

Причем,  $\Delta_{\text{э}} = k_{\text{вк}} \Delta'_{\text{э}}$ , где  $k_{\text{вк}}$  – коэффициент, учитывающий влияние местных скоплений воды на рассматриваемом участке трубопровода;  $\Delta'_{\text{э}}$  – абсолютная эквивалентная шероховатость участка;  $D_{\text{э}}$  – средний эквивалентный диаметр участка трубопровода, м.

Суммарная подача вакуум насосов на ВНС определяется выражением

$$Q_{0\text{внс}} = \sum_{i=1}^m Q_{\text{вси}},$$

где  $Q_{\text{вси}}$  – объемная подача  $i$ -го вакуум насоса, приведенная к условиям всасывания, м<sup>3</sup>/с;  $m$  – число параллельно работающих вакуум насосов (в нашем случае принимаем  $m = 4$ )

$$Q_{\text{вси}} = \psi_q \chi f_0 \sqrt{\frac{2\Delta P_g}{\rho}},$$

где  $\psi_q$  и  $\chi$  – соответственно коэффициент расхода диафрагм и поправочный коэффициент, учитывающий расширение измеряемой среды;  $f_0$  – площадь отверстия диафрагмы, м<sup>2</sup>;  $\Delta P_g$  – перепад давления на диафрагме, Па;  $\rho = (P_0 - B_1)(R_0 T_{\text{вс}})^{-1}$  – плотность воздуха перед диафрагмой, кг/м<sup>3</sup>.

В случае наличия влаги в МВС, мы имеем дело с двухфазным потоком, поэтому, выражение для  $\rho$  согласно работе [5] будет определяться из выражения

$$\rho = \frac{Q_1 u_c \rho_1}{Q_c u_1} + \frac{Q_2 u_c \rho_2}{Q_c u_2},$$

где  $\rho$  – плотность двухфазной газожидкостной смеси, кг/м<sup>3</sup>;  $Q_1$ ,  $Q_2$  и  $Q_c$  – соответственно объемный расход воды, газа и смеси, м<sup>3</sup>/с;  $u_1$ ,  $u_2$ ,  $u_c$  – соответственно истинные скорости капле воды, газа и смеси, м/с;  $\rho_1$  и  $\rho_2$  – соответственно плотность газа и жидкости, кг/м<sup>3</sup>.

Приведенный расчет потерь давления двухфазного потока в местах поворота трубопровода и имитационная математическая модель движения МВС вместе с влагой по участкам всасывающей газопроводной сети фрагмента ДС, позволяют делать оценку эффективности работы водоотделителей, установленных в ДС, определять количество воды в дегазационном трубопроводе ДС, учитывать влияние влаги на коэффициент аэродинамического сопротивления участков дегазационного трубопровода и на значение депрессии в дегазационном трубопроводе. С учетом фактора присутствия воды в МВС определяются расходные характеристики вакуум насосов на ВНС. В частности, это касается суммарной подачи вакуум-насосов, что может быть использовано при расчетах потребляемой ими электроэнергии, а также при оценки влияния влаги на их эксплуатационные характеристики.

