

ГЕОТЕХНОЛОГИЯ

УДК 622.241.54

В.Т. Преслер, В.Е. Ануфриев, Н.В. Черданцев

ОБОСНОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ АНКЕРНОГО КРЕПЛЕНИЯ ОДИНОЧНЫХ ВЫРАБОТОК, ПРОВОДИМЫХ В УГОЛЬНЫХ ПЛАСТАХ

Рассматриваемая в работе проблема обусловлена широкомасштабным переходом от рамного к анкерному креплению горных выработок, существенно снижающему материалоемкость технологии подземной угледобычи.

Отметим, что к настоящему времени 90–95% выработок, включая и капитальные выработки, на угольных пластах пологого залегания крепится канатными анкерами. В связи с этим на первый план выдвигается задача обоснования и методического обеспечения параметров этого способа крепления выработок.

Существующие методики в основном основаны на прогнозе смещений пород кровли и контроле состояния упрочненной анкерами кровли по ее расслоению [1], что не позволяет получить достоверных оценок параметров анкерного крепления. Об этом говорит и тот факт, что рассчитанные по ним параметры сталеполимерных анкеров не обеспечивают устойчивость выработок в ходе их эксплуатации и в дальнейшем возникает острая необходимость в усилении этого крепления посредством второго уровня – уровня канатных анкеров.

Применение двухуровневых систем анкерного крепления значительно расширяет технологические возможности подземной угледобычи и повышает уровень безопасности подземных работ по фактору проявления горного давления.

Только при учете опорного давления можно обеспечить надежные оценки параметров анкерного крепления. И только в этом случае контроль состояния заанкерowanych пород кровли по расслоениям и нагрузкам на анкера является надежной оценкой работоспособности крепи, и не будет противоречить прогнозу ее параметров.

Однако для всемерного учета этого фактора необходима модель напряженно-деформированного состояния массива в окрестности выработок. Наличие такой модели позволит аналитически оценить: 1) параметры опорного давления (протяженность предельно-напряженной и разрушенной зон пласта), 2) параметры образуемого над выработкой свода давления и формируемого в ее области вывала, 3) и соответственно дать оценки параметров крепления (длина и число анкеров). Именно решению этой задачи посвяще-

на данная работа.

При подработке пород кровли протяженной одиночной выработкой распределение нормальных напряжений (σ , МПа) в краевой зоне угольного пласта опишем согласно расчетной схеме (система координат $xO\sigma$, рис. 1) выражением вида

$$\sigma(x) = \sigma_n(x) = \begin{cases} 0, & x \leq b/2 \\ \sigma_0 + \frac{U}{A} \cdot (x - b/2)^2, & b/2 \leq x \leq A + b/2 \\ \gamma H + \frac{E}{(x - b/2)^2}, & x \geq A + b/2 \end{cases} \quad (1)$$

где b – ширина выработки, м; γH – горное давление, МПа на глубине ведения работ H , м; γ – удельный вес пород, т/м³; σ_0 – остаточная прочность краевой зоны угольного пласта, МПа; x – расстояние от середины выработки в проекции ее нормального сечения до произвольной точки краевой зоны, м; E – модуль спада напряжений в упругой части пласта, МПа·м²; U – модуль роста напряжений в срединной части предельно-напряженной зоны (ПНЗ) протяженностью A , МПа/м (рис. 1, т. M_0).

Используемый в работе термин “предельно-напряженная зона” не совсем точен, поскольку напряженным относительно естественного поля напряжений γH является участок краевой зоны за точкой пересечения кривой роста напряжений с линией $\sigma(x) = \gamma H = const$,

$$x > \frac{b}{2} + \sqrt{\frac{A}{U} \cdot (\gamma H - \sigma_0)},$$

т.е. участок, на котором происходит, так называемая, “пригрузка” пласта. Участок до этой точки, включая пространство выработки, считается полностью или частично разгруженным. Поскольку данный термин закрепился в научной литературе [2] авторы также используют его в своей работе.

Первый участок в выражении (1) характеризует снятие напряжений на полупролете выработки, второй участок параболического роста – частичное снятие напряжений на контуре выработки до σ_0 и их последующий рост в ПНЗ до максималь-

мых целиков при их над- и подработке.

При известных величинах σ_0 и U протяженность ПНЗ можно рассчитать из условия равновесия “разгрузки” и “пригрузки” пласта,

$$\int_0^{\infty} (\sigma(x) - \gamma H) \cdot dx = 0. \quad (4)$$

В результате решения уравнения (4) получим формулу для расчета протяженности ПНЗ

$$A = \frac{3}{4} \cdot \frac{\Delta\sigma_0 + \sqrt{\Delta\sigma_0^2 + \frac{2}{3} \cdot \gamma H \cdot b \cdot U}}{U}, \quad (5)$$

$$\Delta\sigma_0 = \gamma H - \sigma_0$$

Величины σ_0 и U рассчитываем по полуэмпирическим зависимостям [4, 5]

$$U = \frac{2 \cdot \sigma_0}{m}, \quad \sigma_0 = k_c \cdot \sigma_{nl}, \quad \sigma_{nl} = 10 f, \quad (6)$$

$$k_c = k_t \cdot (0,5 - 0,12 \cdot f), \quad k_t = \xi + \frac{\beta}{(1+t)^\eta}$$

где f – средневзвешенная крепость угольной пачки пласта, m – вынимаемая мощность пласта, м, t – время существования выработки, измеряемое числом месяцев, ξ , β , η – эмпирические коэффициенты, д.е.

