

Рисунок 3 – Схема к расчету устойчивости дамбы с учетом сил гидростатического давления

Вычисляем сдвигающие силы, действующие на призму возможного обрушения, по поверхности скольжения AD:

$$T_0 = P_0 \cdot \sin \delta. \quad (14)$$

Удерживающие силы, действующие по основанию дамбы, в соответствии с теорией предельного равновесия:

$$T_{0,y0} = k_0 \cdot |AD| + N_0 \cdot \operatorname{tg} \rho_0. \quad (15)$$

(II) Определяем гидростатическое давление воды

$$p_{ze} = z \cdot \gamma_B = z, \quad (16)$$

где z – глубина;

$\gamma_B = 1$ – объемный вес воды.

В соответствии с законом Паскаля, гидростатическое давление воды одинаково во всех направлениях. Для расчета принимаем наиболее неблагоприятное направление параллельно основанию дамбы (рисунок

3). В этом случае результирующая сила гидростатического давления оказывает сдвигающее действие на дамбу. Величина гидростатического давления, как следует из формулы (16), линейным образом зависит от глубины, а эпюра давления – треугольную форму. Равнодействующая сил гидростатического давления

$$P_{ze} = H \cdot |C_1 D| / 2. \quad (17)$$

(III) Определяем устойчивость дамбы с учетом сдвигающего действия сил гидростатического давления.

Сдвигающие и удерживающие силы системы по поверхности скольжения:

$$T_{сов} = T_0 + P_{ze} = P_0 \cdot \sin \delta + P_{ze}; \quad (18)$$

$$T_{yo} = T_{0,y0} = k_0 |AD| + N_0 \operatorname{tg} \rho_0. \quad (19)$$

Коэффициент запаса системы определяем как отношение удерживающих и сдвигающих сил, действующих по линии AD, по формуле (11).

Разработана компьютерная программа «Дамба-II», позволяющая выполнять расчеты устойчивости ограждающих дамб, учитывающие изменение параметров шлакоотвала, угла наклона поверхности формирования золоотвала и прочностных характеристик элементов системы и их основания. Выполненные расчеты устойчивости системы «шлакоотвал-дамба» для условий Топарской ГРЭС № 2 для предельного случая обводнения шлакоотвала с введением нормативного коэффициента запаса 1,3 показывают, что коэффициент запаса устойчивости дамбы № 1 равен $n = 1,528$, соответственно дамбы № 3 – $n = 1,337$.

С учетом того, что к расчету приняты минимальные значения прочностных характеристик пород дамбы и основания и введен нормативный коэффициент запаса, можно утверждать, что по основанию дамб № 1 и № 3 имеется двукратный запас устойчивости.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Чугаев Р.Р. Гидротехнические сооружения. М.: Высшая школа, 1975.
2. Отчет «Карагандинская ГРЭС-2, Ограждающие дамбы с водосбросами». Ростов-на-Дону: Всесоюзный государственный проектный институт «Теплоэлектропроект», 1962.
3. Бесимбаева О.Г., Низаметдинов Ф.К., Долгоносков В.Н., Долгоносков Е.В. Расчет устойчивости шлакоотвалов и ограждающих дамб // Материалы VI Междунар. научно-практ. конф. «Dynamika naukowych badan-2010» Volume 10. Techniczne nauki. Nowoczesne informacyjne technologie. Matematyka. Fizyczna kultura i sport. – Przemysł: Nauka i studia, 2010. – P. 46-49.

УДК 622.231
БЕЙСЕМБАЕВ К.М.

Неравновероятное контактирование кровли с верхняками

Проблема вывалообразования из кровли и отжим угля с груди забоя при выемке угля лавами по-прежнему остается актуальной.

Трещины давления, возникающие за счет концентрации напряжений в зоне опорного давления, и трещины под действием растягивающих деформаций в верхних частях слоев кровли инициируют зарождение над забоем блочной системы. Она может находиться в явном, но чаще в неявном состоянии, что зависит от раскрытия трещин, поэтому недостаточное поддержа-

ние этих зон в кровле может вызвать потерю равновесия системы и её разрушение – и определение особенностей распределения нагрузок на кровлю необходимо.

