжения на границе упругой и пластической областей, а также протяженность предельно напряженной (пластической) зоны пласта.

На рис. 2, 3 представлены результаты расчета параметров опорного давления в окрестности пластовой выработки. В качестве исходной информации при проведении вычислительного эксперимента приняты следующие параметры:  $H = 650$  м,  $\gamma = 25$  кН/м<sup>3</sup>,

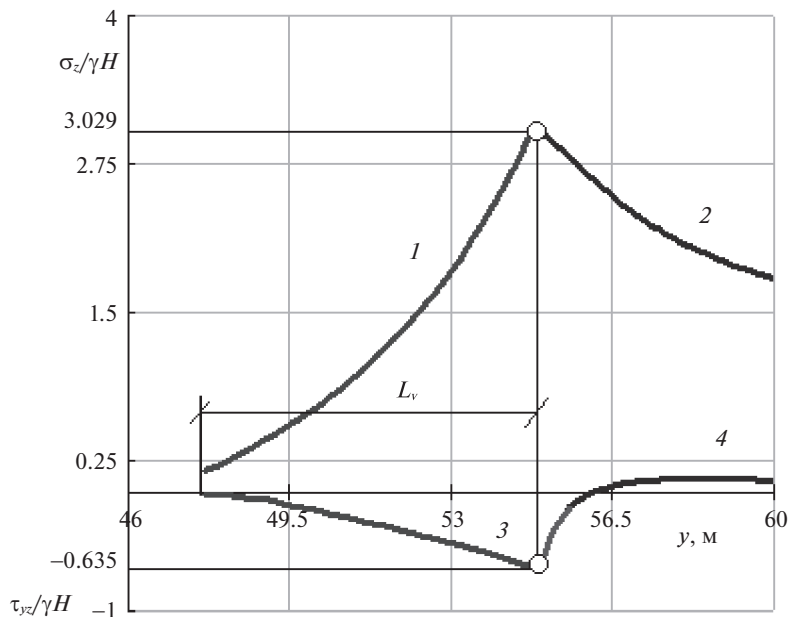


Рис. 2.

$\sigma_0 = 10$  МПа,  $\delta = 20^\circ$ ,  $\sigma_{0s} = 1.95$  МПа,  $\delta_s = 20^\circ$ ,  $\delta' = 10^\circ$ ,  $C' = 0$ ,  $a_k = 5$  м,  $a_v = 45$  м,  $h_k = 4.5$  м,  $h = 3$  м,  $h_s = 0.75$  м.

Принятые прочностные параметры пласта являются среднестатистическими данными для угледобывающих месторождений на территории России [3, 6, 15, 29, 30]. Так, например, предел прочности угольного пласта колеблется в пределах от 7 до 60 МПа, при этом, предел прочности на растяжение меньше предела прочности на сжатие в 8–10 раз [29].

Экспериментальными исследованиями и натурными наблюдениями установлено, что при средневзвешенной прочности пласта более 15.2 МПа выбросы на шахтах Кузбасса не происходят, а большинство же выбросов случались на отработываемых угольных пластах, у которых средневзвешенная прочность составляла менее 5.2 МПа [30]. На угольных шахтах Донбасса выбросы происходили на пластах, чей предел прочности, как правило, меньше 10 МПа [3].

Значения глубины  $H$  и мощности пласта  $h$  также являются промежуточными величинами для глубин отработываемых угольных пластов с широким спектром мощностей. На некоторых шахтах юга Кузбасса глубина разработки пластов более 700 м, а их мощность превышает 5 м.

На рис. 2 построены эпюры вертикальных нормальных напряжений  $\sigma_z$  (кривые 1, 2) и касательных  $\tau_{yz}$  (кривые 3, 4) напряжений вдоль кровли пласта (линия  $ACB$  на рис. 1), которые являются результатами решения упругопластической задачи. Цифрами 1, 3 обозначены эпюры в предельно напряженной зоне пласта, а цифрами 2, 4 – в его упругой области. Из рисунка следует, что максимум нормальных напряжений приходится на границу упругой области и предельно напряженной зоны, и он равен  $3.029 \gamma H$  (49.222 МПа), а ширина предельно напряженной зоны  $L_v$  составляет 7.31 м.

На рис. 3 построены эпюры нормальных  $\sigma_z$  (кривые 1, 2) и касательных  $\tau_{yz}$  (кривые 3, 4) напряжений вдоль кровли пласта в борту монтажной камеры (вдоль линии

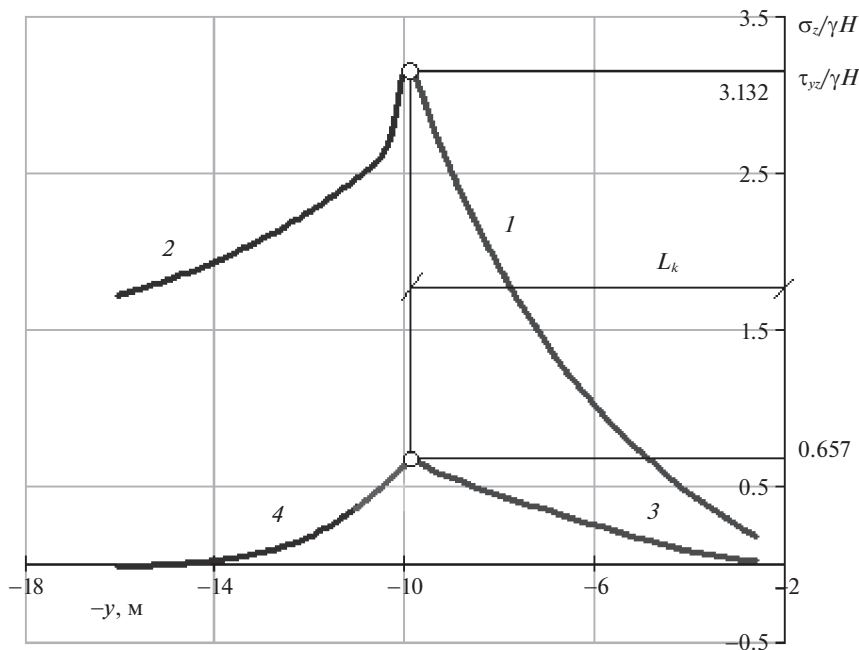


Рис. 3.

*DG* на рис. 1). Они также являются результатом решения упругопластической задачи. Цифрами 1, 3, как и на рис. 2, обозначены эпюры напряжений в предельно напряженной зоне пласта, а цифрами 2, 4 в его упругой области. Из рисунка следует, что максимум опорного давления равен  $3.132 \gamma H$  (50.895 МПа), а ширина предельно напряженной зоны составляет 7.47 м.

Представленные на рисунках эпюры напряжений полностью определяют картину напряженного состояния обрабатываемого пласта и обеспечивают проведение исследований по прогнозу газодинамических явлений.

Если в угольном пласте учтена горизонтальная слоистость пласта, то можно определить и наклон другой системы регулярных поверхностей ослабления, по которым также реализуется предельное состояние [6, 28]. К этим поверхностям относятся кливажные трещины, являющиеся неперенным атрибутом любого угольного пласта.

Кливажные трещины образованы геологическими процессами, произошедшими в некоторых районах земной коры, еще до начала отработки исследуемого угольного месторождения, которое находится в пределах этих районов. В результате в угольных пластах, а в некоторых случаях и во вмещающих породах, образуются системы упорядоченных регулярных разрывных или сдвиговых трещин, произвольно ориентированных в пространстве. В естественных условиях и в тектонически не активных к исследуемому моменту времени районах они находятся в закрытом состоянии, т.е. их берега сомкнуты. При расчетах напряженного состояния углепородного массива и газодинамических явлений в нем параметры кливажных трещин, их углы падения и простираения, как и другие параметры массива: мощность пласта характеристики прочности, газоносность и т.д., как правило, известны [6, 15, 28].

Углы  $\alpha_1$ ,  $\alpha_2$  между направлением главной площадки, на которой действует напряжение  $\sigma_3$ , и направлениями площадок, принадлежащих поверхностям ослабления

(кливажным трещинам), где также выполняется специальный критерий Кулона–Мора, определяются следующим образом [6]

$$\alpha_1 = \frac{1}{2} \left\{ \arcsin \left[ \frac{C' \operatorname{ctg} \delta' + \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} \sin \delta'}{\left( C \operatorname{ctg} \delta + \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} \right) \sin \delta} \right] - \delta' \right\} \quad (2.1)$$

$$\alpha_2 = \frac{\pi}{2} - \frac{1}{2} \left\{ \arcsin \left[ \frac{C' \operatorname{ctg} \delta' + \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} \sin \delta'}{\left( C \operatorname{ctg} \delta + \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} \right) \sin \delta} \right] + \delta' \right\} \quad (2.2)$$

Эти углы получены при условии касания огибающими прямыми линиями кругов предельных состояний, как по пласту, так и по поверхностям ослабления. В этом случае, коэффициент сцепления  $C$  связан с пределом прочности известной зависимостью [6, 28]

$$C = \frac{1 - \sin \delta}{2 \cos \delta} \sigma_0 \quad (2.3)$$

По формулам (2.1), (2.2) с учетом (2.3) могут быть определены граничные значения углов наклона поверхностей ослабления  $\alpha_1$ ,  $\alpha_2$ , при которых предельное состояние наступает не только по линиям скольжения, но и по поверхностям ослабления.

Так, если характеристики прочности по кливажу составляют  $\delta' = 10^\circ$ ,  $C' = 0$ , то углы на кромке пласта ( $\sigma_3 = 0$ ,  $\sigma_1 = \sigma_0$ ) принимают следующие значения:  $\alpha_1 = 0^\circ$ ,  $\alpha_2 = 80^\circ$ . На достаточном удалении от кромки вглубь пласта эти углы равны:  $\alpha_1 = 10.256^\circ$ ,  $\alpha_2 = 69.744^\circ$ .

Таким образом, при учете кливажных трещин, наклоненных к вертикали под углом  $\alpha_1 \leq \alpha \leq \alpha_2$ , предельно напряженное состояние реализуется как по линиям скольжения, так и по кливажным трещинам.

**3. Задача С.А. Христиановича о распределении порового давления метана вглубь пласта при движении забоя выработки и ее применение к оценкам газо-геомеханического состояния краевой зоны пласта.** Поскольку фильтрующая способность угля невелика, то при движении забоя пластовой выработки происходит падение давления в приконтурном слое угля небольшой толщины, которая зависит от скорости движения забоя, фильтрационных свойств угля, а также от вязкости метана.

При построении кривой распределения давления метана вглубь пласта здесь применены подходы, изложенные акад. С.А. Христиановичем в работах [1, 18]. В этой связи символика и обозначения физических параметров, описывающих газодинамические процессы, в основном совпадают с обозначениями, принятыми в работах [1, 2, 18].