Описанный выше подход к определению ПНЗ можно применить и для выработанного пространства лавы, образуемого на первичном шаге ее посадки.

В этом случае образованную до первой посадки кровли выработку шириной L_n можно рассматривать как протяженную выработку, положив в (5) $b=L_n$. Величина первичного шага посадки лавы при отходе от разрезной печи рассчитывается по формуле [6]

$$L_n = k_n \cdot \sqrt{\frac{R_c}{\gamma H} \cdot \sqrt{\frac{3,5 \cdot v}{L}} \cdot (1 + \sin \alpha)}$$

$$k_n = \begin{cases} 20, & 30 \leq R_c < 40 \\ 22, & 40 \leq R_c < 60 \\ 24, & 60 \leq R_c \leq 80 \\ 26, & R_c > 80 \end{cases}, \quad (7)$$

где α – угол падения пласта, град; v – скорость подвигания лавы, м/сут; L – длина лавы, м; R_c – средневзвешенное сопротивление пород основной кровли одноосному сжатию, МПа; k_n – эмпирический коэффициент, м. Входящая в формулу величина 3,5 имеет размерность суток. Сопротивление пород R_c оценивается на интервале высоты активных их сдвижений, равном $m \cdot (2 \cdot m + 4,5)$ м.

При подработке пород кровли над выработкой наблюдаются своды разрушения четырех типов: шатровая, корытообразная, эллиптическая, параболическая.

Свод давления включает в себя видимый свод

разрушения, но по ширине отличается от него наличием некоторой переходной зоны.

В работах [7] показано, что при боковом давлении $\lambda \neq 0$ свод давления имеет эллиптическую форму. В системе координат xOy (рис. 1) контур свода давления в поперечном сечении выработки описывается выражением

$$y = k_\lambda \cdot \sqrt{k_f \cdot (B \cdot x - x^2)}, \quad k_\lambda = \frac{\lambda}{k_{kp}}, \quad k_f = \frac{\sigma_{nl}}{R_c}, \quad (8)$$

где $B=b+a_l+a_6$ – пролет свода, м, a_l , a_6 – протяженность зон разрушения пласта соответственно в лежащем и висячем боках выработки (при равных условиях в боках $a=a_l=a_6$, рис. 1), м, $k_{kp} \in [0,5-0,7]$ – коэффициент снижения прочности пород кровли от длительности действия нагрузки, который в зависимости от крепости пород f_c описывается выражением, полученным посредством аппроксимации эмпирических данных [8]

$$k_{kp} = 0,0000184 f_c^5 - 0,000781 f_c^4 + 0,0129 f_c^3 - 0,1044 f_c^2 + 0,4223 f_c + 0,2814 \quad (9)$$

R_c – средневзвешенное сопротивление пород кровли одноосному сжатию на интервале ширины выработки, связано с их крепостью f_c соотношением $R_c=10 \cdot f_c$.

Поскольку технологические службы шахт не имеют информации о соотношении горизонтальных и вертикальных компонент напряжений, то вследствие этого для оценки коэффициента бокового давления λ воспользуемся его взаимосвязью со структурным ослаблением пород, вызванным их трещиноватостью.

Трещиноватость пород будем оценивать расстоянием между трещинами r_{mp} , которое определяется визуальным путем при исследовании скважин, пробуриваемых для установки анкеров. Полученная эмпирическим путем связь λ и r_{mp} описывается выражением

$$\lambda = \lambda(r_{mp}) = 0,374 - 0,1781 \cdot \ln r_{mp}. \quad (10)$$

Протяженность зоны разрушения пласта a (при неравных условиях в боках выработки - a_l либо a_6) согласно рис. 1 и формулам (1-3) рассчитывается из уравнений

$$\sigma_{nl} = \begin{cases} \sigma_{nl1} = \gamma H + (\sigma_{max} - \gamma H) \cdot \left(\frac{A}{a}\right)^2, & \sigma_{nl1} > \sigma_{max} \quad (\text{т. } M_1); \\ \sigma_{nl2} = \sigma_0 + (\sigma_{max} - \sigma_0) \cdot \left(\frac{a}{A}\right)^2, & \sigma_{nl2} \leq \sigma_{max} \quad (\text{т. } M_2) \end{cases}. \quad (11)$$

В результате решения уравнений (11) получим

$$a = k_{oc} \cdot A \cdot \begin{cases} \sqrt{\frac{\sigma_{max} - \gamma H}{\sigma_{nl} - \gamma H}}, & \sigma_{nl} > \sigma_{max} \\ \sqrt{\frac{\sigma_{nl} - \sigma_0}{\sigma_{max} - \sigma_0}}, & \sigma_{nl} \leq \sigma_{max} \end{cases} \quad (12)$$