Для расчета устойчивости кровли в рамках её разрушения от изгиба или изгиба-сдвига очень важно знать влияние сопротивления крепи на эти напряжения, а величина неподдерживаемой кровли имеет второстепенное значение. Но в рамках модели кровли, содержащей цикловые трещины, последнее обстоя-

тельство немаловажно и оно подтверждено экспериментальными исследованиями. Т.е. балка (или полоса) кровли, которую мы удерживаем от изгиба, будет прочнее в том случае, если мы предотвратим выпадение из неё нарушенных трещинами фрагментов. А это напрямую зависит от ширины неподдерживаемой кровли и характера распределенной нагрузки. Наша задача разделяется на две части и иногда их решения будут противоречивы. Решение, соединяющее подходы, приведено в [1-4] и может частично описывать бифуркационное состояние пород.

Неподдерживаемый пролёт в основном зависит от условий контактирования верхняка с кровлей и определяется на основе вероятностной оценки [5].

Для обеспечения необходимой нагрузки от крепи по уступу верхней толщи было выявлено влияние типа крепи и параметров верхняка на закономерности распределения сопротивлений при консольном креплении верхняка, и для верхняков крепей ограждающе-поддерживающего типа [6]. Получены необходимые формульные (интегральные) и программные элементы оценки взаимодействия. Шахтные и лабораторные исследования взаимодействия верхняков с кровлей выявили два новых элемента контактирования. Методология равновероятных контактов ИГД им. А.А. Скочинского характерна для коэффициентов нарушенности кровли K_n (отношение нарушенной площади кровли к общей) $\geq 0,3$. За пределами этого диапазона реализуется схема, когда на верхняке имеются зоны, чаще вступающие в контакт. При длине верхняка, в 2 и более раз превышающей ширину шнека комбайна, также необходима поправка на повышенную контактируемость с удалением участка контактирования от равнодействующей сопротивления.

Состояние кровли при применении современных крепей типа «Глиник», а также ОКП-70 существенно улучшилось, что было установлено еще в 1985-90 гг. В течение 80-90 % длительности технологического цикла выемки величина K_n не превышает 0,3, следовательно реализуются предложенные схемы взаимодействия. Это особенно очевидно для ОКП-70 и «Глиник» – его верхняк состоит из собственно верхняка и консольного козырька, поджимаемого гидропатроном. Для козырька реализуется схема преимущественного контактирования, а для верхняка – схема вероятностного контактирования с учетом возрастания контактов при удалении области взаимодействия от равнодействующей, для которых предложены как расчетные формулы, так и программа [7].

Проведенные экспериментальные исследования взаимодействия верхняков крепи с кровлей показали, что длина верхняка должна составлять не менее 1100 мм, а отношение длины завальной части к длине забойной $m_{зв} / m_{зб} = 1$. Однако в данном случае выполнение этого отношения затруднительно из-за особенностей конструкции крепи, поэтому и для ограждающе-поддерживающей крепи нами были предложены схема поддержки гидропатроном и методика расчета его сопротивления с учетом случайного характера контактирования, что было выполнено ранее предложением [7], реализованного затем в ОКП-70. В то же время установлены отклонения от равновероятной

гипотезы контактирования и выявлены зоны преимущественной контактируемости участков верхняков с кровлей, которые возникают вследствие особенности обработки забоя шнеками комбайна. Для всех типов верхняков установлена повышенная контактируемость на их торцах, а также качественное соответствие распределений расчетному на основе [8].

Влияние расстояния между забоем и верхняками крепи было выявлено ранее в работе [4]. Там же установлена количественная связь между объемом вывалов и величиной неподкрепленной полосы кровли при применении крепи типа ОКП и предложены верхняки, уменьшающие эту величину. Использование данных верхняков позволило заметно повысить эффективность отработки угольных пластов с неустойчивыми кровлями [7].