Полагается, что газовыделение из забоя, движущегося с постоянной скоростью  $\theta$ , давление метана  $p$  вблизи забоя, а также распределение опорного давления по отношению к забою остаются постоянными, т.е. задача решается в квазистатической постановке. При этом используются одномерные уравнения фильтрации метана с учетом явления его десорбции. Считается также, что процесс выделения метана из забоя протекает изотермически и, следовательно, справедливо соотношение

$$\frac{\rho}{\rho_*} = \frac{p}{p_*}, \quad (3.1)$$

где  $\rho_*$ ,  $p_*$  — начальные значения плотности и давления порового метана в отсутствии фильтрации,  $\rho$ ,  $p$  — его текущие плотность и давление. Наибольшее значение давления



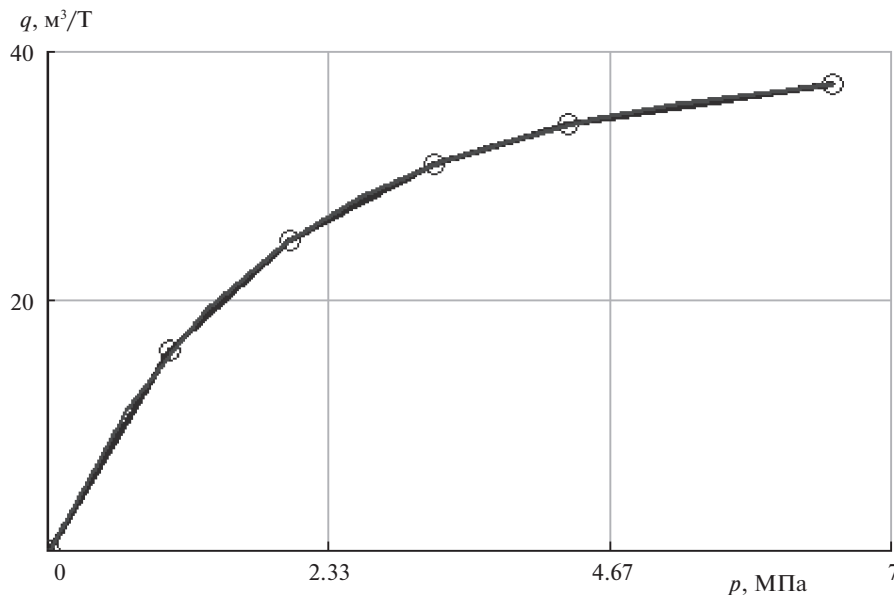


Рис. 4.

$p_*$  равно  $\gamma_v H$  ( $\gamma_v$  – объемный вес воды). На глубине 650 м оно составляет 6.5 МПа и равно гидростатическому давлению на заданной глубине [3, 31, 32].

Плотность угля  $\rho_y$  можно представить в виде

$$\rho_y = \rho_{y*} - \rho_* b, \tag{3.2}$$

где  $\rho_{y*}$  – начальная плотность угля,  $\rho_*$  – начальная плотность метана, коэффициент  $b$  определяется по изотермам сорбции по формуле [1, 18]

$$b = 1.3 \frac{T_*}{273} \frac{p_a}{p_*} (q_* - q), \tag{3.3}$$

где  $T_*$  – начальная температура газа,  $p_a$  – атмосферное давление,  $q_*$  – сорбция ( $m^3/T$ ) при давлении  $p = p_*$ ,  $q$  – сорбция при давлении, равном  $p$ .

Сорбционная изотерма, приведена на рис. 4. Здесь принято допущение о том, что сорбционная кривая зависит только от распределения давления метана, расположенного в порах пласта (порового метана). Кружками на ней отмечены среднестатистические данные по пластам на угледобывающих предприятиях Кузбасса. Сплошной кривой линией обозначена функция полинома пятой степени, аппроксимирующая кривую среднестатистических данных.

На рис. 5 по формуле (3.3) построен график зависимости коэффициента  $b$  от безразмерного параметра  $\beta = p/p_*$ .

Очевидно, что количество газа в угольном пласте между двумя его поперечными сечениями в момент времени  $t + dt$  равно количеству газа между теми же сечениями в момент времени  $t$ , поэтому количество газа, выделившегося между этими сечениями

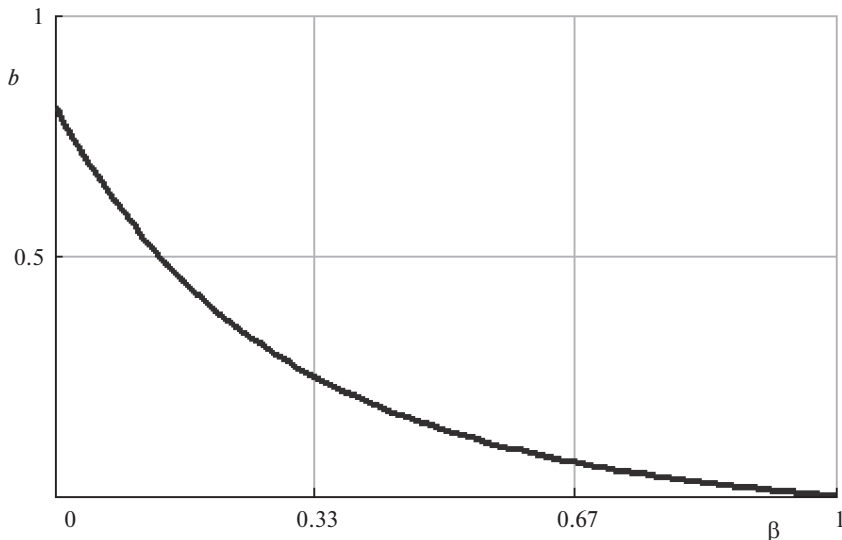


Рис. 5.

за дифференциально малый промежуток времени  $dt$ , определится следующим соотношением

$$(\rho_{y*} - \rho_y)\theta = \rho_* b \theta \quad (3.4)$$

Изменение количества газа между этими же сечениями за единицу времени на единицу площади поперечного сечения плюс количество газа, прошедшего через сечение около свободной поверхности, равно

$$m\theta\rho - m\theta\rho_* + u\rho, \quad (3.5)$$

где  $m$  – коэффициент пористости угольного пласта,  $u$  – скорость фильтрации газа.

На основании закона сохранения массы количество газа, определяемого выражениями (3.4) и (3.5), одинаково и поэтому

$$(\rho_* - \rho)m\theta - u\rho = \rho_* b \theta,$$

откуда определяется скорость фильтрации

$$u = -\theta m \frac{\rho_*}{\rho} \left( 1 - \frac{\rho}{\rho_*} + \frac{b}{m} \right) \quad (3.6)$$

При изотермическом процессе течения газа справедлив закон фильтрации Дарси

$$u = \frac{K}{\mu} p \frac{dp}{dy} = -\frac{K}{\mu} p_* \frac{d\beta}{dy} \quad (3.7)$$

Входящие в выражение (3.7) параметры  $K$  и  $\mu$  являются, соответственно, коэффициентом проницаемости пласта и коэффициентом динамической вязкости метана.

В общем случае коэффициент проницаемости пласта зависит от параметров опорного давления, меняющихся вглубь пласта, и представляется зависимостью [18]

$$K = K_* l(y), \quad (3.8)$$

где  $K_*$  – коэффициент проницаемости пласта на достаточном удалении от его кромки, а параметр  $l(y)$  является функцией координаты  $y$ .

После подстановки выражения (3.6) в дифференциальное уравнение (3.7) и разделения переменных оно приводится к следующему интегральному соотношению между переменными  $y, \beta$

$$\frac{1}{y_*} \int_0^y \frac{dy}{l(y)} = \int_{\beta_0}^{\beta} \frac{\beta d\beta}{1 - \beta + \frac{\beta^2}{m}}, \quad (3.9)$$

где параметр  $y_*$  обозначен через основные исходные данные

$$\frac{1}{y_*} = \frac{m\theta\mu}{K_* p_*}, \quad (3.10)$$

а  $\beta_0$  соответствует давлению газа  $p_0$  на свободной поверхности.

Задача определения коэффициента проницаемости угольного пласта является довольно сложной задачей, поскольку этот коэффициент существенно зависит от структуры пласта, количества сорбированного углем метана, распределения горного давления на угольный пласт [31–39].

В этой статье учтена зависимость коэффициента проницаемости пласта от горного давления, при этом, коэффициент пористости при изменении горного давления не меняется.

Коэффициент проницаемости зависит от величины среднего нормального напряжения, действующего на пласт, и в общем случае представляется в дифференциальной форме, в которую входит функция, определяемая по результатам эксперимента [33, 34].

Ряд авторов считает, что изменение коэффициента проницаемости можно представить аналитическими зависимостями в виде экспоненциальных, степенных или показательных функций, в которые входят экспериментально определяемые коэффициенты [36–38].

В этих зависимостях принято, что коэффициент проницаемости зависит не от величины максимального нормального напряжения, действующего на пласт, а определяется величиной среднего нормального напряжения. При достаточно больших значениях опорного давления на пласт, коэффициент проницаемости, как показывают исследования, стремится к нулю [35–37].

В этой связи в экспоненциальной форме входящий в зависимость (3.8) параметр  $l(y)$  представляется в следующем виде

$$l(y) = \frac{K_0}{K_*} \exp \left[ \frac{\sigma_c(0) - \sigma_c(y)}{\sigma_c(L_K)} k_\sigma \right], \quad (3.11)$$

где  $K_0$  – коэффициент проницаемости на кромке пласта;  $\sigma_c$  – среднее напряжение в пласте, являющееся функцией координаты  $y$ ;  $\sigma_c(y)$  – среднее напряжение в произвольном сечении с координатой  $y$ ;  $\sigma_c(0)$  – среднее напряжение на кромке пласта.  $L_K$  – расстояние между кромкой пласта и сечением, в котором коэффициент проницаемости  $K$  равен  $K_*$ ;  $\sigma_c(L_K)$  среднее напряжение в сечении  $y = L_K$ ,  $k_\sigma$  – коэффициент, характеризующий скорость спада коэффициента проницаемости вглубь пласта, подбирается из физических условий задачи.

Среднее нормальное напряжение  $\sigma_c$ , являющееся средним арифметическим нормальных напряжений  $\sigma_z, \sigma_y, \sigma_x$ , действующих на пласт, и в плоской задаче определяется следующим образом [25]

$$\sigma_c = \frac{\sigma_z + \sigma_y + \sigma_x}{3} = \frac{(1 + \nu)(\sigma_z + \sigma_y)}{3},$$

где  $\sigma_x = \nu(\sigma_z + \sigma_y)$ , а  $\nu$  – коэффициент Пуассона. В предельно напряженной (пластической) области он принят равным 0.5.

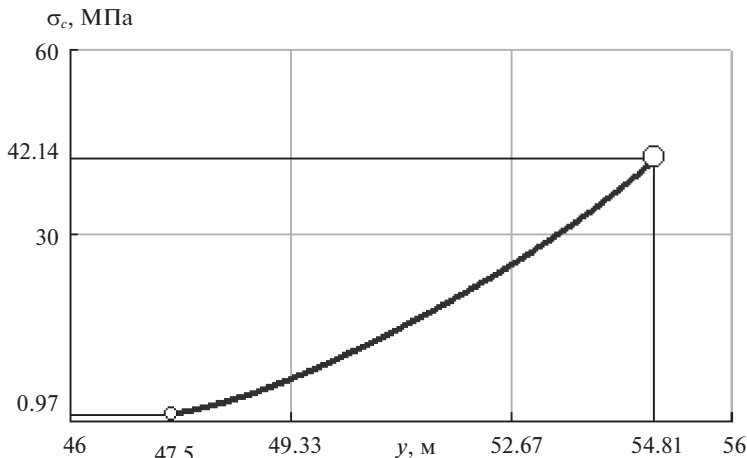


Рис. 6.

На рис. 6 построена эпюра среднего напряжения, действующего вдоль оси пласта в границах его предельно напряженной зоны. На нем показано, что максимальное значение, равное 42.14 МПа, достигается в сечении пласта с максимумом опорного давления ( $L_v = 7.31$  м).

Параметр  $l(y)$  может быть принят и в форме показательной функции

$$l(y) = \left( \frac{K_0}{K_*} \right)^{1 - \frac{ky}{L_K}}, \quad (3.12)$$

где коэффициент  $k$ , как и в случае с экспонентой, подбирается из физических условий задачи.

Выражение (3.12) более простое по сравнению с выражением (3.11), но физически менее обосновано, поскольку в него не входят значения среднего напряжения и, следовательно, размер  $L_K$  остается неопределенным. Но более простой вид выражения (3.12) позволяет получить распределение порового давления вглубь пласта в аналитическом виде.

В этой связи после подстановки (3.12) в левую часть (3.9) интеграл берется в замкнутом виде

$$\frac{1}{y_*} \int_0^y \omega^{-\left(1 - \frac{ky}{L_K}\right)} dy = \frac{L_K}{y_* k \ln \omega} \left( \omega^{-\left(1 - \frac{ky}{L_K}\right)} - \omega^{-1} \right), \quad (3.13)$$

где  $\omega = K_0/K_*$ .