В формуле (12) решение, вытекающее из уравнений (11), дополнительно умножено на коэффициент объемного сжатия k_{oc} , который отражает тот факт, что деформирование краевой зоны пласта вследствие прогибов и наклонов обнаженных пород в выработку изменяет картину роста и спада напряжений опорного давления в ПНЗ. Вследствие этого точки M_1 и M_2 приближаются к краю пласта (рис. 1). Значения коэффициента объемного сжатия получены в результате наблюдений за сводами давлений и обрушений (вывалами пород) при проведении кроссингов над уклонами, погашении лавой штреков и охраняемых целиков, а также при исследовании глубинными реперами поинтервальных деформаций пород кровли и краевых зон пласта. Коэффициент в основном зависит от крепости пласта и описывается эмпирической зависимостью вида

$$k_{oc} = -0,3571 f^3 + 1,6071 f^2 - 2,5214 f + 1,8714 \quad (13)$$

Выражение (8) при $k_\lambda \neq k_f$ описывает полуэллипс, а при их равенстве – круг. Согласно ему максимальная высота свода давления равна

$$y_{max} = \frac{B}{2} \cdot k_\lambda \cdot \sqrt{k_f} \quad (14)$$

Породы внутри контура свода давления $\cup O C D Ж$ (рис. 2) формируют нагрузку на крепь и краевую зону пласта, а породы внутри контуров $\cup B O C$ и $\cup Д Ж Г$ – нагрузку на пласт, который обладает остаточной прочностью, достаточной для поддержания указанных сегментов. Породный контур $\cup B C D Г$ формирует нагрузку на крепь выработки, площадь его сечения S рассчитывается по формуле

$$S = y_{max} \left[\frac{b + c_n + c_e}{2} - \frac{y_{max}}{2} \left(\frac{1}{\operatorname{tg} \varphi_1} + \frac{1}{\operatorname{tg} \varphi_2} \right) \right] - S_{II}, \quad (15)$$

где φ_1, φ_2 – углы давления, град.; S_{II} – площадь отсекаемых пород кровли, m^2 ; $c = c_n$ ($c = c_e$) – ширина призмы сползания в лежачем либо висячем боку выработки, м, рассчитываемая по формуле [9] $c = h \cdot \operatorname{tg} (45 - \rho/2)$; h – высота лежачего или висячего бока, м; ρ – угол внутреннего трения, град, рассчитывается по зависимости, полученной на основе аппроксимации эмпирических данных [10]