Для выявления влияния зазора неподкрепленной кровли на эффективность работы забоев и установления особенностей его формирования применительно к механизированным комплексам типа ОКП, МК-97, КМ-87, КМ-81, КМ-130, ранее использующимися в Карагандинском бассейне, нами были проведены наблюдения за забоями в условиях шахт им. Костенко, им. 50-летия Октябрьской революции, Кировская на пластах с углом падения 6-16° и глубиной до 540 м. При этом производились замеры полосы неподдерживаемой кровли между поверхностью забоя и областью контакта верхняков с кровлей, измерялись глубина и объем вывалов, суммарная длина нарушенной кровли, отжим угля с забоя, хронометраж производственных процессов. Данные исследования позволили установить фактические величины пролетов неподдерживаемой кровли (приведены в [3]), что необходимо для расчета устойчивости кровли, а также подтверждены предположения о возрастании контактируемости к торцу верхняка.

Анализ работы комплексов показывает, что основными причинами, вызывающими отклонение ширины неподдерживаемой полосы кровли от проектной, способствующими вывалообразованию, нарушению синхронизации работы крепи с другими устройствами и снижению производственных показателей, являются (рис. 1) недодвижка конвейера к забою днкв из-за штыба между ними, наличия «ступенек» в почве пласта и неровностей самого забоя. Эта величина зависит от жесткости конвейера и режима его удержания. Поэтому отсутствие фиксированной связи между конвейером и секциями крепи является существенным недостатком. Следующей причиной является угловое смещение комбайна на забой из-за смещения его центра тяжести к пласту;

$$\delta\alpha = K * m,$$

где K – коэффициент пропорциональности:

m – вынимаемая мощность пласта. В свою очередь

$$K = K_1 * K_2,$$

где K_1 связан с эксцентриситетом центра тяжести комбайна и особенностями режима его работы, K_2 зависит от угла падения, в частности, для систем, работающих по простиранию $K_2 = 1$, а по восстанию $K_2 < 1$.

Увеличение зазора происходит за счет изменения хода передвижки секции крепи (рис. 1), что особенно характерно для крепей, имеющих шпунтовые связи из-за углового поворота ее в плоскости, нормальной плоскости забоя и напластования при посадке завальной гидростойки, когда допускаемый угол поворота шпунтовых связей исчерпывается ($\delta_{нкп} = n \cdot \delta_{кэ}$). $\delta_{кэ}$ – здесь есть уменьшение шага передвижки, а n показывает, что оно увеличивается от цикла к циклу, накапливаясь по мере продвижения забоя ($n=1, 2, 3, \dots$).

Кроме того, наклон перекрытия секции вызывает смещение верхняка на завал, величину которого можно рассчитать для крепи со шпунтовыми связями следующим образом:

$$\pm \delta_{усс} = \left(\frac{l_0}{2} + lk \right) (1 - \cos \beta),$$

где l_0 , lk – соответственно расстояние между осями гидростоек и длина консольного верхняка;
 β – угол наклона верхнего перекрытия относительно напластования;

$\pm \delta_{усс}$ – зависит от конкретной конструкции крепи и, в частности, $\delta_{с} = 0$ для устройств, имеющих четырехзвенники, образованные перекрытиями и основаниями в диапазонах их номинальной работы. Однако за пределами этих зон оно резко увеличивается.

Полоса неподдерживаемой кровли увеличивается на ширину захвата b для почвоуступной выемки, т.е. имеется зазор $\delta_{т}$, зависящий от технологии работ. Для прямолинейного забоя $\delta_{т} = 0$.