Уравнение (3.9) с учетом (3.13) принимает следующий вид

$$\frac{L_K}{y_* \ln \omega} \left( \omega^{-\left(1 - \frac{ky}{L_K}\right)} - \omega^{-1} \right) = \int_{\beta_0}^{\beta} \frac{\beta d\beta}{1 - \beta + \frac{b}{m}} \quad (3.14)$$

Из уравнения (3.14) после некоторых преобразований легко получить зависимость между абсциссой  $y$  и параметром давления газа  $\beta$  в следующем виде

$$y = \frac{L_K}{k} \left\{ 1 - \frac{1}{\ln \omega} \ln \left[ \frac{\omega L_K}{L_K + \omega J(\beta) y_* k \ln \omega} \right] \right\} \quad (3.15)$$

В выражении (3.15) интеграл в правой части (3.14) обозначен  $J(\beta)$ .

С помощью выражения (3.11) такой зависимости не получить, поскольку входящие в него значения среднего напряжения представлены численно и получены в ходе решения краевой задачи предельного состояния пласта. В этом случае уравнение (3.9) решается численными методами.

Ниже представлены графические результаты, полученные с помощью приведенных выше формул. В качестве исходной информации приняты следующие данные:  $\theta = 13$  м/сут,  $m = 0.15$ ;  $K_0 = 3.0$  мД (миллидарси),  $\mu = 0.012$  сП (сантипуаз) =  $1.2 \times 10^{-11}$  МПа·с;  $p_a = 0.1$  МПа.

Принятая скорость движения очистного забоя является средним показателем его скорости при отработке пластов на шахтах Кузбасса. На некоторых шахтах она достигает 20 м/сут.

При выборе данных также учтено, что коэффициент пористости в среднем колеблется в пределах от 0.1 до 0.15 единицы [3, 4, 39], а величины коэффициента проницаемости на выбросоопасных пластах близки к принятому здесь значению [39].

Как показывают результаты исследований, полученные в [32, 35], коэффициент проницаемости угольного пласта при среднем нормальном напряжении, равном 30 МПа, практически равен нулю. В данной задаче этому значению соответствует размер  $L_K = 5.84$  м (рис. 6).

Поскольку значений среднего напряжения, соответствующего нулевому коэффициенту проницаемости для широкого спектра угольных пластов нет, то в данной работе принято, что близкий к нулю коэффициент проницаемости  $K_*$  составляет  $10^{-5}$  мД и находится в сечении с максимумом опорного давления, поэтому  $L_K = L_v = 7.31$  м.

Коэффициенты, входящие в выражения (3.11) и (3.12) для параметра  $l(y)$ , приняты следующими:  $k_\sigma = 22$ ,  $k_\sigma = 9.55$ ,  $k = 1.0$ . При таких значениях графики параметра  $l(y)$  близки друг к другу.

На рис. 7 показаны три графика распределения давления порового метана вдоль оси  $y$ , которые наглядно представляет картину его изменения вглубь пласта. Кривая 1 построена по уравнению (3.15), а 2 и 3 построены по результатам численного решения уравнения (3.9), в котором параметр  $l(y)$  задан согласно зависимости (3.11). Более крутая кривая 2 соответствует  $k_\sigma = 22.0$ , а кривая 3 построена для  $k_\sigma = 9.55$ . Видно, что кривые 1 и 2, построенные по разным уравнениям, достаточно близки друг к другу.

Из рис. 7 следует, что нарастание давления метана происходит довольно быстро: на расстоянии порядка 2.5 м давление метана становится близким к 6 МПа. На первый взгляд это вызывает сомнение, однако, в некоторых исследованиях рост давления метана, начиная с атмосферного у забоя выработки, до значения, близкого к гидростатическому давлению, происходит на расстоянии всего полутора метров [32].

**4. Задача об образовании магистральной трещины, заполненной свободным метаном.** Известно, что поровый метан при определенных условиях может привести к росту пор и микротрещин. В механике разрушения развитие микротрещин в твердых деформируемых телах, часто приводящее к его разрушению, описывается теорией Гриффитса – Ирвина [40, 41].

При теоретическом анализе проблемы прочности и распространения трещин в твердых деформируемых и монолитных телах при квазистатических процессах используется уравнение Ирвина [40, 41]

$$k_n^2 + k_t^2 = \frac{E \cdot \Gamma}{1 - \nu^2} = K_{IC}^2, \quad (4.1)$$

где  $k_n$ ,  $k_t$  – коэффициенты интенсивности напряжений, обусловленные действием нормальной (расклинивающей)  $p_n$  и касательной  $p_t$  нагрузок на берегах трещины;  $E$  – модуль продольной упругости, а  $\nu$  – коэффициент Пуассона пород массива.  $\Gamma$  – плот-

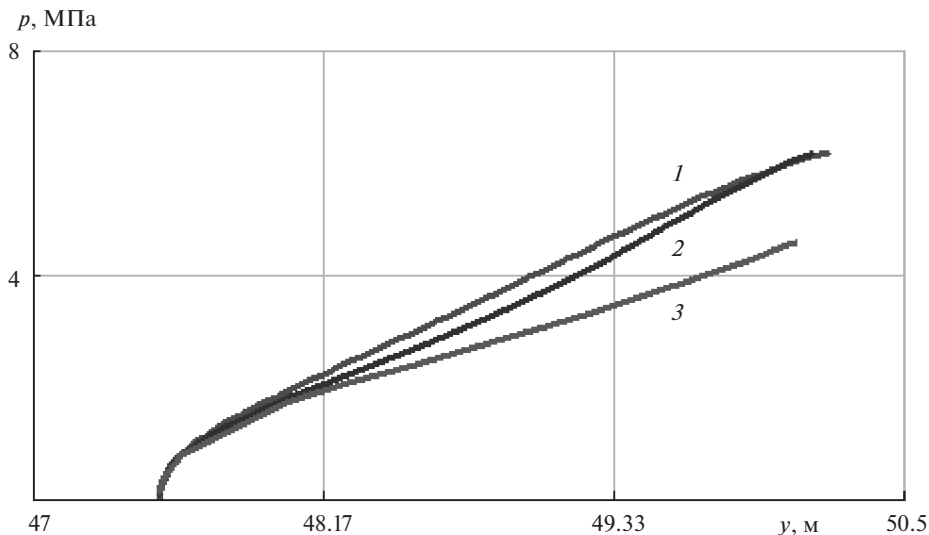


Рис. 7.

ность энергии разрушения материала, необходимой для образования единицы поверхности,  $K_{IC}$  – коэффициент трещиностойкости материала.

Из условия (4.1) следует, что трещина растет, если суммарные коэффициенты интенсивности напряжений в ней превышают значение коэффициента трещиностойкости для данного материала. Т.е. для развития трещины ей необходимо преодолеть силы сцепления материала, величина которых определяется эффективной плотностью энергии разрушения.

Для определения коэффициентов интенсивности напряжений существует несколько методов и подходов. Например, если трещина мала по сравнению с размерами тела и располагается внутри него, то нагрузки  $p_n$ ,  $p_t$  равны нормальным и касательным напряжениям на плоскости трещины в том случае, если бы она была закрыта; следовательно, напряжения находятся аналитически или численно для тела без трещины.

Такой подход к развитию трещины использован в расчете параметров плоской трещины гидроразрыва, развивающейся в окрестности пластовой выработки [20]. В этой работе приведено значение критической силы  $p_{кр}$ , при которой иницирующая (“зародышевая”) трещина “страгивается” и начинает расти

$$p_{кр} = p_n + \sqrt{\frac{E\Gamma}{\pi a(1-\nu^2)} - p_t^2}, \quad (4.2)$$

где  $a$  – начальная полудлина трещины.

Если сцепление между берегами трещины отсутствует, то  $\Gamma = 0$ , и касательная нагрузка  $p_t$  также равна нулю. Поэтому выражение (4.2) принимает вид [38]

$$p_{кр} = p_n \quad (4.3)$$

Из решения задачи о напряженном состоянии угольного пласта следует, его крайняя зона находится в предельно напряженном состоянии, т.е. испытывает необратимые деформации. Как отмечено выше, эта зона покрыта сеткой двух систем линий скольжения, по которым реализуется предельное состояние пласта. В отличие от иде-

ально пластической среды угольный пласт обладает хрупкими свойствами и вдоль линий скольжения могут возникать трещины.

При наличии кливажных трещин, наклоненных к вертикали под определенными углами, предельно напряженное состояние пласта реализуется и по ним.

Особенностью и линий скольжения, и кливажных трещин, расположенных в предельно напряженной зоне, является отсутствие на них сцепления. В этой связи коэффициент интенсивности напряжений трещины равен нулю. Поэтому условием раскрытия таких трещин, на берегах которых затем скапливается свободный метан, может быть принято условие, аналогичное условию (4.3)

$$p_* \geq \sigma_n, \quad (4.4)$$

где  $p_*$  – поровое давление метана,  $\sigma_n$  – нормальное к поверхности трещины напряжение в пласте.

При появлении в предельно напряженной зоне пласта трещин, совпадающих с линиями скольжения, напряжение  $\sigma_n$  на их берегах определяется по известной формуле теории напряженного состояния в точке [25]

$$\sigma_n = \sigma_1 \sin^2 \varepsilon + \sigma_3 \cos^2 \varepsilon, \quad (4.5)$$

где  $\varepsilon$  – угол между главным напряжением  $\sigma_1$  и линией скольжения, определяемый по формуле [6, 22, 28]

$$\varepsilon = \frac{\pi}{4} - \frac{\delta}{2} \quad (4.6)$$

Напряжение  $\sigma_n$  на берегах кливажной трещины также определяется по формуле, аналогичной формуле (4.5), с заменой угла  $\varepsilon$  на угол  $\xi$  между направлением  $\sigma_1$  и трещиной

$$\sigma_n = \sigma_1 \sin^2 \xi + \sigma_3 \cos^2 \xi \quad (4.7)$$

Нормальные напряжения на оси пласта (оси  $y$ ) являются главными напряжениями, при этом, главное напряжение  $\sigma_1$  направлено вертикально, а главное напряжение  $\sigma_3$  – горизонтально. В этом случае  $\xi = \psi$ , а выражение (4.7) принимает вид

$$\sigma_n = \sigma_1 \sin^2 \psi + \sigma_3 \cos^2 \psi \quad (4.8)$$

Таким образом, на оси пласта, если сравнить формулы (4.5) и (4.8), следует, что при угле  $\psi < \varepsilon$ , величина  $\sigma_n$ , вычисленная по формуле (4.5), принимает большее значение, чем по формуле (4.8). Следовательно, при наличии в угольном пласте кливажных трещин с углом наклона к вертикали меньшим, чем угол  $\varepsilon$  раскрытие трещин поровым метаном происходит не вдоль линий скольжения, а по кливажу, поскольку в этом случае при одном и том же значении  $p_*$  условие (4.4) выполняется вперед.

На контакте пласта с массивом напряжение  $\sigma_n$  на берегах кливажной трещины может быть найдено либо по формуле

$$\sigma_n = \sigma_z \sin^2 \psi + \sigma_y \cos^2 \psi + \tau_{yz} \sin 2\psi, \quad (4.9)$$

где компоненты напряжений  $\sigma_z$ ,  $\sigma_y$ ,  $\tau_{yz}$ , которые находятся из решения задачи о предельно напряженном состоянии пласта (эпюры  $\sigma_z$  и  $\tau_{yz}$  приведены на рис. 2), либо по формуле

$$\sigma_n = \sigma_1 \sin^2 \left( \frac{\pi}{2} + \psi - \varphi \right) + \sigma_3 \cos^2 \left( \frac{\pi}{2} + \psi - \varphi \right),$$

где  $\varphi$  – угол наклона напряжения  $\sigma_1$  к горизонтальной оси  $y$  (рис. 1).