Для получения экспериментальной информации о влиянии влаги на аэродинамические характеристики газопровода ДС, на шахте им. А.Ф. Засядько в ближайшее время будут проведена серия экспериментов.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Лаврик В.Г. Расчет давления газа в шахтных дегазационных газопроводах с последовательным соединением участков // Разработка месторождений полезных ископаемых: Респ. межвед. науч.- техн. сб. 1987. Вып. 49.- с. 6-8.
2. Цейтлин Ю.А. Анализ течения метано-воздушной смеси по негерметичному трубопроводу // Горная электромеханика и автоматика: Респ. межвед. науч. -техн. сб. – 1977.- Вып. 30.
3. Оксень Ю.И. Разработка метода расчета рациональных параметров эксплуатируемых дегазационных систем угольных шахт // Дис...канд. техн. наук.- Днепропетровск, 1986.-267с.
4. Малашкина В.А. Разработка средств и способов повышения эффективности использования дегазационных установок: Автореф. дис...канд. техн. наук: 05.05.06. Донецк, 1985. –24с.
5. Гидродинамика газо-жидкостных смесей в трубах. Мамаев В. А., Одишария Г. Э и др. М.,изд-во "Недра", 1969. – 208 с.
6. Иванов О. П., Мамченко В. О. Аэродинамика и вентиляторы. – Л. : Машиностроение, Ленингр.отд-ние, 1986. – с.67-77.
7. Вентиляция и кондиционирование воздуха. Справочник проектировщика/ Под ред И. Г. Староверова. М.: Стройиздат, 1978. 509с.
8. К.З. Ушаков. Аэромеханика вентиляционных потоков в горных выработках. М., "Недра", 1975, с. 60-72.
9. Гидравлика и гидропривод / В .Г. Гейер, В. С. Дулин, А. Г. Боруменский, А. Н. Заря.- М. : Недра, 1981. – 295 с.

УДК 622.831: 624.131 (043.3)

Д.Л. Васильев

### **МЕТОД РАСЧЕТА РАСПРЕДЕЛЕНИЯ НОРМАЛЬНЫХ КОНТАКТНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В ОБРАЗЦАХ ГОРНЫХ ПОРОД ПРИ ПОСТОЯННОМ ЗНАЧЕНИИ КОНТАКТНОГО ТРЕНИЯ**

Метод заснований на спільному рішенні диференціальних рівнянь і рівняння граничного стану гірничих порід.

### **METHOD OF CALCULATION OF SHARING THE NORMAL CONTACT STRENGTH IN SAMPLES OF ROCK UNDER CONSTANT VALUE OF CONTACT FRICTION**

Method is based on general deciding the differential equations and equations of limiting condition of rock.

Одним из основных параметров оценки напряженного состояния массивов горных пород и обоснования параметров породоразрушающих машин является предел прочности образцов горных пород при одноосном сжатии. Для определения величины предела прочности используется дорогостоящее оборудование, требующее высокой квалификации обслуживающего персонала, что является доступным только научно-исследовательским организациям. Разработка более доступных способов определения предела прочности с использованием простых технических средств на производственных предприятиях, где, в первую очередь, требуются знания о свойствах пород, возможна при наличии решения ряда теоретических задач. Одной из этих задач является установление закономерностей распределения напряжений на контактных поверхностях образцов.

«Известны попытки теоретического анализа напряженного состояния образцов, приводящие к заключению, что напряжения у торцов распределяются неравномерно – у краёв они максимальны, в середине же минимальны. Однако, согласно данным реальных измерений при испытаниях образцов по обычной

методике оказалось, что суммарная эпюра давления по торцовой поверхности имеет характер не вогнутой, а, наоборот, выпуклой кривой.» [1] Это свидетельствует о необходимости теоретического раскрытия закономерностей распределения контактных напряжений, которые бы смогли объяснить экспериментально наблюдаемое распределение этих напряжений. Данная задача решается в соответствии с заданием госбюджетной темы 1.3.5.74 «Механика горных пород, техника и технологии безопасной добычи угля высоконагруженными лавами» ИГТМ НАНУ.

Известно, что контактные напряжения формируются внешним трением, которое неизбежно участвует в процессе деформирования образца. Некоторые авторы [2] рекомендуют при расчете нормальных контактных напряжений использовать линейный закон Амонтона-Кулона связи внешнего (контактного) трения с нормальной нагрузкой. Решение задачи с учетом этого закона выполнено в статье [3]. Получена экспоненциальная закономерность повышения нормальной нагрузки с пикообразной вершиной в центре образца, что не подтверждается на экспериментальных широких моделях.