Следует учитывать и зазор, который определяется шириной отжима угля, δ_0 с обрушением раскоски, а также зазор $\delta_{вв}$, зависящий от особенностей взаимодействия верхняков с кровлей и в общем является случайной величиной, которая может принимать значения от 0 до L , где L – длина верхняка от забойного торца до линии действия равнодействующей сопротивления. В выражение, приводимое ниже, включен и зазор, вызываемый прочими причинами:

$$\delta_{нк} = n \cdot \delta_{кэ} + K \cdot m + \left(\frac{l_0}{2} + lk \right) (1 - \cos \beta) + \delta_{т} + \delta_{вв} + \delta_{кк} + \delta_0 + \delta_{п}.$$

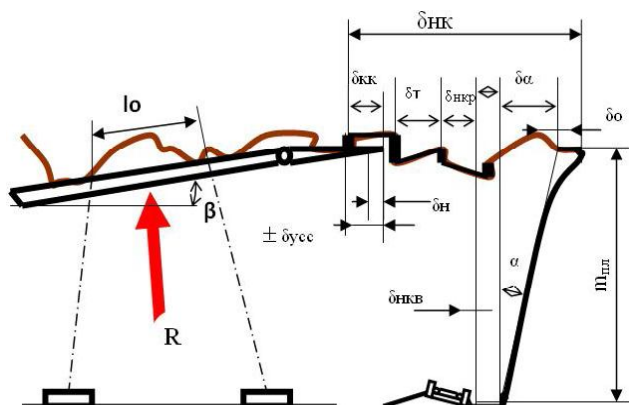


Рисунок 1 – К расчету пролета неподдерживаемой кровли (не представлен накапливающийся зазор при передвижках секции $\delta_{нкп}$, $\delta_{вв}$ можно учесть через δ_0)

Заметим, если профиль кровли не существенно нарушен вывалами, $\delta_{вв}$ может иметь постоянную или переменную величину, зависящую от величины продвижения, поскольку вероятность контактирования любой точки верхняка с кровлей становится неравновероятной.

δ_0 – дополнительный зазор в результате отжима пласта, принимают на основе экспериментальных данных или на основе приводимых методов, где рассчитываются давления на пласт с участками различных фазовых состояний, параметры которых определены на основе экспериментального разрушения угля и породы, по данным натурных наблюдений и других исследований, и объединены в матрицу состояния пласта. Это позволяет ставить в соответствии с нагрузкой на пласт и расстоянием рассматриваемого участка от поверхности обнажения, комплекс его физико-механических свойств, а также особенности состояния участка. При определенных нагрузках и предельных состояниях прилегающих к поверхности забоя участков последние считаются разрушенными, тогда:

$$\delta_0 = \sum_1^k \delta x_k,$$

где δx_k , k – ширина и количество разрушенных участков.

Если исходить из условия, что дополнительная передвижка секций производится при увеличении зазора на 1 цикл (без учета зазоров, имеющих постоянный характер в данных условиях), то такая необходимость возникает через $n = bk / \delta k$. В частности, в лаве КМ-130 – через 5-6 циклов, а в лаве КМ-81 через 3-4 цикла.

Параметр $\delta_{нк}$ учитывает культуру обслуживания и его опыт (члены $\delta_{вв}$; $\delta_{кэ}$; $\delta_{т}$; δ_0). Закономерности накопления отставания крепи, вскрытые данными исследованиями, ранее учитывались в основном на уровне обычных инженерных знаний и на основе опыта обслуживания, т.е. без системы. Отставание крепи по этим причинам происходило почти во всех забоях и в то же время на начальном этапе использования новой техники (М-130, УКП, Пиома) их было существенно меньше, чем при использовании старой, поскольку контроль производился разработчиками. Однако анализ показывает, что имеется техника, когда культура обслуживания влияет меньше, при этом крепи и другое оборудование имеют определенную защиту от несанкционированных случайных действий.

При наличии в кровле зон преимущественного контакта в ряде случаев консольные верхняки в зоне над шарниром упирались в выступы от следов шнека комбайна и практически не контактировали с кровлей на участках, длина которых составляла до 30 % от всей длины забоя, при ширине обнажения 1,2-1 м, где начиналось интенсивное вывалообразование. Хотя при передвижке достаточно было подпереть верхняк гидропатроном и снять его торцом эти неровности. Заметим, что приведенные формулы и в частности ниже приводимая методика расчета с учетом неравновероятной схемы контактирования была изложена в [8] в универсальном виде, поскольку пригодна для описания процессов опоры многих механизмов с

грунтами основаниями, при рассмотрении вопросов:

- о прочности грунта под основаниями;
- о характере нагружения и возможном износе самого основания.