Таким образом, если угол наклона кливажной трещины к вертикали мал (близок к нулю), то на основании зависимостей (4.2) и (4.3) раскрытие кливажной трещины поровым метаном с переходом ее в магистральную трещину может произойти быстрее,

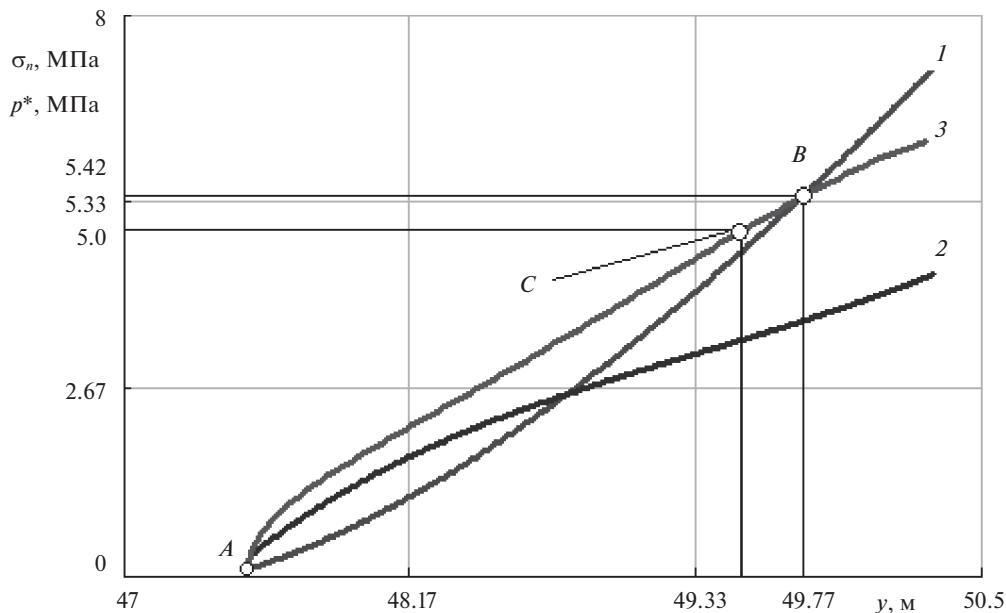


Рис. 8.

чем раскрытие и развитие вертикально ориентированных микротрещин микропор до уровня магистральной трещины.

В работе [42] приведены примеры с результатами расчетов, где показано, что лишь при достаточно крутом расположении кливажных трещин, когда они отклонены от вертикали на небольшой угол и ориентированы практически параллельно забою выработки, возможно раскрытие поровым метаном кливажных трещин и скопление в них свободного метана.

На рис. 8 представлены графики зависимости нормальных напряжений  $\sigma_n$  на берегах кливажных трещин. Кривая 1, построенная по формуле (4.8), показывает распределение напряжений вдоль оси пласта, а кривая 2 построена по формуле (4.9) и демонстрирует изменение напряжений  $\sigma_n$  вдоль кровли пласта. Угол  $\psi$  принят равным  $12^\circ$ . Следует отметить, что при угле внутреннего трения  $\rho = 20^\circ$ , угол  $\varepsilon$  равен  $35^\circ$ , т.е. линии скольжения наклонены к вертикали на больший угол, чем кливажные трещины. Кривая 3 — график распределения давления порового метана вглубь пласта (на рис. 7 обозначена цифрой 1).

Из рисунка следует, что на участке пласта между точкой A, находящейся на его кромке, и точкой B, расположенной на пересечении кривых 1 и 3, величина порового давления метана превышает значения напряжений на берегах кливажной трещины, как на оси пласта, так и на контакте его с массивом. Ордината точки B равна 5.42 МПа, а абсцисса составляет 49.77 м, при этом расстояние от кромки пласта до точки на оси пласта  $L_u$  равно 2.27 м (49.77–47.5). Это расстояние является шириной краевой части пласта (размером блока, перемычкой), отсчитываемой вдоль его оси между кромкой и магистральной трещиной.

Следовательно, в соответствии с условием (4.4) на участке AB кливажные трещины могут становиться магистральными трещинами, пересекающими всю толщу пласта, и заполняться свободным метаном под давлением  $p_0$  при условии ширины блока  $L_u$ , меньшей 2.27 м.



Таким образом, зная характер распределения напряжений в краевой части пласта и порового метана в нем, нетрудно определить размер его краевой части, в которой возможно образование магистральных трещин, заполненных свободным метаном.

Следующим этапом в исследовании газодинамических процессов в краевой части пласта является проверка условий формирования волны дробления.

**5. Задача С.А. Христиановича о волне дробления и ее применение в газодинамической оценке краевой зоны угольного пласта.** Как указывает акад. С.А. Христианович: "...при медленном вытекании газа из угля не могут возникнуть силы перепада давления, достаточные для разрушения угля. При движении газа только тогда могут возникнуть силы, способные разрушить уголь, когда у свободной поверхности угля в очень тонком слое образуется и поддерживается большой перепад давления. Это возможно лишь в том случае, когда свободная поверхность угля будет быстро перемещаться. Тонкий слой у свободной поверхности угля, быстро перемещающийся вглубь угля, в котором вследствие его быстрого движения все время поддерживается большой перепад давления, разрушающий этот слой угля, можно назвать *волной дробления*" [1].

Следовательно, для формирования волны дробления необходимо наличие свободной поверхности, в роли которых могут выступать магистральные трещины. Зависимость (4.4), в соответствии с которой образуются магистральные трещины, является необходимым условием, но недостаточным. Если магистральная трещина образуется в результате медленного раскрытия кливажной трещины, или линии скольжения, либо поровых трещин, расположенных по другим направлениям, то резкого перепада между давлениями порового и свободного метана не происходит, поэтому условий для образования волны дробления не будет. При быстром процессе формирования магистральной трещины перепад между этими давлениями может оказаться достаточным для инициирования волны дробления.

Хорошо известно, что при внезапном разрушении угля без дробления в результате десорбции из угля мгновенно выделяется 10% метана, сорбированного в угле [1, 2, 18]. В этой связи здесь также принято условие, что процесс раскрытия метаном кливажных трещин протекает быстро, поэтому можно считать, что при образовании магистральных трещин также выделяется 10% сорбированного метана, и это обстоятельство приводит к резкому падению давления метана на свободной поверхности магистральной трещины.

Таким образом, в момент образования магистральной трещины давление свободного метана в ней меньше порового давления в пласте в непосредственной близости к трещине. Это давление определяется по сорбционной изотерме, представленной на рис. 4.

Таким образом, процесс дробления угля относится к категории быстропротекающих процессов, а для его описания необходимо использовать основные соотношения фундаментальных законов сохранения количества движения и сохранения энергии применительно к условиям протекания адиабатического процесса. Основные зависимости, описывающие процесс дробления угольного пласта, а также условия его возникновения, подробно изложены в трудах акад. С.А. Христиановича [1, 2].

В представляемой работе приведены лишь основные зависимости, необходимые для количественных оценок газодинамических проявлений в угольном пласте путем образования и прохождения по нему волны дробления.

Скорость распространения волны дробления  $\theta_{dr}$  находится по формуле

$$\theta_{dr} = a_* \sqrt{\frac{\kappa+1}{2\kappa}} \frac{1+v_*}{\sqrt{\frac{\rho_{y*}}{\rho_*} + v_*}} \sqrt{\frac{b_1}{v_* + \frac{1 - \rho_0}{\rho_*}}} \sqrt{\frac{\rho_0}{\rho_*} + \frac{\kappa-1}{\kappa+1}} \quad (5.1)$$

В зависимости (5.1)  $\kappa$  – показатель адиабаты Пуассона (для метана он равен 1.3),  $a_*$  – скорость звука в метане, которая вычисляется по следующей формуле

$$a_* = \sqrt{\kappa \frac{p}{\rho}} = \sqrt{\kappa RT}, \quad (5.2)$$

где  $p$  – давление, а  $\rho$  и плотность метана,  $T$  – абсолютная температура,  $R$  – газовая постоянная,  $\rho_*$  – плотность метана при давлении  $p_*$  связана с ним известной формулой

$$\rho_* = \frac{p_*}{RT}, \quad (5.3)$$

а параметр  $v_*$  определяется следующей зависимостью

$$v_* = \frac{m}{1-m} \quad (5.4)$$

В зависимости (5.1) параметр  $b_1$  в два раза больше параметра  $b$ , определяемого по графику на рис. 5, поскольку при быстром дроблении угля на мелкие куски из пласта выделяется 20% газа, т.е. в два раза больше, чем при разрушении угля без его дробления.

Отрыв угля при прохождении волны дробления в зависимости от соотношения  $p_0$  и  $p_{kp}$  может происходить при следующих двух условиях:  $p_0 > p_{kp}$ ,  $p_0 < p_{kp}$  ( $p_0$  – давление метана на свободной поверхности, а  $p_{kp}$  его критическое давление).

Критическое давление метана определяется следующей зависимостью

$$p_{kp} = \left(1 + \frac{b}{m}\right) \frac{\tau_{kp}}{1 + \sqrt{\frac{2}{\kappa(\kappa+1)} \frac{a_*}{\theta_{dr}}}} p_*, \quad (5.5)$$

где параметр  $\tau_{kp}$  определяется следующим образом

$$\tau_{kp} = \frac{2}{\kappa+1} \left(1 + \frac{\kappa-1}{1 + \frac{\theta_{dr}}{a_*} \sqrt{\frac{\kappa(\kappa+1)}{2}}}\right)^{-1} \quad (5.6)$$

Согласно первому условию ( $p_0 > p_{kp}$ ) дробление угля происходит, если растягивающее напряжение в тонком слое, примыкающем к свободной поверхности, превысит предел прочности угля на растяжение  $\sigma_p$  (эта величина, как уже отмечено выше [29], составляет  $0.1 \sigma_0$ ).

Это условие представляется в следующем виде

$$\sigma = p_* m \left[1 - \frac{p_0}{p_*} - \kappa \left(\frac{\theta_{dr}}{a_*}\right)^2 \tau \frac{p_*}{p_0} \left(1 + \frac{b}{m}\right) \left(1 + \frac{b}{m} - \frac{1}{\tau} \frac{p_0}{p_*}\right)\right] \geq \sigma_p \quad (5.7)$$

Входящий в формулу (5.7) параметр  $\tau$  определяется следующим образом

$$\tau = \frac{T}{T_*} = \left(1 - \frac{1}{2} \kappa(\kappa-1) \alpha^2\right) \left(1 + \frac{\kappa-1}{1 + \frac{1}{\alpha} \frac{\theta_{dr}}{a_*}}\right)^{-1}, \quad (5.8)$$

а параметр  $\alpha$  определяется согласно следующей зависимости

$$\alpha = \frac{\theta_{dr}}{a_*} \left[\left(1 + \frac{b}{m}\right) \tau \frac{p_*}{p_0} - 1\right] \quad (5.9)$$

Параметры  $\alpha$  и  $\tau$  взаимно зависят друг от друга и определяются путем совместного решения уравнений (5.8) и (5.9).

По второму условию ( $p_0 < p_{kp}$ ) дробление угля также происходит отрывом, которое представляется в следующем виде

$$\sigma = p_* m \left[ 1 - \frac{p_0}{p_*} - \frac{\kappa}{\tau_{kp}} \frac{a_{kp} \theta_{dr}}{a_*^2} \frac{p_{kp}}{p_*} \left( 1 + \frac{a_{kp}}{\theta_{dr}} \right) \right] \geq \sigma_p,$$

где параметр  $a_{kp}$  является критической скоростью звука в метане и вычисляется по формуле

$$a_{kp} = \sqrt{\frac{2}{\kappa(\kappa+1)}} a_*$$

Представленные выше зависимости полностью определяют условия возникновения и распространения волны дробления. Входящие в них параметры определяются из ранее полученных результатов решения задач о напряженном состоянии массива, а также задач о распределении порового давления метана вглубь пласта и условия образования магистральных трещин.

Ниже приведены результаты расчетов волны дробления. В качестве дополнительной к уже имеющейся информации приняты следующие исходные данные:  $R = 520$  Дж/(кг К),  $T = 293$  К,  $\kappa = 1.3$ ,  $\sigma_p = 0.1$ ,  $\sigma_{0s} = 0.195$  МПа.