$$\rho = -0,0455 f_c^3 + 0,61 f_c^2 - 0,793 f_c + 38,286 \quad (16)$$

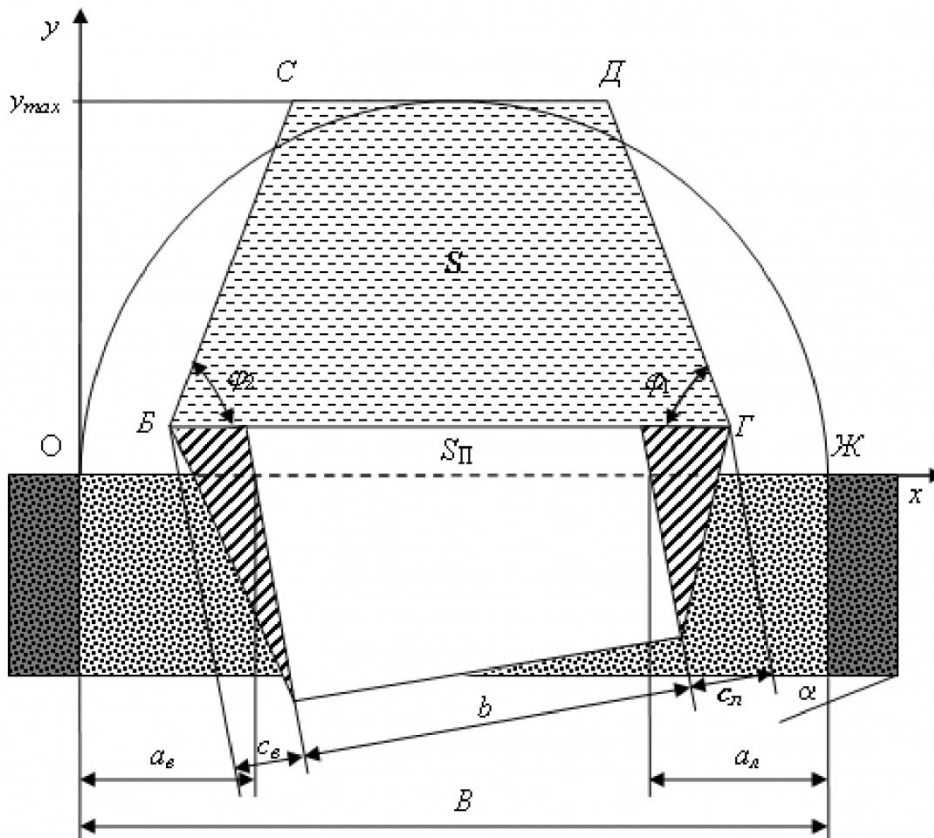


Рис. 2 – Схема к расчету нагрузки на крепь при корытообразной форме вывала

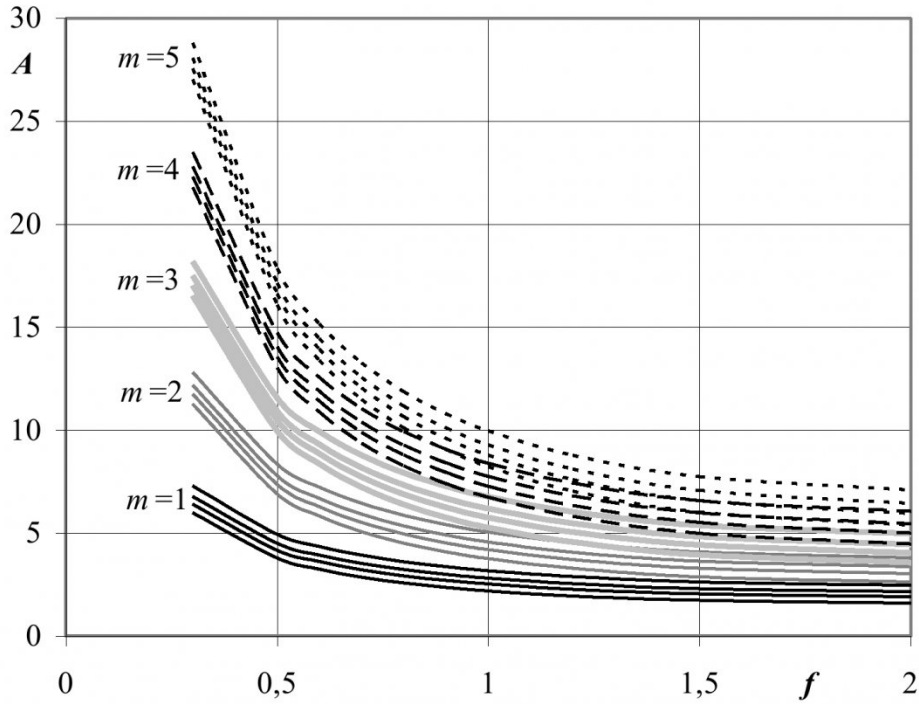


Рис. 3 – Изменение протяженности ПНЗ в зависимости от крепости угля f , мощности пласта $m=1 \div 5$ и ширины выработки $b=3, 5, 7, 10$

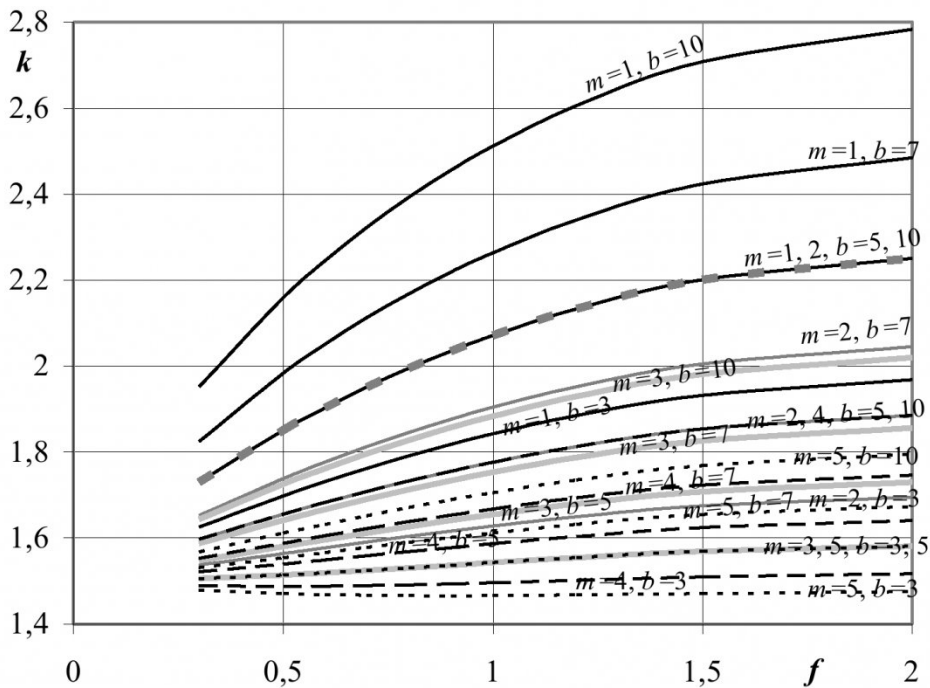


Рис. 4 – Изменение коэффициента концентрации напряжений в зависимости от крепости угля f , мощности пласта $m=1 \div 5$ и ширины выработки $b=3, 5, 7, 10$

Погонная и удельная нагрузка на крепь (соответственно Q , тс/п.м. и P , тс/м²) рассчитываются по формулам $Q = \gamma \cdot S \cdot \cos \alpha$, $P = \frac{Q}{b}$, где α – угол падения пласта, град.

Параметры крепления при двухуровневой

системе (длина анкеров l , м, и их число n , шт./п.м) рассчитываются соответственно по формулам

$$l = y_{max} + 0,05(N_k + 1) + 0,15 - h_{\Pi},$$

$$n = \frac{Q - 2 \cdot N_c}{N_k} \quad (17)$$

где h_{Π} – величина присечки в месте установки анкера, N_c, N_k – несущая способность соответственно сталеполимерного (первый уровень) и канатного (второй уровень) анкера, тс/п.м. При одноуровневой системе крепления следует положить $N_c=0$. Как следует из (17) из анкеров первого уровня функцию подвески и сшивки пород (также как и канатные анкеры) выполняют только два крайних анкера.

В соответствии с выражениями (5, 6) при $\gamma H=10$ МПа, $t=0$, $\xi=0,4$, $\beta=0,5$, $\eta=0,6$ получим изменение протяженности ПНЗ A и концентрации напряжения в пласте в зависимости от величин f, m, b (рис. 3, 4). В каждой группе графиков (рис. 3) для отдельного значения мощности пласта представлены кривые, соответствующие четырем значениям ширины выработки от меньшей ширины (нижняя кривая) к большей ширине (верхняя кривая). Как видно из рисунка, картина изменения протяженности ПНЗ от крепости угля носит характер гиперболического спада. При этом ширина выработки в меньшей степени влияет на протяженность ПНЗ, чем мощность пласта. В отличие от гиперболического характера картины протяженности ПНЗ картина изменения коэффициента концентрации напряжений носит параболический характер (рис. 4), и наибольшая концентрация напряжений соответствует меньшей мощности пласта. С ростом мощности пласта кривые коэффициента все более сближаются друг с другом. Отдельные кривые для одной мощности сильно сближаются с кривыми для другой мощности вплоть до полного наложения. Следует отметить,

что маломощные пласты в пределах одного метра отличаются чрезмерно большой концентрацией напряжений более 1,9 единиц при крепости пачки $f > 1$ вне зависимости от ширины выработки. Для мощных пластов концентрация напряжений невелика и лежит в пределах (1,3-1,8) единиц. С увеличением мощности пласта для малых ширин выработки коэффициент концентрации стабилизируется и мало зависит от крепости пачки угля.

На рис.5 в соответствии с выражением (7) представлена картина изменения шага посадки лавы L_n в зависимости от параметров среды и лавы при $\gamma H=10$ МПа, $\alpha=10^\circ$. Как видно из рисунка, шаг посадки с ростом сопротивления пород кровли R_c растет почти линейно. Слабое колебание его кривых относительно некоторых прямых, проходящих через их крайние точки (менее 5 метров) объясняется дискретным изменением эмпирического коэффициента k_n с ростом R_c . Изменению сопротивления пород с 30 до 90 МПа (в 3 раза) соответствует увеличение диапазона изменения шага с 10 до 22 м (в 2,2 раза). Примерно в таком же темпе растет и сам шаг посадки с ростом R_c . Однако выработка, образованная в результате подвигания лавы до первичной ее посадки, может считаться протяженной только при выполнении условия $L_n/L < 0,2$. В противном случае вместо плоской модели (1-6) следует использовать модели объемного свойства [11]. Как видно из рисунка, этому условию удовлетворяет только часть пространства изменения параметров R_c, v, L , которое легко устанавливается по кривым данного рисунка.

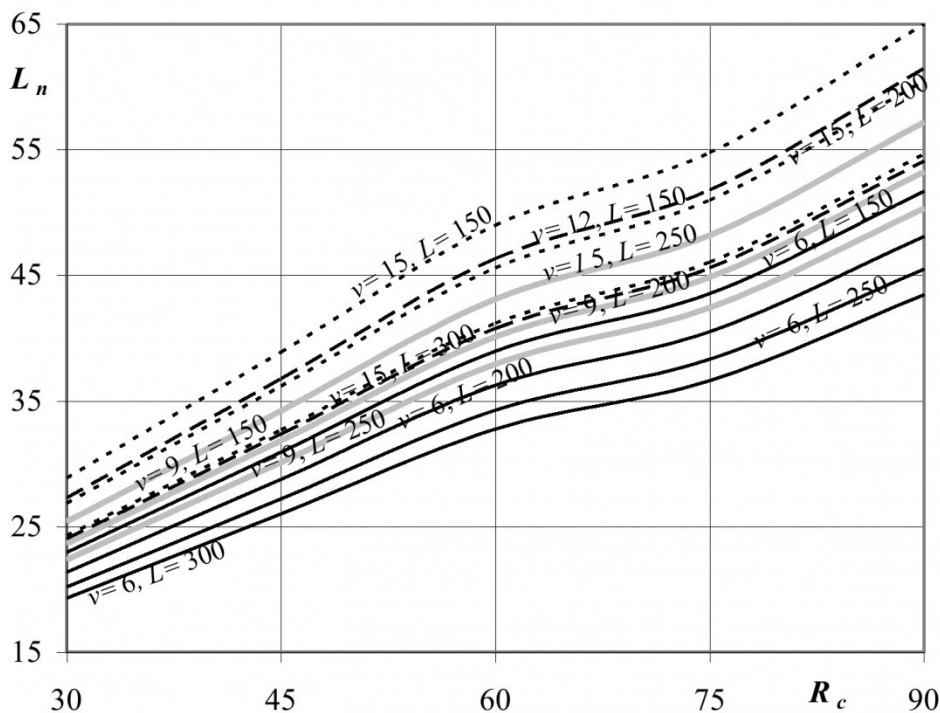


Рис. 5 – Изменение шага посадки лавы в зависимости от сопротивления пород R_c , скорости подвигания $v=6 \div 15$ и длины лавы $L=150 \div 300$ м

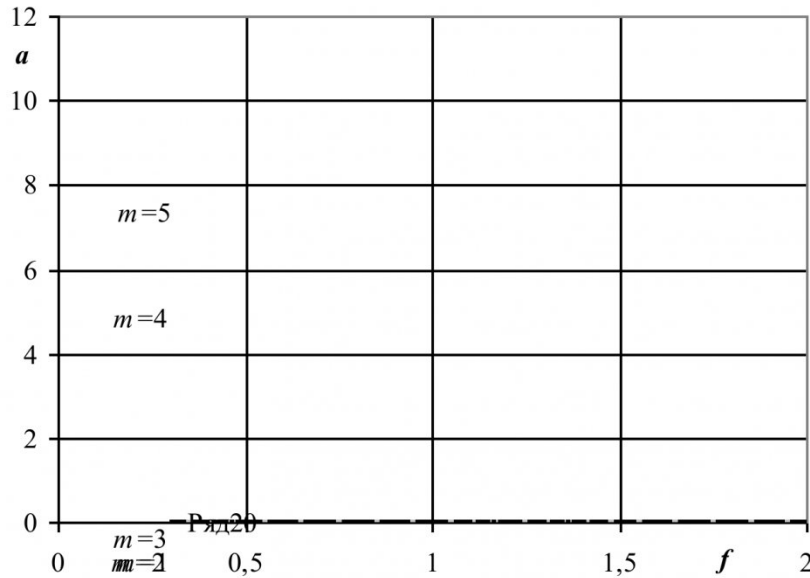


Рис. 6 – Изменение протяженности зоны разрушения в зависимости от крепости угля f , мощности пласта $m=1\div 5$ и ширины выработки $b=3, 5, 7, 10$

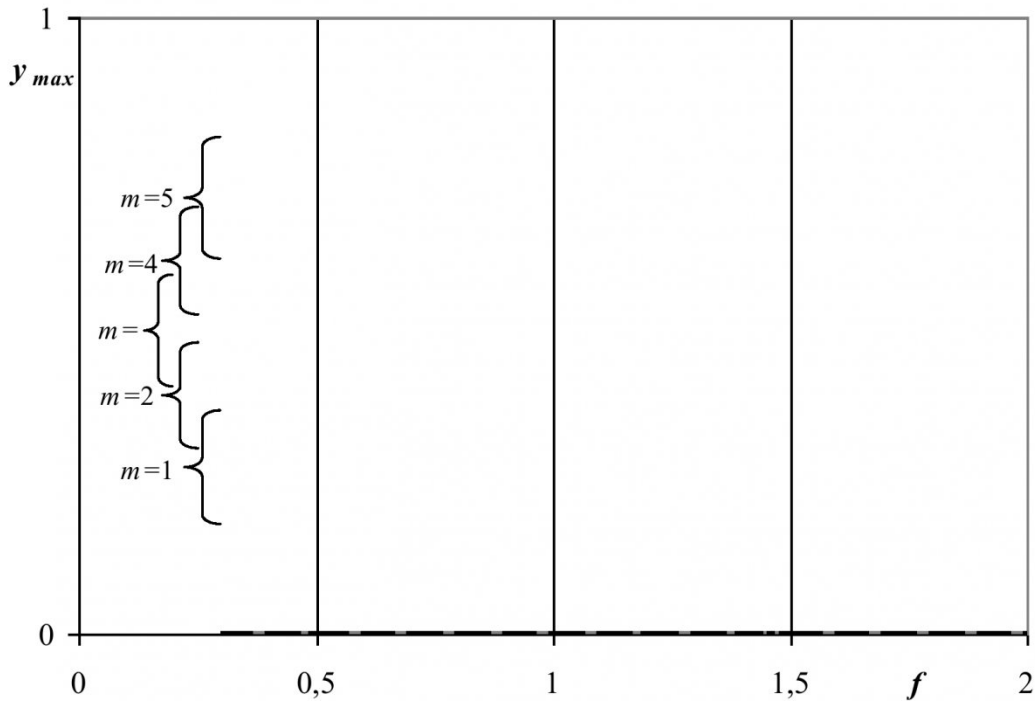


Рис. 7 – Изменение максимальной высоты свода давления в зависимости от крепости угля f , мощности пласта $m=1\div 5$ и ширины выработки $b=3, 5, 7, 10$

В соответствии с выражениями (12, 13) при тех же параметрах, что получены рисунки 3, 4, построим графики изменения протяженности зоны разрушения a в зависимости от величин f, m, b (рис. 6). Как видно из рисунка, характер картины протяженности зоны разрушения аналогичен картине протяженности ПНЗ за исключением участка $f > 1,5$. На этом участке наблюдается резкий линейный спад протяженности зоны разрушения при малых ширинах выработки. Группы кривых, характеризующих протяженность зоны разрушения

для отдельных значений мощностей пласта, для $f \leq 1,5$ более сжаты по сравнению с кривыми рис. 2, что свидетельствует о меньшем влиянии ширины выработки. Протяженность зоны разрушения всегда более чем в два раза меньше протяженности ПНЗ, что подтверждает исходное допущение о разделении зоны ПНЗ условно на две равные части (т. M_0 , рис. 1).

На рис. 7 при тех же параметрах среды и выработки, что получен рис. 6 представлена картина изменения максимальной высоты свода давления.

При этом использовались формулы (8, 9, 10, 14) и полученные при построении рисунка 6 значения протяженности зоны разрушения a . Также полагалось $f_c=4$, $r_{mp}=0,1$ м.

На рис. 7 выделены пять групп кривых, соответствующих разным значениям мощности пласта. В каждой группе нижняя кривая соответствует меньшей ширине выработки, а верхняя – большей ширине. Как видно из рисунка, картина изменения высоты свода отличается разнообразным характером поведения кривых. Близким характером поведения обладают кривые пары групп $m=2, 3$ и пары $m=4, 5$. Этим группам свойственна волнообразность поведения с наличием экстремумов, положение которых определяется из уравнения

$$2 \cdot a(f) - 4 \cdot |a'(f)| \cdot f + b = 0,$$

где $a'(f) < 0$ – производная по f . Особо выделяется группа $m=1$, кривые которой отличаются линейностью поведения с изменением крепости пласта f . Размах диапазона изменения высоты свода в группах лежит в пределах 1–2,5 м. Общий размах ее изменения практически стабилен и составляет 4 м. Наименьшее значение высоты свода немного менее 1 м, а наибольшее ее значение составляет 4,6 м, что в два раза превышает допустимый уровень использования сталеполимерных анкеров, равный 2,3 м.

При ширине выработок более четырех метров и выполнении условия $y_{max} \geq 2,3$ м следует использовать двухуровневое крепление. Необходимость в нем вытекает из схемы взаимодействия анкеров с приконтурным массивом. В начальный момент в окрестности забоя выработки в результате деформирования краевой зоны пласта формируется не-

который свод давления $\cup ab\gamma d$ (рис. 8). Он характерен тем, что вокруг анкеров образуются некоторые области с повышенной дезинтеграцией пород, точки б, К, в, г. Эти области формируют нагрузку на опорные элементы анкеров. На некотором интервале свода, например Kb_1 , нагрузка передается на анкер за счет формируемых касательных напряжений τ на контакте закрепляющей втулки со стенками шпура. В устойчивой части приконтурного массива (за контуром свода давления $\cup ab\gamma d$) на поверхности закрепляющей втулки на интервале b_1K_1 формируются касательные напряжения противоположного направления как показано на графике τ справа от схемы (касательные напряжения меняют знак на контуре свода $\cup ab\gamma d$). Эти напряжения уравнивают касательные напряжения противоположного знака и суммарную нагрузку на опорный элемент анкера (на схеме выделена группой векторов в т. e_1).

С течением времени по мере удаления забоя выработки развивается процесс деформирования краевой зоны пласта. Увеличивается зона разрушения пласта, что приводит к развитию зон его дезинтеграции и росту эффективного пролета, свод давления растет и достигает прогнозируемых размеров (рис. 8). При максимальной прогнозируемой высоте свода $y_{max} \geq 2,3$ м и ширине выработки более 4 м даже увеличение длины анкеров до 2,7 м может оказаться недостаточно для уравнивания касательных напряжений положительного и отрицательного знака и суммарной нагрузки на их элементы. Покажем это на примере.

Пусть выработка шириной 5 м закреплена четырьмя сталеполимерными анкерами длиной 2,65 м. Анкеры закреплены полиэфирной смолой ам-

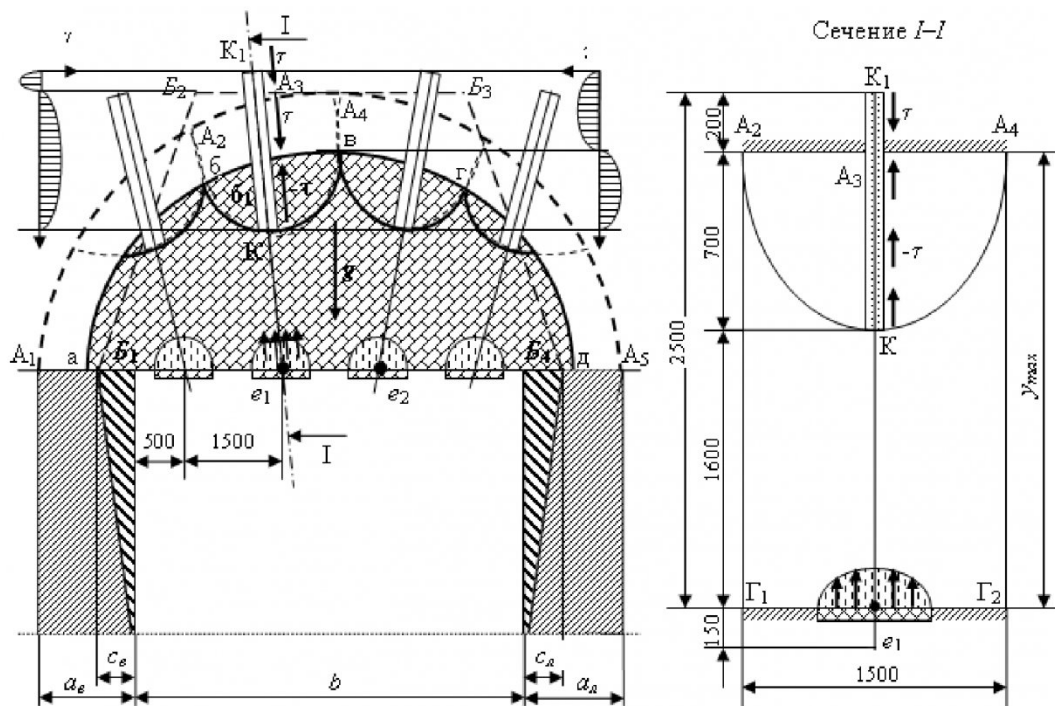


Рис. 8 – Схема формирования нагрузки на анкера в моменты образования контуров свода давления $\cup ab\gamma d$ и $\cup A_1A_2A_3A_4A_5$