При этом получены выражения, вероятности контактирования i -го участка:

$$P_i = \frac{2A^2(i-k)}{2(L-x_0)(x_0 - A \cdot k) + [x_0 + A(1+n)]nA}$$

Данное значение P_i рассчитано при k -м начальном контакте, который в свою очередь может произойти на любом из участков разбиения, поэтому следует подсчитывать вероятность P_i при каждом из них и выбрать среднюю величину. Следует различать случаи, когда $AK \leq x_0$ и $i \geq K$, очевидно, что для всех $i < K$ в этом варианте $P_i = 0$.

С учетом указанных условий необходимо подсчитать для всех L/A случаев начального контакта среднюю величину P_i . Причем для случая $AK > x_0$ расчет производится по другой формуле

$$P = \frac{2A^2[K-i+1]}{x_0(2AK - x_0 + A)}$$

Данные выражения основаны на разделении рассматриваемого отрезка на равные интервалы и их структура хорошо моделируется на ЭВМ. В то же время вполне возможен переход к точным интегральным выражениям, однако в сложных случаях контактирования это может привести к трудно берущимся интегралам, поэтому сохранение вышеприведенных подходов необходимо, тем более, что точность расчетов практически не страдает.

Расчет для отрезка с параметрами F , x_0 производится следующим образом: задается значение $i = 1$ и для всех точек K при $i = 1$ определяется $P_{11}^i, P_{12}^i, P_{13}^i, \dots, P_{1i/A}^i$ (вероятности контактирования участков разбиения при осуществлении всех K -контактов), принимающих значения $1, 2, 3, \dots, L/A$. Необходимо учитывать условия, рассчитывая в зависимости от их исполнения по вышеприведенным формулам. Так, в случае $KA < x_0$ и $i < K$ все $P = 0$. Далее задается $K = 2$, затем $K = 3$ и т.д. После чего определяются средние значения вероятностей в точках:

$$P_{cp}^i = \frac{A}{x_0} \sum_{k=1}^{x_0/A} P_{ik}^i \quad \text{или} \quad P_{cp}^i = \frac{A}{x_0} \sum_{k=1}^{x_0/A} P_{ik}^i$$

Данные вероятности учитывают только односторонние неравновероятные акты взаимодействия. В то же время начальные контакты равновероятны и происходят с неровностью, имеющей максимальную высоту Y_{max} . Конечно, начальный контакт может быть потерян, например, если с Y_{max} также расположена «высокая неровность», а далее идет резкое уменьшение высоты профиля, но тогда, как уже было сказано, первый контакт будет не силовым (не вызывающим концентрацию напряжений) и можно считать, что его не было, не теряя общности рассуждений.

Вероятность k -контакта нельзя оценить как A/L , поскольку равновероятный и неравновероятный кон-

такты образуют устойчивую пару, поэтому следует рассматривать вероятности A/x_0 и $A/(L-x_0)$ в зависимости от расположения K -контакта.

Проведены расчеты распределения нагрузок и вероятности контактирования вдоль отрезка при соотношении $L/x_0 = 1$ и $L/x_0 = 0,41$ на основе имитационного моделирования контактирования. Нагрузки на торцах в первом случае равны, а во втором – в 3,65 раза больше со стороны короткого участка отрезка.

Приведенные выражения для расчета распределенных сопротивлений можно получить и в интегральной форме, что в некоторых случаях существенно упрощает расчеты. Если вероятность P_x контакта пропорциональна расстоянию от точки поворота, то изменение P_x можно задать в виде линейной функции

$$P_x = a(x_i - x_0) + b - ax_0$$

Коэффициенты определим из соотношений:

$$\int_{x_0}^L (ax_i + b - ax_0) dx = 1; \quad ax_k + b - ax_0 = 0,$$

откуда:

$$P_x = \frac{X_i - X_k}{(L - x_0)(L - x_0 - 2x_k)}$$

т.е. P_x зависит от расположения K -контакта.