В этом примере поровое давление метана  $p_* = 5.42$  МПа (см. точку *B* кривой на рис. 8), параметр  $b$  для кривой на рис. 5 равен  $7.77 \times 10^{-2}$ , при этом,  $p_0 = 3.68$  МПа. По приведенным выше формулам последовательно вычисляются все параметры: по формуле (5.2) вычисляется плотность  $\rho_*$

$$a_* = \sqrt{\kappa R T} = 445 \text{ м/с,}$$

по формуле (5.3) вычисляется плотность  $\rho_*$

$$\rho_* = \frac{p_*}{R T} = 34.46 \text{ кг/м}^3,$$

по формуле (5.4) вычисляется параметр  $v_*$

$$v_* = \frac{m}{1-m} = 0.176,$$

по формуле (5.1) вычисляется скорость волны дробления

$$\frac{\theta_{dr}}{a_*} = 0.198, \quad \theta_{dr} = 0.201 a_* = 88.17 \text{ м/с,}$$

Из совместного решения уравнений (5.8) и (5.9) определяются параметры  $\alpha$  и  $\tau$ :  $\alpha = 0.186$ ;  $\tau = 0.867$ .

Из формулы (5.8) вычисляется значение температуры

$$T = 0.867, \quad T_* = 254.1 \text{ К}$$

По формуле (5.6) определяется  $\tau_{kp} = 0.7$ , а по формуле (5.5) находится  $p_{kp} = 1.125$  МПа. Так как значение  $p_0 = 3.68 > p_{kp} = 1.125$ , то условие образования волны дробления проверяется по формуле (5.7):  $\sigma = 0.201$  МПа. Полученное значение  $\sigma$  оказалось больше величины  $\sigma_{0s} = 0.195$  МПа, поэтому условие разрушения угольного слоя отрывом выполняется. Таким образом, прохождение волны дробления в непрочном прослойке возможно.

Если магистральная трещина образовалась в сечении  $C$  с координатой 49.56 м ( $L_u = 2.06$  м) (рис. 8), то ему соответствует поровое давление  $p_* = 5.0$  МПа, при этом, давление свободного метана составляет  $p_0 = 3.5$  МПа. При таких условиях напряжение отрыва получается равным 0.179 МПа и для формирования волны дробления этого недостаточно, поскольку  $\sigma_p = 0.195$  МПа и, следовательно, условие (5.7) не выполняется.

В этом случае необходимо проверить условие равновесия части пласта (блока, перемычки) от края до магистральной трещины, и если окажется, что сила, обусловленная давлением свободного метана, превысит реактивные силы, действующие по контакту блока с массивом, то, этот блок будет выброшен в выработку, минуя этап дробления прослойка.

**6. Постановка и решение задачи о выдавливании в выработку части пласта (перемычки) свободным метаном магистральной трещины.** Как отмечалось выше, на участке  $AB$  (рис. 8) может быть одновременно образовано несколько магистральных трещин. В этом разделе рассматривается возможность выброса угольной перемычки при возникновении одной магистральной трещины. Очевидно, что если выброс возможен при возникновении лишь одной магистральной трещины, то при одновременном возникновении нескольких таких трещин он тем более произойдет.

Расчетная схема задачи о выдавливании (выбросе) в выработку краевой части пласта (без предварительного дробления) давлением метана в магистральной трещине, образующейся в произвольном месте на участке  $AB$  (рис. 8), показана на рис. 9. На ней цифрами обозначают следующие параметры: 1 – выработка, 2 – выдавливаемая часть пласта, 3 – магистральная трещина в момент раскрытия, 4 – угольный пласт, 5 – полость со свободным метаном, 6 – движущаяся поверхность трещины.  $L_{u,b}$  – длина верхней части контакта пласта с массивом,  $L_{u,n}$  – длина нижней ее части.  $T_b$  и  $T_n$  – реактивные усилия, действующие по верхнему и нижнему контактам части пласта с массивом,  $p_0$  – давления свободного метана. Сила  $P_0$  – результирующая сила, создаваемая давлением метана.

Реактивные усилия на верхнем и нижнем контактах пласта, а также их суммарная величина определяются по следующим зависимостям

$$T_{p,b} = \int_{y_1}^{y_b} \tau_{yz}(y) dy, \quad T_{p,n} = \int_{y_1}^{y_n} \tau_{yz}(y) dy, \quad T = T_b + T_n = 2 \int_{y_1}^{y_c} \tau_{yz}(y) dy, \quad (6.1)$$

где  $\tau_{yz}$  – касательные напряжения по контактам пласта с массивом, определяемые из решения краевых задач предельного состояния пласта (эпюра показана на рис. 2), а пределы интегрирования определяются следующими зависимостями

$$y_1 = \frac{a_k}{2} + a_v, \quad y_b = \frac{a_k}{2} + a_v + L_{u,b}, \quad y_n = \frac{a_k}{2} + a_v + L_{u,n}, \quad y_c = \frac{a_k}{2} + a_v + L_u$$

Сила  $P_0$  определяется следующим образом

$$P_0 = (p_0 - p_a) h,$$

где  $p_a$  – атмосферное давление.

Условием равновесия рассматриваемой части пласта является равенство сил активной силы  $P_0$  и суммарного реактивного усилия  $T$

$$T - P_0 = 0 \quad (6.2)$$

Превышение реактивной нагрузки  $T$  над внешней по отношению к блоку силой  $P_0$  обеспечивает равновесие части пласта и равенство (6.2) является предельным состоянием равновесия.

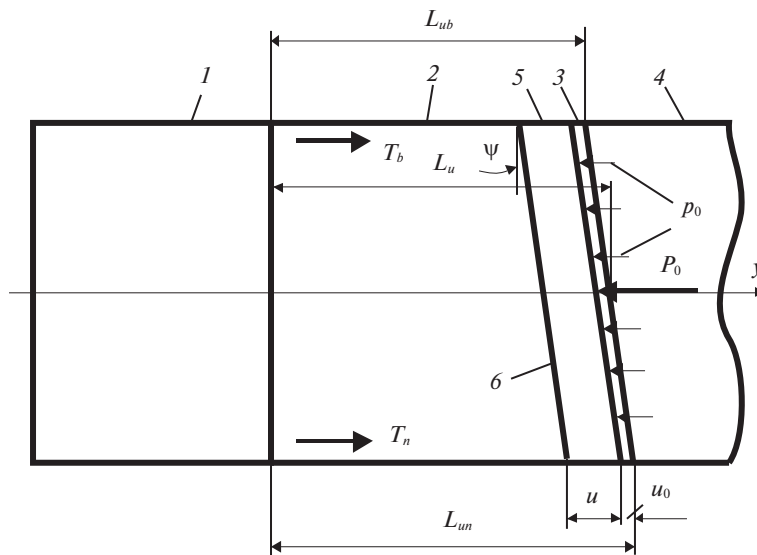


Рис. 9.

Превышение силы  $P_0$  над силой  $T$  приводит к движению части пласта (перемычки), которое на основании второго закона Ньютона описывается следующим дифференциальным уравнением

$$M\ddot{u} = P_0 - T, \quad (6.3)$$

где  $M$  – масса части пласта (блока),  $u$  – перемещение рассматриваемой части пласта вдоль оси абсцисс  $y$ , точки над  $u$  – обозначают операции дифференцирования по времени (первая производная обозначает скорость  $w$ ). Масса считается постоянной, так как часть блока при перемещении внутрь выработки, несмотря на ее возможное разрушение все равно перемещается вместе с блоком как единое целое. В этой связи масса определяется следующим образом

$$M = \rho_y L_u h$$

В уравнении (6.3) силы  $T$  и  $P_0$  являются переменными величинами, зависящими от  $u$ .

В этой задаче усилие  $T$  определяется по формуле (6.1) с заменой постоянного верхнего предела интегрирования на переменный предел, равный  $y_c - u$ .

Давление же свободного метана зависит от местоположения плоскости  $b$  (рис. 9). Здесь принято, что давление свободного метана в переменном сечении  $b$  равно такому давлению метана, как если бы в этом месте внезапно образовалась магистральная трещина, т.е. произошло разрушение угля без дробления с десятипроцентным выделением метана и уменьшением давления порового метана на соответствующую величину.

Таким образом, зависимость давления свободного метана от перемещения плоскости  $b$  соответствует изменению давления свободного метана при непрерывном образовании магистральных трещин на участке  $AC$  (рис. 8).

На рис. 10 показаны графики распределения вглубь пласта порового давления метана  $p_*$  (кривая 1) и свободного метана  $p_0$  (кривая 2). Кривая 1 приведена на рис. 8, где обозначена цифрой 3.

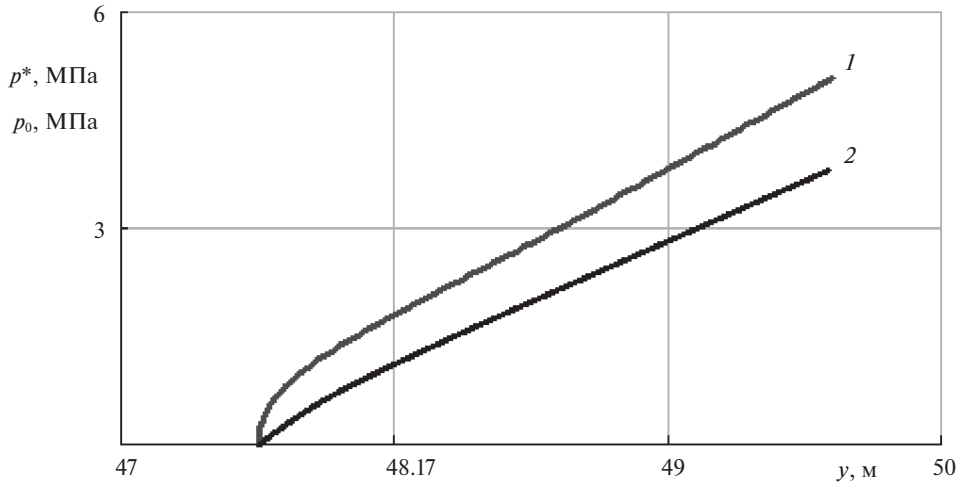


Рис. 10.

С учетом сделанных уточнений о переменности действующих на блок усилий дифференциальное уравнение (6.3) принимает следующий вид

$$\rho_y L_u h \ddot{u} = [p_0(u) - p_{aT}] h - 2 \int_{y_1}^{y_2-u} \tau_{yz}(y) dy, \quad (6.4)$$

и оно должно удовлетворять следующим однородным начальным условиям:

$$t = 0: \quad 1. u = u(0) = u_0 = 0, \quad 2. w(0) = w_0 = 0$$

Уравнение (6.4) нелинейное и решается методом конечных разностей (МКР) [43].

Для произвольной точки  $i$  окончательные конечно-разностные соотношения перемещения  $u$  и скорости  $w$  представляются в следующем виде

$$u_{i+1} = \left[ \frac{p(u_i) - p_a}{\rho_y L_u} - \frac{2}{\rho_y L_u h} \int_{y_1}^{y_2-u_i} \tau_{yz}(y) dy \right] \Delta t^2 + 2u_i - u_{i-1} \quad (6.5)$$

$$\dot{u}_i = w_i = \frac{u_{i+1} - u_{i-1}}{2\Delta t}$$

Ниже представлены результаты расчета выброса в выработку угольного блока, выполненные согласно алгоритму (6.5), при давлении свободного метана  $p_0 = 3.5$  МПа в магистральной трещине, сформированной в сечении  $C$ , отстоящей от забоя выработки на расстоянии  $L_u = 2.06$  м. Ранее было показано, что параметры давления в этой трещине не создают волну дробления.

На рис. 11 приведена зависимость перемещения блока пласта от времени, а на рис. 12 – изменение его скорости с течением времени.

Как следует из рисунков, процесс выдавливания блока оказывается достаточно скоротечным, проходящим всего за 0.074 секунды, а на конечных этапах его скорость достигает значительной величины порядка 50 м/с.