Ряд авторов [4] считают, что использование закона Амонтона-Кулона не является единственно возможным способом учета контактного трения при расчетах напряженного состояния деформируемых заготовок. Они объясняют потерю линейности зависимости сил трения от нормальной нагрузки необратимым ростом действительной площади контакта деформируемых тел. С учетом этого обстоятельства и уравнения равновесия элемента породы с внутренним трением рассмотрим напряженное состояние образца горной породы (рис1). Искажением формы сечения образца пренебрегаем. Приложим на контактных поверхностях постоянные касательные напряжения от действия внешнего трения, направленные против поперечной деформации к середине образца. Согласно правила знаков касательные напряжения на верхней левой четверти фигуры принимаем положительными, а на правой – отрицательными. На нижних четвертях эти напряжения имеют обратные знаки. Центр осей координат разместим в левом верхнем углу. В силу симметрии действия сил относительно центральных сечений образца достаточно рассмотреть лишь левую половину образца. Для решения задач используем известный подход Л.Прандтля [5]. Известные дифференциальные уравнения равновесия имеют вид

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} = 0 \quad \text{и} \quad \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} = 0.$$

Из дифференцирования первого уравнения по  $y$ , а второго по  $x$  получено

$$\frac{\partial^2 \sigma_x}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 \tau_{xy}}{\partial y^2} = 0 \quad \text{и} \quad \frac{\partial^2 \sigma_y}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 \tau_{xy}}{\partial x^2} = 0.$$

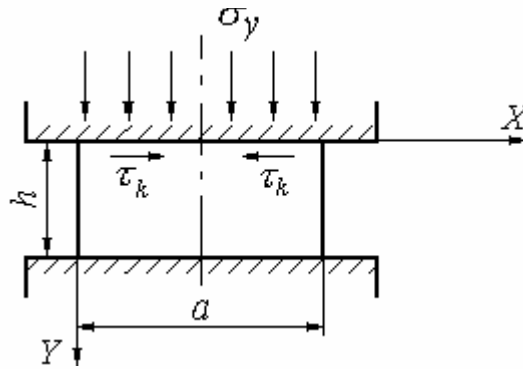


Рис. 1 - Схема нагружения образца

Из вычитания первого уравнения из второго

$$\frac{\partial^2 \sigma_x}{\partial x \partial y} - \frac{\partial^2 \sigma_y}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 \tau_{xy}}{\partial y^2} - \frac{\partial^2 \tau_{xy}}{\partial x^2} = 0.$$

Из чего получено

$$\frac{\partial^2 (\sigma_x - \sigma_y)}{\partial x \partial y} = \frac{\partial^2 \tau_{xy}}{\partial x^2} - \frac{\partial^2 \tau_{xy}}{\partial y^2}. \quad (1)$$

В работе [6] получено уравнение равновесия, которое устанавливает связь поперечного напряжения  $\sigma_x$  с продольным напряжением  $\sigma_y$

$$\sigma_x = \frac{2(k + \mu \sigma_y)}{\text{Cos} \rho} (\text{Sin} \rho - \sqrt{1 - b^2}) + \sigma_y, \quad (2)$$

где  $k$  – касательное напряжение на траектории максимальных эффективных касательных напряжений, равное в точке разрушения сопротивляемости материала сдвигу;  $\mu$  и  $\rho$  – соответственно коэффициент и угол внутреннего трения;

$$b = \frac{\pm \tau_{xy}}{k + \mu \sigma_y}. \quad (3)$$

Знак плюс принимается для левой верхней четверти, знак минус – для левой нижней четверти.

Из выражения (2) имеем

$$\sigma_x - \sigma_y = \frac{2(k + \mu \sigma_y)}{\text{Cos} \rho} (\text{Sin} \rho - \sqrt{1 - b^2}). \quad (4)$$

Подставляем разность нормальных напряжений из уравнения (4) в выражение (1)

$$\frac{2\partial^2(k + \mu\sigma_y)(\text{Sin}\rho - \sqrt{1-b^2})}{\partial x \partial y \text{Cos}\rho} = \frac{\partial^2 \tau_{xy}}{\partial x^2} - \frac{\partial^2 \tau_{xy}}{\partial y^2}. \quad (5)$$

и получаем одно уравнение с одним неизвестным.