Поэтому рассмотрим совокупность отрезков с участками с координатой X_i , когда противоположный K -контакт пробегает все возможные значения последовательно от отрезка к отрезку при фиксированном значении X_j . Тогда очевидно, что средняя сумма P_{xcp} и составит искомую вероятность контакта участка с координатой x с учетом всех возможных контактов.

$$P_{xcp} = \frac{1}{x_0} \int_{x_0}^{x_0} \frac{(x_i - x_k) dx_k}{(L - x_0)(L + x_0 - 2x_k)} = \frac{(L - x_0 + 2x_i) \ln \left(1 - \frac{2x_0}{L - x_0} \right) + x_0}{4x_0(L + x_0)}$$

Определение распределений сопротивлений вдоль отрезка

С учетом возможных k -контактов среднее сопротивление можно определить так:

$$Q_{xcp} = \frac{1}{x_0} \int_{x_0}^{x_0} \frac{Q^*(x_0 - x_k)}{(x_i - x_k)} dx_k = \frac{Q^*}{x_0} [(x_i - x_0) \ln(x_i - x_k) + x_k]$$

Дальнейшие расчеты можно производить так же, как это выполнялось для ЭВМ-варианта, однако очевидно, что выражения для расчета весьма громоздки, хотя рассмотрен самый простой случай взаимодействия, в частности, распределение сопротивлений с учетом вероятности контактирования задается так:

$$Q_{xp_i} \frac{Q^*}{x_0} \left[\frac{(L - x_0 + 2x_i) \ln \left(1 - \frac{2x_0}{L - x_0} \right) + x_0}{8x_0 (L + x_0)} + \frac{A}{2x_0} \right] \times \left[(x_i - x_0) \ln \left(1 - \frac{x_0}{x_i} \right) + x_0 \right]$$

Приведем выражение для расчета распределений сопротивлений при наличии дополнительного усилия, приложенного перпендикулярно к первому и схеме равновероятного контактирования:

$$Q_{ip} = \frac{Pl_i}{L_j} \left[L_j - l_n \left(1 + \frac{L_j}{l_i} \right) \right] - \frac{M_o}{L_j} \ln \left(1 + \frac{L_j}{l_i} \right),$$

где L_i и L_j – соответственно расстояние от равнодействующей усилия до рассчитываемой точки и длина противоположной части отрезка (верхняка). От обычной схемы оно отличается только наличием последнего члена, поэтому для расчета распределений им пользоваться удобнее, чем ранее приведенной формулой.

Легко составить выражение и для противоположной части Q_{jp} :

$$Q_{jp} = \frac{Pl_j}{L_i} \left[L_i - l_n \left(1 + \frac{L_i}{l_j} \right) \right] + \frac{M_o}{L_i} \ln \left(1 + \frac{L_i}{l_j} \right).$$

Расчеты показывают, что учет неравновероятной схемы контактирования даёт повышенную по сравнению с обычной контактируемость на концах отрезка, что хорошо согласуется с практикой. Ранее выполняемые расчеты показывали существенную потерю контактируемости, а значит, и сопротивления для рассмотренных схем. Получено практически полное совпадение результатов по этим приближенным расчетам уже при 4-х разбиениях рассматриваемого участка отрезка (рис. 2).

Применение того или иного способа зависит от уровня решаемых задач и особенностей используемого программного обеспечения.

Вывод о неравновероятной схеме контактирования и определение методики его расчета вносит новые

качественные и количественные показатели в расчеты контактируемости крепи с кровлей и распределение сопротивлений по линии взаимодействия.