Сравнительный анализ полученных результатов и результатов расчета параметров волны дробления показывает, что при внезапном образовании магистральной трещины в сечении  $B$  (рис. 8) вполне возможно одновременное протекание двух процессов:

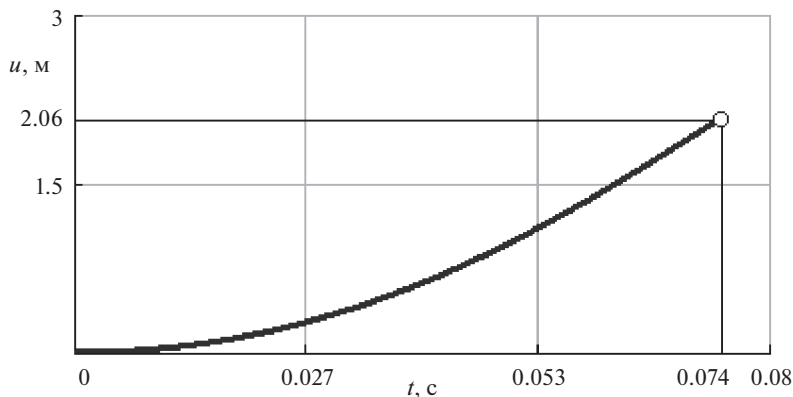


Рис. 11.

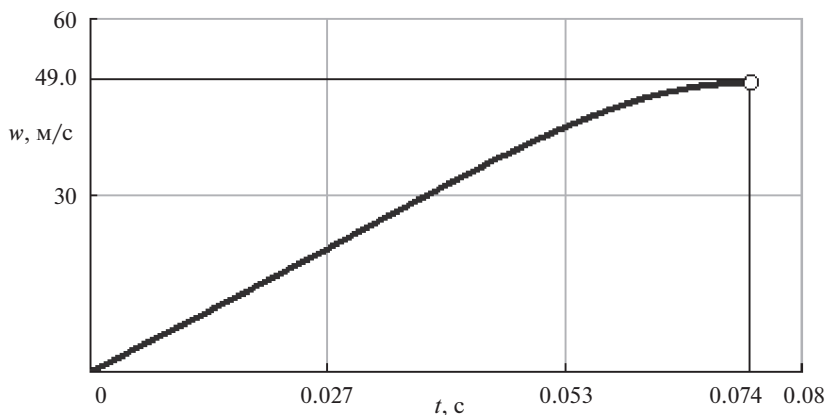


Рис. 12.

процесса дробления, распространяющегося вглубь пласта, и процесса выброса метаном угольного блока между трещиной и выработкой.

Таким образом, если на некотором участке пласта поровое давление метана превысит величину нормального к направлению кливажа напряжения, то выброс произойдет даже при появлении на этом участке всего лишь одной магистральной трещины.

**7. Постановка и решение задачи о выдавливании угольной перемычки с последующим выбросом смеси раздробленного угля и метана.** В этом разделе без вывода приводятся основные зависимости, характеризующие процесс выброса угля и метана, а также ударной воздушной волны в выработанном пространстве, полученные акад. С.А. Христиановичем [2].

Выброс во всех точках в плоскости поперечного сечения пласта происходит одинаково, частицы угля и газа в метанугольной смеси имеют одинаковую скорость  $w$ .

Приняты следующие обозначения основных параметров смеси [2]:  $n$  – доля объема угля в единице объема смеси,  $p$  – давление в изменяющемся объеме смеси;  $w$  – скорость частиц в смеси,  $\rho$  и  $\rho_y$  – плотности свободного газа и угля в смеси при давлении

нии  $p$ .  $\kappa$  – показатель адиабаты метана.  $T'$  – начальная температура десорбции метана, она близка к начальной температуре угля,  $b$  – как и раньше, отношение количества газа, выделившегося из единицы объема угля при изменении давления от  $p_0$  до  $p$ , к плотности свободного газа при давлении  $p_0$  и температуре  $T_0$  ( $b$  – находится по графику на рис. 5), а отношение  $p/p_0 = \beta$ ;  $\rho_0$  и  $\rho_{y0}$  – плотности свободного газа и угля в начальном состоянии при  $p_0$  и  $T_0$ ,  $v$  – отношение объема газа к объему угля в единице смеси. Эта величина связана с параметром  $n$  зависимостью

$$v = \frac{1-n}{n} \quad (7.1)$$

Уравнение скорости частиц в смеси выражается следующей зависимостью

$$w = -\frac{a_0}{\kappa} \left( \frac{\rho_{y0}}{\rho_0} + v_0 \right)^{-1/2} \int_1^\beta \frac{1}{\sqrt{\beta}} \left[ \beta^{-1/\kappa} \left[ v_0 - \frac{T'}{\kappa T_0} \int_1^\beta \beta^{-\frac{\kappa-1}{\kappa}} d\beta \right] - \frac{T'}{T_0} \frac{db}{d\beta} \right] d\beta, \quad (7.2)$$

где параметр  $v_0$  и скорость звука в метане  $a_0$  определяются при давлении  $p_0$ ,  $T_0$ .

В частном случае, когда десорбцией метана можно пренебречь ( $b \rightarrow 0$ ), уравнения (7.2) упрощаются и после интегрирования принимает следующий вид

$$w = \frac{2a_0}{(\kappa-1)} \sqrt{v_0} \left( \frac{\rho_{y0}}{\rho_0} + v_0 \right)^{-1/2} \left( 1 - \beta^{\frac{\kappa-1}{2\kappa}} \right) \quad (7.3)$$

Выброс смеси угля и газа в выработанное пространство порождает ударную воздушную волну, распространяющуюся впереди волны выброса и питающуюся за счет волны понижения давления в первоначально неподвижной смеси сжатого угля и газа в ограниченном объеме приконтурной части пласта с раздробленным углем.

Уравнения ударной воздушной волны известны, и они получены из основных уравнений газовой динамики [44]

$$\frac{p_1}{p_2} = \frac{(\kappa_1 + 1)p_1 - (\kappa_1 - 1)p_2}{(\kappa_1 + 1)p_2 - (\kappa_1 - 1)p_1} \quad (7.4)$$

$$\theta_y = \sqrt{\frac{\rho_1 p_1 - p_2}{\rho_2 p_1 - p_2}}, \quad (7.5)$$

где  $\kappa_1$  – показатель адиабаты для воздуха, а  $w_1 = \theta_y(1 - \rho_1/\rho_2)$ .

В выражениях (7.4), (7.5)  $p_1$  – давление на фронте воздушной волны, распространяющейся со скоростью  $\theta_y$ ,  $p_2$  – давление перед фронтом ударной волны, оно равно атмосферному давлению  $p_a$ ,  $w_1$  – скорость частиц воздуха на фронте воздушной волны,  $\rho_1$  – плотность углеметановой смеси,  $\rho_2$  – плотность воздуха при атмосферном давлении.

Из этих уравнений  $w_1$  и  $\theta_y$  представляются через отношение  $p_1/p_2$

$$\theta_y = a_2 \sqrt{\frac{\kappa_1 + 1}{2\kappa_1}} \sqrt{\frac{p_1}{p_2} + \frac{\kappa_1 - 1}{\kappa_1 + 1}} \quad (7.6)$$

$$w_1 = 2a_2 \sqrt{\frac{\kappa_1 + 1}{2\kappa_1}} \sqrt{\frac{p_1}{p_a} + \frac{\kappa_1 - 1}{\kappa_1 + 1}} \frac{\frac{p_1}{p_a} - 1}{(\kappa_1 + 1) \frac{p_1}{p_a} + \kappa_1 - 1}, \quad (7.7)$$

где  $a_2$  – скорость звука в воздухе.

На границе волны выброса и воздушной волны величины давления углеметановой смеси и воздуха должны быть равными ( $p = p_1$ ). Кроме того, на этой границе должны



быть также равны скорости движения частиц углеметановой смеси и скорости частиц воздуха ( $w = w_1$ ). В этой связи выражение (7.7) может быть представлено в следующем виде

$$w_1 = 2a_2 \sqrt{\frac{\kappa_1 + 1}{2\kappa_1}} \sqrt{\beta c_1 + \frac{\kappa_1 - 1}{\kappa_1 + 1} (\kappa_1 + 1) \beta c_1 + \kappa_1 - 1}, \quad (7.8)$$

где  $c_1 = p_0/p_a$ .

Приравнивание значения скорости, представленной уравнением в форме (7.2) или в форме (7.3), к скорости, соответствующей уравнению (7.7), позволяет найти неизвестный параметр  $\beta$ .

Ниже приведены результаты расчетов параметров волны выброса, состоящей из смеси угля и метана, а также параметров воздушной волны. В качестве дополнительной информации приняты следующие исходные данные, часть из которых взята из результатов расчета волны дробления:  $p_* = 5.42$  МПа;  $p_0 = 3.68$  МПа;  $T_0 = 254.1$  К;  $b = 7.77 \times 10^{-2}$ ,  $\kappa_1 = 1.42$ ; плотность воздуха при нормальных условиях  $\rho_2 = 1.204$  кг/м<sup>3</sup>; плотность метана при нормальных условиях  $\rho = 0.668$  кг/м<sup>3</sup>;  $T^* = 293$  К; скорость звука в воздухе при нормальных условиях  $a_2 = a = 340$  м/с.

По приведенным выше формулам последовательно вычисляются следующие параметры

$$\begin{aligned} \rho_0 &= \frac{p_0}{RT_0} = 27.88 \text{ кг/м}^3 \\ a_0 &= \sqrt{\kappa \cdot RT} = 417.7 \text{ м/с} \\ \rho_{y0} &= \rho_{y*} - \rho_* b = 1.347 \text{ т/м}^3 \end{aligned}$$

Далее определяется объем смеси, вмещающий 1 м<sup>3</sup> угля и объем метана, выделившийся из этого кубометра угля

$$c_0 = \rho_{y0} q(p_0) + 1 = 46.06$$

Вычисляется доля объема угля на единицу объема смеси

$$n_0 = \frac{1}{c_0} = 0.0217$$

По формуле (7.1) вычисляется параметр, определяющий долю объема газа к объему угля в единице смеси

$$v_0 = \frac{1 - n_0}{n_0} = 45.06$$

Поскольку процесс выдавливания перемычки не является мгновенным, то давлению  $p_0$  свободного метана необходимо время, чтобы преодолеть силы сопротивления и поэтому к моменту выброса оно падает до некоторой величины  $p_{00}$ , которое следует определить, перед тем как устанавливать параметры воздушной ударной волны. В этой связи параметр  $\beta$ , входящий в выражение (7.3), также изменяется в ходе движения перемычки.

В этом примере за время перемещения перемычки до полного выброса в выработку ее скорость совпадает со скоростью частиц в расширяющейся углеметановой смеси. Поэтому для решения задачи следует воспользоваться разработанным ранее алгоритмом перемещения перемычки. Однако в нем давление в расширяющемся объеме смеси зависит не от перемещения блока, а от его скорости.

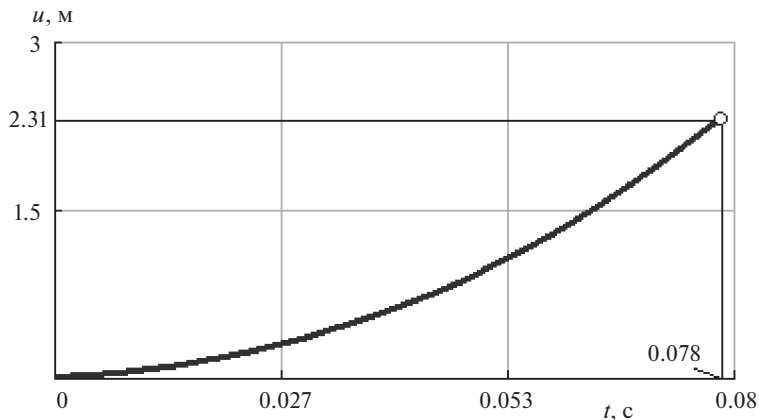


Рис. 13.