Как известно, данное уравнение разрешимо в том случае, если принять, что  $\tau_{xy}$  не зависит от  $x$  и является функцией только от  $y$ :

$$\tau_{xy} = F(y); \quad \frac{\partial^2 \tau_{xy}}{\partial x^2} = 0.$$

В этом случае левая часть уравнения обращается в нуль [4]. Тогда

$$\frac{\partial^2 \tau_{xy}}{\partial y^2} = 0.$$

Из решения этого уравнения следует

$$\tau_{xy} = C_1 + C_2 \cdot y.$$

Рассмотрим граничные условия:

при  $y = 0$   $\tau_{xy} = \tau_k$  – контактное касательное напряжение;

при  $y = \frac{h}{2}$   $\tau_{xy} = 0$ .

Из граничных условий имеем систему

$$\left. \begin{array}{l} C_1 = \tau_k \\ C_1 = -C_2 \frac{h}{2} \end{array} \right\}$$

Из чего

$$\tau_{xy} = \tau_k \left( 1 - \frac{2y}{h} \right). \quad (6)$$

Тогда

$$\frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} = \frac{d\tau_{xy}}{dy} = -\frac{2\tau_k}{h}. \quad (7)$$

Внося (6) и (7) в дифференциальные условия равновесия и учитывая, что  $\partial \tau_{xy} / \partial x = 0$ , имеем

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} - \frac{2\tau_\kappa}{h} = 0;$$

$$\frac{\partial \sigma_y}{\partial y} = 0$$

Из решения этих уравнений получаем

$$\sigma_x = \frac{2\tau_\kappa}{h} \cdot x + \varphi_1(y), \quad (8)$$

$$\sigma_y = \varphi_2(x). \quad (9)$$

Функции  $\varphi_1(x)$  и  $\varphi_2(x)$  приняты зависимыми от соответствующих аргументов из известного общего положения теории интегрирования дифференциальных уравнений в частных производных о том, что необходимым и достаточным является условие, чтобы постоянная интегрирования была постоянной относительно переменной интегрирования, которая может быть любой функцией других переменных.

Тогда из выражений (5), (8) и (9) имеем

$$\sigma_x - \sigma_y = \frac{2\tau_\kappa}{h} x + \varphi_1(y) - \varphi_2(x) = \frac{2(k + \mu\sigma_y)}{\text{Cos}\rho} (\text{Sin}\rho - \sqrt{1 - b^2}).$$

Представим теперь функцию  $\varphi_2(x)$  через новую функцию в виде

$$\varphi_2(x) = \frac{2\tau_\kappa \cdot x}{h} + C. \quad (10)$$

Тогда

$$\varphi_2(x) = \frac{2(k + \mu\sigma_y)}{\text{Cos}\rho} (\text{Sin}\rho - \sqrt{1 - b^2}) + C. \quad (11)$$

После подстановки функций (10) и (11) в выражения (8) и (9) имеем систему

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_x = \frac{2\tau_\kappa}{h}x + \frac{2(k + \mu\sigma_y)}{\text{Cos}\rho}(\text{Sin}\rho - \sqrt{1-b^2}) + C; \end{array} \right. \quad (12)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_y = \frac{2\tau_\kappa}{h}x + C; \end{array} \right. \quad (13)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \tau_{xy} = \tau_\kappa \left(1 - \frac{y}{h}\right) \end{array} \right. \quad (14)$$

Если подставить уравнение (13) в выражение (12), получим уравнение (4) предельного состояния.

Из рассмотрения уравнений (12)...(14) видно, что нормальное напряжение  $\sigma_y$  является линейной функцией  $x$  и не зависит от  $y$ , а касательное напряжение  $\tau_{xy}$  не зависит от  $x$  и является линейной функцией от  $y$ .