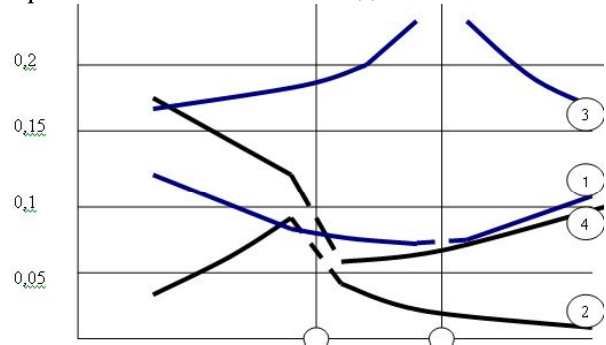


Рисунок 2 – Распределение сопротивлений (1, 3) и вероятностей контактирования Кр (2, 4) вдоль кровли при соотношении $m_{3б} / m_{3в} = 1$ (кривые 1, 2) и при $m_{3б} / m_{3в} = 0,41$ (кривые 3, 4)

Волнообразная деформация пород вокруг выработки имеет место не только для расслаивающихся пород, но и в моделях со структурой частиц с уплотнением-разуплотнением [3]. Изменение условий контактирования пород, проявления новых расслоений приводит к резким сменам поднятия опусканием пород в рассматриваемой зоне и наоборот, что, например, визуально проявлялось в интенсивной деформации арочной крепи за короткий промежуток времени, появлении зияющих трещин в зонах, где, казалось бы, их не следует ожидать (в груди забоя и стенках выработок, когда трещины направлены по напластованию от стенки вглубь). Эти явления бифуркации могут привести систему в колебательное состояние (в численных моделях [3] это зафиксировано в виде закливания программы при периодическом открытии и закрытии одних и тех же трещин). Для перехода в режим автоколебания в реальных условиях нужны дополнительные факторы, а в моделях особые модули программы, которые также должны достаточно точно описывать характер контактирования крепи с боковыми породами.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Бейсембаев К.М. Об организации технологических систем выемки в сложных условиях // Комплексное использование минерального сырья. 1990. № 10. С. 10-15.
2. Бейсембаев К.М. Оценка взаимодействия системы крепь-порода в средствах для сложных условий // Тез. док. междунар. научно-прак. конф. «Проблемы развития угольной промышленности Республики Казахстан». 5-7 мая 1993 г. Караганда. 1993. С. 82-83.
3. Бейсембаев К.М., Жетесов С.С., Шманов М.Н. Геомеханические основы расчёта параметров разработки угля в нестационарных системах: монография. Караганда: Изд-во КарГТУ, 2010. 207 с.
4. Бейсембаев К.М. Устойчивость и состояние массива в сложных условиях // Комплексное использование минерального сырья. 1992. № 6. С. 3-8.
5. Ягодкин Г.И., Казьмин В.М. Установление оптимальных параметров перекрытий механизированных крепей. М.: ИГД им. А.А. Скочинского, 1969. С. 32.
6. Жетесов С.С., Бейсембаев К.М. Повышение устойчивости кровли подсеочного слоя при выемке мощных пластов с погашением и выпуском верхней угольной толщи // Механизация и транспорт на горных предприятиях: Сб. статей. Караганда, 1979. С. 45-90.
7. Дубовский Ю.П., Потапенко В.А. Испытание поддерживающего элемента оградительно-поддерживающей крепи для неустойчивой кровли // Уголь. 1984. № 6. С. 30.
8. Бейсембаев К.М., Тасымова М.Т. Программный и интегральный расчет контактирования прямолинейного отрезка и

УДК 622.324.5

ТАТНЕВА Г.Г.

Теоретические аспекты метановыделения из угольных пластов

Величина природного давления газа в микропорах и природных микротрещинах в угольных пластах является одним из основных показателей, определяющих объем метана в сорбированном и свободном состояниях в пластах, и одним из косвенных показателей выбросоопасности угольных пластов [1]. Метан в угольных пластах находится в основном в абсорбированном и адсорбированном состояниях и в относительно небольших объемах в свободном состоянии. С ростом глубины горных работ объем метана в свободном состоянии увеличивается и может достигать 10-12% [1].