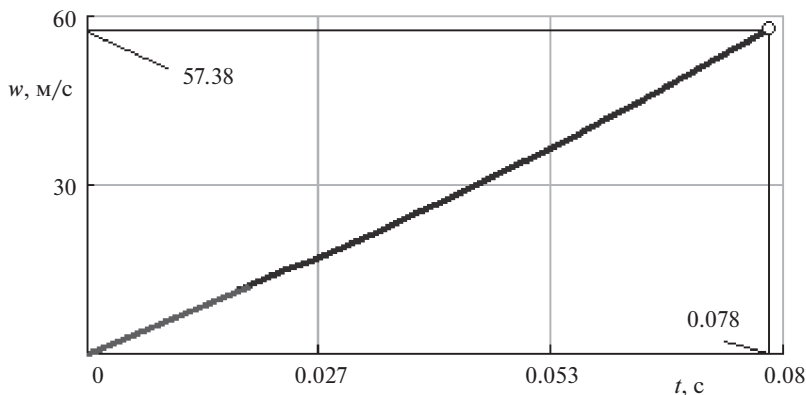


Рис. 14.

Алгоритм численного решения задачи о движении блока (6.4) может быть использован и в задаче о выбросе смеси из раздробленного угля и метана с той лишь разницей, что в новом алгоритме надо использовать обратную выражению (7.3) зависимость между относительным давлением метана  $\beta$  и скоростью его частиц  $w$ .

$$\beta = \left( 1 - \frac{\kappa - 1}{2a_0 v_0^{1/2}} w \sqrt{\frac{\rho_y v_0}{\rho_0} + v_0} \right)^{\frac{2\kappa}{\kappa - 1}} \quad (7.9)$$

С учетом выражения (7.9) алгоритм вычисления перемещения перемычки (6.5) в этом случае принимает следующий вид (алгоритм вычисления скорости перемычки остается прежним)

$$u_{i+1} = \left[ \frac{p_0 \beta(w_{i-1}) - p_a}{\rho_y L_u} - \frac{2}{\rho_y L_u h} \int_{y_1}^{y_2 - u_i} \tau_{yz}(y) dy \right] \Delta t^2 + 2u_i - u_{i-1} \quad (7.10)$$

На рис. 13, 14 построены зависимости перемещения по алгоритму (7.10) и скорости движения перемычки согласно алгоритму (6.4) от времен. Из сравнения рис. 11 и 12

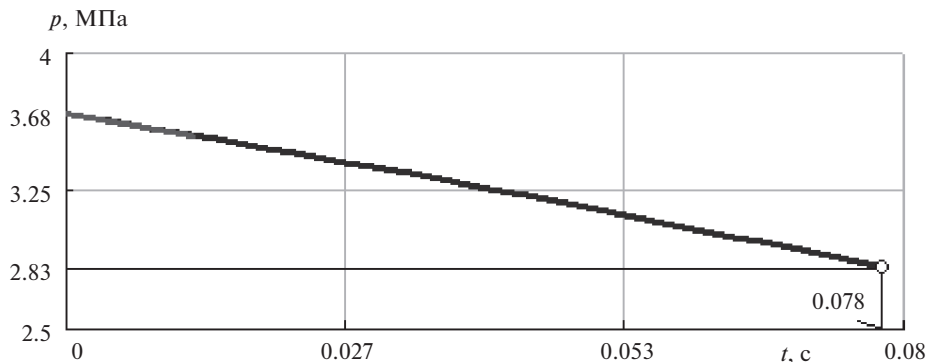


Рис. 15.

следует, время движения перемычки с большей шириной до ее выброса в выработку немного выше, а скорость на конечной стадии выше, чем при выбросе без дробления угля.

На рис. 15 показано изменение давления в смеси раздробленного угля и метана, который также построен с помощью алгоритмов (7.10), (6.5). Из рисунка видно, что в момент выноса перемычки давление смеси  $p_{00}$  равно 2.83 МПа, а параметр  $\beta = \beta_1 = 0.769$ .

С учетом изменения давления метана параметры  $c_0, n_0, v_0$  останутся прежними, а его плотность в момент выброса станет равной:

$$\rho_{00} = \frac{p_{00}}{RT_0} = 21.45 \text{ кг/м}^3$$

После этого определяется параметр  $\beta = \beta_0$ , при котором скорость смеси, определяемой по формуле (7.3) будет равна скорости воздуха, которая находится по формуле (7.8). В ней  $c_1$  принимает значение  $p_{00}/p_a = 28.3$ .

$$\frac{2a_0v_0^{1/2}}{\kappa - 1} \left( 1 - \beta_0^{\frac{\kappa-1}{2\kappa}} \right) \left( \frac{p_{y0}}{\rho_0} + v_0 \right)^{-1/2} = 2a_2 \sqrt{\frac{\kappa_1 + 1}{2\kappa_1}} \sqrt{\frac{\beta_0 c_1 - 1}{\kappa_1 + 1} \frac{\beta_0 c_1 - 1}{(\kappa_1 + 1)\beta_0 c_1 + \kappa_1 - 1}} \quad (7.11)$$

В результате численного решения уравнения (7.11) параметр  $\beta_0$  получился равным 0.136.

Далее вычисляется значение давления в воздушной волне:  $p_1 = p_{00} \cdot \beta_0 = 2.83 \cdot 0.136 = 0.385$  МПа. После этого по формуле (7.6) вычисляется скорость ударной волны

$$\theta_y = 629.6 \text{ м/с,}$$

а по формуле (7.7) скорость воздушной волны и волны выброса

$$w_1 = 368.6 \text{ м/с}$$

Полученные значения скоростей ударной и воздушной волн в момент выдавливания перемычки с последующим выбросом смеси в выработку огромны. Скорость воздушной волны превышает скорость звука. Выброс смеси с такими параметрами наверняка приведет к значительным разрушениям горного оборудования, травмам рабочих и создаст аварийную обстановку на участке ведения горных работ.

Из приведенных выше результатов ясно, что процесс одновременного дробления и выброса перемычки относится к более редким газодинамическим явлениям, чем вы-

брос перемычки без дробления. В первом случае он получился возможным только при внезапном образовании магистральной трещины и лишь в небольшой окрестности сечения  $B$  (на рис. 8), а во втором случае выброс может произойти в любом месте на всем участке  $AB$ , где сформировалась магистральная трещина, причем, не обязательно внезапно.

**Заключение.** 1. В основе разработанного подхода к решению задачи о выбросе угля и газа в выработку лежат фундаментальные разработки С.А. Христиановича о газодинамических процессах в угольном пласте, а также модель геомеханического состояния углепородного анизотропного по прочности углепородного массива в окрестности пластовой выработки. В этом подходе показана связь поля напряжений в краевой предельно напряженной зоне угольного пласта и распределение давления порового метана в нем. Сформулированы условия, при которых проявляются газодинамические явления путем формирования раскрытых магистральных трещин, пересекающих всю толщу пласта.

2. Условиями образования магистральных трещин, на которых скапливается под давлением свободный метан, является превышение порового давления метана над величиной нормальных к линиям скольжения и берегам кливажных трещин напряжений.

3. Образование магистральных трещин инициирует дальнейшие газодинамические процессы в краевой части угольного пласта, которые происходят либо путем простого выброса (выдавливания) части угольного пласта (перемычки) между трещиной (трещинами) и забоем выработки, либо за счет возникновения и распространения сначала волны дробления, а затем и волны выброса образовавшейся смеси газа и раздробленного угля.

4. Процесс выброса перемычки и прохождения по пласту волны дробления прослойка представляется комбинированным процессом, который включает в себя два этапа, происходящих параллельно: дробление непрочного прослойка и выдавливание перемычки, примыкающей к забою выработки. Он приводит к более значительным последствиям, но встречается редко, поскольку возможен лишь при определенном и достаточно ограниченном числе соотношений между горно-геологическими характеристиками среды и горнотехническими условиями отработки месторождения.

5. Представленный подход позволяет выполнять расчеты газо-геомеханического состояния краевой части угольного пласта, производить прогноз газодинамических явлений и составлять рекомендации, обеспечивающие безопасные условия труда при отработке газоносных угольных пластов.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Христианович С.А. О волне дробления // Изв. АН СССР. ОНТ. 1953. № 12. С. 1689–1699.
2. Христианович С.А. О волне выброса // Изв. АН СССР. ОНТ. 1953. № 12. С. 1679–1688.
3. Ходот В.В. Внезапные выбросы угля и газа. М.: ГосНГИ, 1961. 363 с.
4. Чернов О.И., Пузырев В.Н. Прогноз внезапных выбросов угля и газа. М.: Недра, 1979. 296 с.
5. Петухов И.М., Линьков А.М. Механика горных ударов и выбросов. М.: Недра, 1983. 280 с.
6. Фисенко Г.Л. Предельные состояния горных пород вокруг выработок. М.: Недра, 1976. 272 с.
7. Зыков В.С. О механизме формирования выбросоопасной ситуации в очистном забое угольной шахты // Маркшейд. Вестн. 2016. № 5 (114). С. 44–48.
8. Shadrin A., Diyuk Y. Geophysical criterion of pre-outburst coal outskueezing from the face space into the working // Int. J. Mining Sci.&Technol. 2019. V. 29. Iss. 3. P. 499–506.
9. Yang D., Chen Y., Tang J. et al. Experimental research into the relationship between initial gas release and coal-gas outbursts // J. Natural Gas Sci.&Engng. 2018. V. 50. P. 157–165.
10. Guo H., Yuan L. An integrated approach to study of strata behaviour and gas flow dynamics and its application // Int. J. Coal Sci.& Technol. 2015. № 2. P. 12–21.

11. Zhao B., Wen G., Sun H. et al. Similarity criteria and coal-like material in coal and gas outburst physical simulation // Int. J. Coal Sci. & Technol. 2018. V. 5. Iss. 2. P. 167–178.
12. Физико-химия газодинамических явлений в шахтах. М.: Наука, 1972. 140 с.
13. Христианович С.А. Механика сплошной среды. М.: Наука, 1981. 484 с.
14. Руппенейт К.В. Некоторые вопросы механики горных пород. М.: Углетехиздат, 1954. 384 с.
15. Турчанинов И.А., Иофис М.А., Каспарьян Э.В. Основы механики горных пород. Л.: Недра, 1989. 488 с.
16. Gao W. Study on the width of the non-elastic zone in inclined coal pillar for strip mining // Int. J. Rock Mech. & Mining Sci. 2014. № 72. P. 304–310.
17. Galindo R.A., Serrano A., Olalla C. Ultimate bearing capacity of rock masses based on modified Mohr-Coulomb strength criterion // Int. J. Rock Mech. & Mining Sci. 2017. № 93. P. 215–225.
18. Христианович С.А. Распределение давления газа вблизи движущейся свободной поверхности угля // Изв. АН СССР. ОНТ. 1953. № 12. С. 1673–1678.
19. Черданцев Н.В., Черданцев С.В. Анализ состояния углепородного массива, вмещающего пластовую выработку и геологическое нарушение // Изв. РАН МТТ. 2018. № 2. С. 110–121.
20. Черданцев Н.В. Один из подходов к построению траектории трещины гидроразрыва в массиве горных пород вблизи горной выработки // ПММ. 2020. № 2. С. 208–233.
21. Черданцев Н.В. Оценка геомеханического состояния краевой зоны угольного пласта, вмещающего непрочный прослой // ПММ. 2021. № 2. С. 239–256.
22. Соколовский В.В. Статика сыпучей среды. М.: Наука, 1990. 272 с.
23. Черданцев Н.В. Результаты численного решения уравнений предельного состояния краевой зоны пласта и их аппроксимация полиномами // Безопасность труда в промышленности. 2019. № 6. С. 7–13.
24. Черданцев Н.В. Исследование предельно напряженного состояния пласта в его краевой зоне методами механики сыпучей среды // Горный информ.-аналит. бюлл. 2020. № 3. С. 45–57.
25. Лурье А.И. Теория упругости. М.: Наука, 1970. 940 с.
26. Партон В.З., Перлин П.И. Методы математической теории упругости. М.: Наука, 1981. 688 с.
27. Черданцев Н.В., Преслер В.Т., Изаксон В.Ю. Геомеханическое состояние анизотропного по прочности массива горных пород в окрестности сопрягающихся выработок // Физ.-техн. пробл. разраб. полезных ископ. 2010. № 2. С. 62–68.
28. Булычев Н.С. Механика подземных сооружений. М.: Недра, 1984. 382 с.
29. Баклашов И.В. Основы геомеханики. Т. 1. М.: Изд-во Моск. гос. геол. ун-та, 2004. 208 с.
30. Зыков В.С. Внезапные выбросы угля и газа и другие газодинамические явления в шахтах. Кемерово, 2010. 334 с.
31. Кузнецов С.В., Кригман Р.Н. Природная проницаемость угольных пластов и методы ее определения. М.: Наука, 1978. 122 с.
32. Кузнецов С.В., Трофимов В.А. Газодинамика угольного пласта. Численный алгоритм, частные и приближенные решения // Горный информ.-аналит. бюлл. 2008. № 54. С. 304–324.
33. Баренблат Г.И., Ентов В.М., Рыжик В.М. Движение жидкостей и газов в природных пластах. М.: Недра, 1984. 208 с.
34. Ромм Е.С. Структурные модели порового пространства горных пород. Л.: Недра, 1985. 240 с.
35. Захаров В.Н., Малинникова О.Н., Трофимов В.А., Филиппов Ю.А. Зависимость проницаемости угольного пласта от газосодержания и действующих напряжений // Физ.-техн. пробл. разраб. полезных ископ. 2016. № 2. С. 16–25.
36. Conntell L.D., Lu M., Pan Z. An analytical coal permeability model for tri-axial strain and stress conditions // Int. J. Coal Geol. 2010. № 84. P. 103–114.
37. Zhaoqing M., Guoqing L. Experimental research on the permeability of high-rank coal under a varying stress and its influencing factors // Eng. Geol. 2013. № 162. P. 108–117.
38. Shen W.Q., Liu S.Y., Xu W.Y., Shao J.F. et al. An elastoplastic damage constitutive model for rock-like materials with a fractional plastic flow rule // J. Nat. Gas Sc. & Eng. 2018. № 50. P. 157–165.
39. Пучков Л.А., Сластунов С.В., Коликов К.С. Извлечение метана из угольных пластов. М.: Из-во Моск. гос. горн. ун-та, 2002. 384 с.
40. Седов Л.И. Механика сплошной среды. М.: Наука, 1984. 560 с.
41. Хеллан К. Введение в механику разрушения. М.: Мир, 1988. 364 с.

42. *Черданцев Н.В.* Постановка и решение задачи о раскрытии метаном кливажных трещин в краевой зоне угольного пласта // Вестн. Науч. центра ВостНИИ по промышленной и экологической безопасности. 2022. № 1. С. 14–26.
43. *Самарский А.А.* Теория разностных схем. М.: Наука, 1977. 656 с.
44. *Рахматуллин Х.А., Сагомонян А.Я., Бунимович А.И., Зверев И.Н.* Газовая динамика. М.: Высшая школа, 1965. 722 с.

### **About One Approach to the Construction of a Solution to the Problem of Coal and Methane Emissions from the Marginal Zone of the Formation**

**N. V. Cherdantsev<sup>a,#</sup>**

<sup>a</sup>*Federal Research Center of Coal and Coal Chemistry, SB RAS, Kemerovo, Russia*

<sup>#</sup>*e-mail: nvch2014@yandex.ru*

Based on the model of the geomechanical state of a coal massif containing a coal seam with a fragile layer, a mining working and the ideas developed by S.A. Khristianovich about gas-dynamic processes in the development of coal seams, a solving of the ejection of the marginal part of the formation is constructed. The conditions for the occurrence of gas-dynamic phenomena are formulated, which manifest themselves in the form of the formation first of a main crack in a formation with free methane, then the formation of a crushing wave in it, followed by the release of a jumper and a mixture of crushed coal and gas into mine working.

*Keywords:* the rock massif, mine working, coal seam, extremely tense zones, strength characteristics, crushing wave

### REFERENCES

1. *Khristianovich S.A.* About the crushing wave // *Izv. AN USSR. ONT*, 1953, no. 12, pp. 1689–1699.
2. *Khristianovich S.A.* About the ejection wave // *Izv. AN USSR. ONT*, 1953, no. 12, pp. 1679–1688.
3. *Khodot V.V.* Sudden Emissions of Coal and Gas. Moscow: GosNGI, 1961. 363 p. (in Russian)
4. *Tchernov O.I., Puzryev V.N.* Prediction of Sudden Gas and Coal Outbursts. Moscow: Nedra, 1979. 296 p. (in Russian)
5. *Petukhov I.M., Linkov A.M.* The Mechanics of Rock Bursts and Discharges. Moscow: Nedra, 1983. 280 p. (in Russian)
6. *Fisenko G.L.* The Limiting State of Rocks around an Excavation. Moscow: Nedra, 1976. 272 p. (in Russian)
7. *Zykov V.S.* About the mechanism of formation of an outlier situation in the treatment face of a coal mine // *Surveyor's Bull.*, 2016, no. 5 (114), pp. 44–48.
8. *Shadrin A., Diyuk Y.* Geophysical criterion of pre-outburst coal outskueezing from the face space into the working // *Int. J. Mining Sci.&Technol.*, 2019, vol. 29, iss. 3, pp. 499–506.
9. *Yang D., Chen Y., Tang J. et al.* Experimental research into the relationship between initial gas release and coal-gas outbursts // *J. Natural Gas Sci.&Engng.*, 2018, vol. 50, pp. 157–165.
10. *Guo H., Yuan L.* An integrated approach to study of strata behaviour and gas flow dynamics and its application // *Int. J. Coal Sci.&Technol.*, 2015, no. 2, pp. 12–21.
11. *Zhao B., Wen G., Sun H. et al.* Similarity criteria and coal-like material in coal and gas outburst physical simulation // *Int. J. Coal Sci.&Technol.*, 2018, vol. 5, iss. 2, pp. 167–178.
12. *Physico-Chemistry of Gas-Dynamic Phenomena in Mines.* Moscow: Nauka, 1972. 140 p. (in Russian)
13. *Khristianovich S.A.* Continuum Mechanics. Moscow: Nauka, 1981, 484 p. (in Russian)
14. *Ruppeneyt K.V.* Some Questions of Rock Mechanics. Moscow: House of Coal, 1954. 384 p. (in Russian)
15. *Turchaninov I.A., Iofis M.A., Kasparyan E.V.* Fundamentals of Rock Mechanics. Leningrad: Nedra, 1989. 488 p. (in Russian)
16. *Gao W.* Study on the width of the non-elastic zone in inclined coal pillar for strip mining // *Int. J. Rock Mech.&Mining Sci.*, 2014, no. 72, pp. 304–310.

17. Galindo R.A., Serrano A., Olalla C. Ultimate bearing capacity of rock masses based on modified Mohr-Coulomb strength criterion // Int. J. Rock Mech. & Mining Sci., 2017, no. 93, pp. 215–225.
18. Khristianovich S.A. Distribution of gas pressure near the moving free surface of coal // Izv. AN USSR. ONT, 1953. no. 12, pp. 1673–1678.
19. Cherdantsev N.V., Cherdantsev S.V. Analysis of the state for a coal massif in-seam working and a geological discontinuity // Mech. Solids, 2018, vol. 53, no. 2, pp. 211–220.
20. Cherdantsev N.V. Approach to the constructing a hydraulic fracture trajectory in a rock mass near mine working // Mech. Solids, 2020, vol. 55, no. 8, pp. 1372–1391.
21. Cherdantsev N.V. Estimation of the geomechanical state of the marginal zone of a coal seam containing a flimsy layer // Mech. Solids, 2021, vol. 56, no. 7, pp. 1307–1319.
22. Sokolovsky V.V. Loose Medium Statics, Moscow: Nauka, 1990. 272 p. (in Russian)
23. Cherdantsev N.V. The Results of numerical solution of the equations of limit state boundary formation areas and their approximation by polynomials // Labor Safety in Industry, 2019, no. 6, pp. 7–13.
24. Cherdantsev N.V. Investigation of the extremely stressed state of the formation in its boundary zone by methods of bulk medium mechanics // Mining Inform. & Anal. Bull., 2020, no. 3, pp. 43–57.
25. Lurie A.I. Theory of Elasticity. Moscow: Nauka, 1970. 940 p. (in Russian)
26. Parton V.Z., Perlin P.I. Methods of Mathematical Theory of Elasticity. Moscow: Nauka, 1981. 688 p. (in Russian).
27. Cherdantsev N.V., Presler V.T., Isakson V.Yu. Geomechanical state of strength-anisotropic rock mass in the vicinity of mating tunnels // J. Mining Sci., 2010, vol. 46, no. 2, pp. 143–148.
28. Bulychev N.S. Mechanics of Underground Structures. Moscow: Nedra, 1984. 382 p. (in Russian)
29. Baklashov I.V. Fundamentals of Geomechanics. V. 1. Moscow: Mosk. State Geol. Univ. Pub., 2004. 208 p.
30. Zykov V.S. Sudden Emissions of Coal and Gas and Other Gas-Dynamic Phenomena in Mines. Kemerovo, 2010. 334 p. (in Russian)
31. Kuznetsov S.V., Kriegman R.N. Natural Permeability of Coal Seams and Methods of Its Determination. Moscow: Nauka, 1978. 122 p. (in Russian)
32. Kuznetsov S.V., Trofimov V.A. Gas dynamics of a coal seam. Numerical algorithm, partial and approximate solutions // Mining Inform. & Anal. Bull., 2008, no. 54, pp. 304–324.
33. Barenblatt G.I., Entov V.M., Ryzhik V.M. Motion of Liquids and Gases in Natural Formations. Moscow: Nedra, 1984. 208 p. (in Russian)
34. Romm E.S. Structural Models of the Pore Space of Rocks. Leningrad: Nedra, 1985. 240 p. (in Russian)
35. Zakharov V.N., Maslennikova O.N., Trofimov V.A., Filippov Yu.A. Dependence of coal seam permeability on gas content and operating stresses // Fiziko-Tekhnich. Probl. Pазrab. Mineral Resources, 2016, no. 2, pp. 16–25.
36. Conntell L.D., Lu M., Pan Z. An analytical coal permeability model for tri-axial strain and stress conditions // Int. J. Coal Geol., 2010, no. 84, pp. 103–114.
37. Zhaoping M., Guoqing L. Experimental research on the permeability of high-rank coal under a varying stress and its influencing factors // Eng. Geol., 2013, no. 162, pp. 108–117.
38. Shen W.Q., Liu S.Y., Xu W.Y., Shao J.F. et al. An elastoplastic damage constitutive model for rock-like materials with a fractional plastic flow rule // J. Nat. Gas Sc.&Eng., 2018, no. 50, pp. 157–165.
39. Puchkov L.A., Slastunov S.V., Kolikov K.S. Extraction of Methane from Coal Seams. Moscow: MSMU Pub., 2002. 384 p. (in Russian)
40. Sedov L.I. Continuum Mechanics. Moscow: Nauka, 1984. 560 p. (in Russian)
41. Hellan K. Introduction to Fracture Mechanics. Trondheim: Univ. Press, 1984. 376 p.
42. Cherdantsev N.V. Formulation and solution of the problem of methane disclosure of cleavage cracks in marginal zone of coal seam // Bull. Sci. Center of VostNII on Industrial and Environmental, 2022, no. 1, pp. 14–26 (in Russian)
43. Samarsky A.A. Theory of Difference Schemes. Moscow: Nauka, 1977. 656 p. (in Russian)
44. Rakhmatullin H.A., Sagomonyan A.Ya., Bunimovich A.I., Zverev I.N. Gas Dynamics. Moscow: Vysshaya Shkola, 1965. 722 p. (in Russian)