Теперь следует отметить, что решение Л. Прандтля получено для широкой полосы при удалении от свободных поверхностей без каких-либо допущений при физически вполне возможном условии постоянства касательных напряжений на контактной поверхности, которое позволяет построить эпюры напряжений на контактной поверхности и определить напряжения внутри плиты. Нами же предполагается использовать данное решение для конечного образца. Здесь возникает противоречие на свободной поверхности расчетного значения контактного касательного напряжения с принципом парности касательных напряжений, так как на свободных поверхностях нормальное напряжение  $\sigma_y$  и касательное напряжение равны нулю. В последующих публикациях мы покажем, что это противоречие исчезает, если исходить из условия, что при  $x = 0$ :  $C = \sigma_{y0}$  и  $\sigma_x = 0$  и в угловой точке материал находится в предельном состоянии. В этом случае предельное сжимающее напряжение  $\sigma_y$  будет иметь меньшее напряжение, чем внутри материала, что позволяет нам объяснить развитие трещины из угловых областей образцов и природу упрочнения материала при дальнейшем развитии трещины и при удалении её от этих областей.

Теперь построим распределение напряжений на контактной поверхности. Для этого используем уравнения (12)...(14). При отсутствии внешнего трения напряжения  $\sigma_y$  были бы постоянными. При наличии трения при  $x = 0 - C = \sigma_{y0}$ , где  $\sigma_{y0}$  – предельное нормальное сжимающее напряжение в области углов образца.

Подставляя последнее равенство в выражение (13), получаем

$$\sigma_y = \sigma_{y0} + \frac{2\tau_\kappa}{h}x. \quad (15)$$

На рис. 2 представлены эпюры распределения нормальных и касательных напряжений.

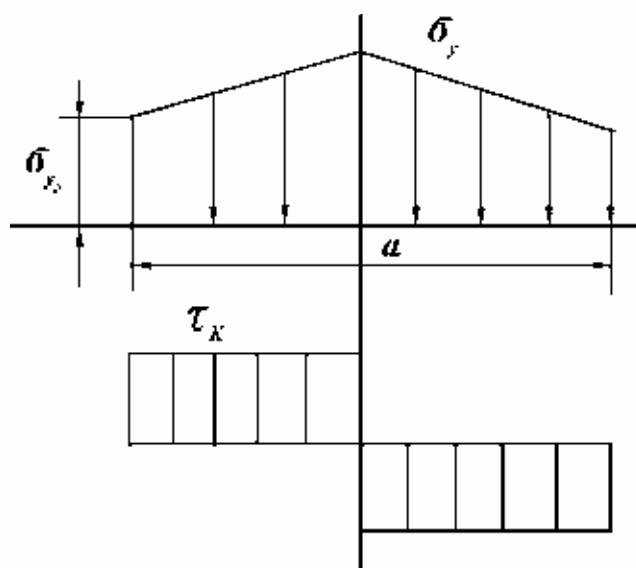


Рис. 2 - Эпюры контактных нормальных  $\sigma_y$  и касательных  $\tau_k$  напряжений.

Правая часть построена симметрично левой. При отсутствии контактного трения напряжения  $\sigma_y$  по всей ширине образца были бы постоянными и равными  $\sigma_{y0}$ . Треугольник  $acb$  отражает влияние внешнего трения. Как видно, полученная треугольная форма распределения контактных нормальных напряжений имеет выпуклую форму, что и установлено ранее экспериментально [1].

Для полного решения задачи расчета предела прочности образцов горных пород при одноосном сжатии и равномерном контактном касательном напряжении необходимо знание значения предельного сжимающего нормального напряжения  $\sigma_{y0}$  в угловых областях образца. Решение задачи определения этого напряжения  $\sigma_{y0}$  представлено в работе [3].

Теоретическое определение предела прочности образцов горных пород с использованием разработанных подходов и сравнение расчетных результатов с экспериментальными данными будет представлено в последующих публикациях.