пульным способом на интервале 900 мм (рис. 8, сечение $I-I$). Прогнозируемая максимальная высота свода $y_{max}=2,3$ м. Рассмотрим условие равновесия анкера в сечении $I-I$. Поверхность $A_2A_3A_4$ совпадает с контуром свода давления. Нагрузку от веса пород внутри контура $\cup \Gamma_1A_2A_3A_4\Gamma_2$ уравновешивают касательные напряжения на контакте закрепляющей втулки со стенками шпура на интервале A_3K_1 или стенками анкера. Поскольку при установке анкера путем подачи с вращением у дна шпура концентрируется оболочка ампул, то удельные касательные напряжения на контакте смолы с породами не превышают 30 кгс/см². Запишем условие равновесия анкера

$$Q = \gamma \cdot S \leq 2 \pi \cdot r \cdot l \cdot \tau, \quad (18)$$

где $S = y_{max} \cdot \Gamma_1\Gamma_2 = 2,3 \cdot 1,5 = 3,45$ м, $Q=8,6$ тс/п.м – вес пород контура $\cup \Gamma_1A_2A_3A_4\Gamma_2$, $r=0,015$ м – радиус шпура, $l = A_3K_1 = 0,2$ м, $\tau=3$ МПА (30 кгс/см²).

Правая часть (18) представляет суммарное сопротивление сдвигу втулки анкера на интервале A_3K_1 и равна $2\pi \cdot 1,5 \cdot 20 \cdot 30 = 5655$ кгс (5,655 тс), что явно недостаточно для поддержания веса пород срединными анкерами. В результате крайние анкера будут перегружены, что в конечном итоге

создает условия для обрушения пород кровли в выработку. Введение дополнительного канатного анкера, например типа АК15 с несущей способностью 21 тс решает задачу надежного закрепления пород кровли, поскольку минимальный интервал его закрепления размещается за контуром прогнозируемого вывала (за контуром $\cup B_1B_2B_3B_4$, рис. 8).

В заключение отметим, что представленная в работе модель (1÷17) обеспечивает адекватный горно-геологическим условиям прогноз параметров опорного давления, свода давления и крепления одиночных протяженных горных выработок. Модель, основанная на простых положениях, строго взаимно увязывает эти параметры и в конечном итоге дает достоверные оценки параметров анкерной крепи, в том числе используемой и для усиления сталеполимерного крепления этих выработок. В работе обоснована необходимость такого усиления крепления канатными анкерами в силу неспособности сталеполимерных анкеров поддерживать устойчивость кровли, что подтверждается и практикой их использования на угольных шахтах Кузбасса. Прогноз, основанный на представленной модели, позволяет избежать многих проблем, связанных с повышением надежности крепления выработок и существенно повысить безопасность ведения подземных горных работ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Инструкция по расчету и применению анкерного крепления на угольных шахтах России. –С-Петербург. 2000. –67 с.
2. *Петухов И.М.* Теория защитных пластов /И.М. Петухов, А.М. Линьков, В.С. Сидоров, И.А. Фельдман// –М. «Недра», 1976. –224 с.
3. *Черданцев Н.В.* Классификация вырезов по степени их влияния на окружающий массив /Н.В. Черданцев, В.Т. Преслер, В.Ю. Изаксон// Вест. КузГТУ. –2006. –№ 5. –С. 3–7.
4. *Ануфриев В.Е.* Параметры опорного давления в краевой зоне угольного пласта очистного забоя при полной подработке легко- и среднеобрушаемых кровель /В.Е. Ануфриев, Ю.Ю. Самолетов, В.А. Пинаев// Вест. КузГТУ. –2006. –№ 1. –С 3-6.
5. Методическое руководство по расчёту геомеханических параметров технологии отработки угольных пластов короткими забоями. –С-Петербург: Изд-во Межотраслевого научного центра ВНИМИ, 2001. –66 с.
6. *Мурашов В.И.* Разработка научных основ безопасного ведения горных работ в угольных шахтах на основе исследований геомеханических процессов. Автореферат диссертации на соискание степени доктора технических наук. М.,1980.
7. *Широков А.П.* Расчет и выбор крепи сопряжений горных выработок /А.П. Широков, Б.Г. Писляков// –М.: «Недра», 1976. –209 с.
8. *Ерофеев Л.М.* Повышение надежности крепи горных выработок /Л.М. Ерофеев, Л.А. Мирошникова// –М.: «Недра», 1988. –245 с.
9. *Цимбаревич П.М.* Механика горных пород. –М.: Углетехиздат, 1948. –184 с.
10. *Штумпф Г.Г.* Физико-технические свойства горных пород и углей Кузнецкого бассейна /Г.Г. Штумпф, Ю.А. Рыжков, Ю.А. Шаламанов, А.И. Петров// Справочник: –М.: «Недра», 1978. –304 с.
11. *Черданцев Н.В.* Некоторые трехмерные и плоские задачи геомеханики /Н.В. Черданцев, В.Ю. Изаксон// – Кемерово, ГУ КузГТУ, 2004. –190 с.

□ Авторы статьи:

Преслер
Вильгельм Теобальдович
- докт.техн.наук, вед. научный сотр.
лаб.газодинамики и геомеханики
угольных месторождений Института
угля и углехимии СО РАН.
Тел. 8-3842-45-20-61

Ануфриев
Виктор Евгеньевич
- канд.техн.наук., ст. научн.сотр. лаб.
газодинамики и геомеханики уголь-
ных месторождений Института
угля и углехимии СО РАН.
E-mail: anufriev@mail.ru.

Черданцев
Николай Васильевич
- докт.техн.наук, ст. научн.сотр.
лаб.газодинамики и геомеханики
угольных месторождений Института
угля и углехимии СО РАН.
E-mail:cherdantsevnnv@icc.kemsc.ru