Если мы в качестве функции отклика Φ из предыдущих исследований возьмем относительное газовыделение $\Phi = c/c_0$ и линеаризуем это выражение, то получим формулу:

$$\frac{c}{c_0} = \frac{kT}{C_1} \cdot \frac{A}{G^0} \cdot c_0, \text{ или } c = \frac{kT}{C_1} \cdot \frac{A}{G^0} \cdot c_0^2, \quad (1)$$

где c_0 – начальная концентрация метана в угле (угольном пласте), т.е. метаноносность;

A – работа (энергия) внешних сил (поля);

C_1 – константа.

Формула (1) дает квадратичную зависимость газовой выделение от метаноносности пласта (рис. 1).

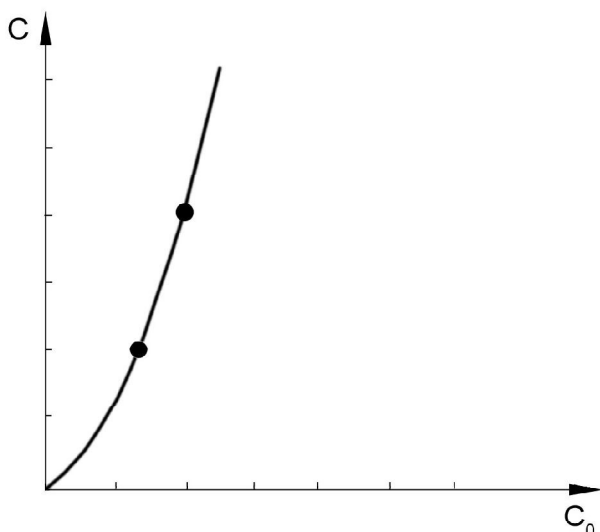


Рисунок 1 – Схематическая зависимость газовой выделение от метаноносности угольного пласта

В простейшем случае метановыделение линейно увеличивается с увеличением глубины залегания пласта и формула (1) дает квадратичную зависимость роста метаноносности от глубины залегания.

В таблице 1 соответствующие величины приведены для угольных свит Карагандинского бассейна.

В природном состоянии в угольном веществе существует динамическое равновесие между адсорбированным, абсорбированным (в твердом растворе) и метаном в свободной фазе, которое характеризуется тем, что в любой момент при отсутствии экстремальных внешних воздействий число молекул метана, переходящего из свободной фазы в сорбированное состояние, практически равно числу молекул десорбирующегося метана. Свободный метан в угольном пласте в природных условиях занимает объем, в пределах которого взаимодействие его молекул с поверхностью угля сравнительно невелико, поэтому объем метана в свободной фазе в пустотах угля обычно незначителен. В таких условиях метан, находящийся в угле в свободной фазе, играет роль «подпора» для сорбированного метана, в значительной степени препятствуя его десорбции. Нарушение динамического равновесия между метаном в свободной и сорбированной фазах в природной системе «уголь – метан – природная влага» при перераспределении горного давления (под воздействием тектонических процессов или горных работ) проявляется в превышении числа десорбирующихся молекул метана над числом сорбируемых углем. Установлено [1], что объем метана в свободной фазе на глубине 700-1200 м составляет в углях средних степеней метаморфизма ($V^{dat} = 18-29\%$) от 5 до 10 % всего содержащегося в угле метана; в углях высокой степени метаморфизма ($V^{dat} = 8-14\%$) от 4 до 6% и в малометаморфизованных углях ($V^{dat} = 30-38\%$) – до 10-12%. При нарушении установившегося динамического равновесия в природной системе «уголь – метан – природная влага» движение молекул метана из природных угольных пор происходит как путем перемещения по их стенкам, так и путем перехода из абсорбированного состояния в адсорбированное и затем в свободное, с выделением метана из свободной фазы, то есть происходит распад углеметана, сопровождаемый снижением давления метана в угле.

Таблица 1 – Динамика роста средней метаноносности угля (m^3/t) в Карагандинском угольном бассейне

Глубина от поверхности, м	Угольная свита			
	Карагандинская, Ашляринская		Долинская, Тентекская	
	пласты			
	К ₁ – К ₄	К ₅ – К ₈	Д ₁ – Д ₅	Д ₆ – Т
< 150	3,0	2,0	0	0