#### Выводы.

Распределение контактных нормальных напряжений при постоянном контактном касательном напряжении от внешнего трения между нагружаемой плитой и образцом горной породы описывается выпуклой кривой, что подтверждено экспериментальными исследованиями.

Использование этой закономерности и расчетного метода определения предельного нормального напряжения в угловых областях образцов горных пород позволяет разработать методику расчета их предела прочности на одноосное сжатие при постоянной величине контактного касательного напряжения от внешнего трения.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Барон Л.И. Горнотехнологическое породоведение. –М.: Наука, 1977. – 324 с.
2. Охрименко Я.М., Тюрин В.А. Теория процессовковки. –М.: Высшая школа, 1977. – 295 с.
3. Васильев Л.М., Васильев Д.Л. Метод расчета предела прочности горных пород на одноосное сжатие при линейной связи между контактными напряжениями // Геотехническая механика. Выпуск 42, Днепрпет-



ровск, 2003, – С 42–48.

4. Сторожев М.В., Попов Е.А. Теория обработки металлов давлением. –М.: Машиностроение, 1977. – 423 с.

5. Хапилова Н.С. Теория внезапного отжима угольного пласта. К.: Наук. думка, 1992.–239 с.

6. Васильев Д.Л. Закономерности формирования горизонтальных нормальных напряжений в массивах слоистых горных пород // Геотехническая механика. Выпуск 29, Днепропетровск, 2001, – С 17-21.

**УДК 622.281.74:622.831**

**В.В. Виноградов, А.П. Круковский**

## **ГЕОМЕХАНИКА ФОРМИРОВАНИЯ ОПОР АНКЕРАМИ ВЫСОКОЙ НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ**

У статті розглянута геомеханіка процесу формування несучого перекриття в покрівлі гірської виробки, при переході від традиційного підпiрного кріплення до чисто анкерного, із застосуванням анкерів з високої несучої здатності. Представлено результати розрахунків напружено-деформованого стану приконтурних порід. Показано, що при віддаленні прохідницького вибою від дільниці з підпiрним кріпленням, анкерне кріплення усе більше і більше блокує переміщення порід покрівлі у виробку. У результаті, напружений стан гірських порід у покрівлі вироблення поступово наближається до стану, що характерний для неторканого масиву. Отримані результати обґрунтовують необхідність перехідних ділянок - на початку з рамно-анкерним, а потім анкерно-рамним кріпленням при відході від ділянки виробки з рамним кріпленням.

## **GEOMECHANICS FORMATION OF SUPPORT OF HIGH BEARING CAPACITY ANCHORS**

Geomechanics of process formation of structural floor in roof of mine excavation, at transition from traditional retaining support to only anchor, with application of anchors with high bearing capacity. Results of calculations stressedly-deformed conditions of rock around excavation are submitted. It is shown, that on a measure of removal of a heading, the roof bolting is more and more blocks displacement of roof rock to a excavation. In result, the tension of rocks in a roof of a excavation gradually comes nearer to a condition characteristic for a virgin massif. Obtained results justify necessity of transition sections for the beginning with frame-anchor, and then an anchor-frame support at a distance from a section of excavation with a frame support.

Сохранение формы и размеров выработки является основой успешного выполнения всех необходимых технологических работ по добыче угля в подземных условиях. Основным средством поддержания выработок является крепь. Именно от того, каким образом воздействует крепь на приконтурный массив, и зависит устойчивость горной выработки.

Наиболее полно отвечает современным требованиям по сохранению формы выработки и поддержанию высоких темпов проходки анкерная крепь. Отдельные вопросы проблемы геомеханики и технологии формирования с помощью анкеров грузонесущих конструкций рассмотрены в работе [1]. Вместе с тем многие аспекты процесса формирования опорного перекрытия при применении высоконесущих анкерных штанг еще достаточно не изучены.

Для изучения геомеханических аспектов горных пород вблизи выработки и оценки ее устойчивости будем использовать подход и обозначения, принятые в работе [2]: