

**МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ  
И НАУКИ УКРАИНЫ**

# **СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ**

**Выпуск 30**

**ДОНБАССКОГО  
ГОСУДАРСТВЕННОГО  
ТЕХНИЧЕСКОГО  
УНИВЕРСИТЕТА**

**Алчевск 2010**



МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ УКРАИНЫ

**СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ  
ДОНБАССКОГО ГОСУДАРСТВЕННОГО  
ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА**

Выпуск 30

Алчевск  
2010

**УДК 622(06) + 669(06) + 69(06) + 621.3 + 621.37**

**ББК Ия 54 + КЗя54 + Ня 54**

**С 41**

*Постановлением президиума ВАК Украины от 9 июня 1999г. № 1-05/7 сборник научных трудов включен в перечень № 1 научных специализированных изданий Украины в области технических наук*

*Свидетельство Госкомтелерадио Украины о регистрации*

*серия KB, № 10307, от 27.12.2005*

*Рекомендовано ученым советом и редакционной коллегией ДонГТУ  
(Протокол № 3 от 29 марта 2010 г.)*

**Главный редактор**

Заблодский Н.Н. – докт. техн. наук

**Редакционная коллегия:**

А.И. Акмаев – докт. экон. наук,  
С.Н. Петрушов – докт. техн. наук,  
Г.Г. Литвинский – докт. техн. наук,  
Р.А. Фрумкин – докт. техн. наук,  
Г.В. Бабиюк – докт. техн. наук,  
Г.И. Гайко – докт. техн. наук,  
Н.К. Клишин – докт. техн. наук,  
А.Ф. Борзих – докт. техн. наук,  
П.Н. Должиков – докт. техн. наук,  
З.Л. Финкельштейн – докт. техн. наук,  
А.Б. Зеленов – докт. техн. наук,  
Ю.С. Денищик – докт. техн. наук,  
В.А. Ульшин – докт. техн. наук,  
А.И. Давиденко – докт. техн. наук,  
Г.Я. Дрозд – докт. техн. наук,  
В.А. Луценко – докт. техн. наук,  
В.Н. Ульяницкий – канд. техн. наук,  
Ю.Э. Паэранд – канд. техн. наук,  
С.А. Скомская – секретарь редакционной коллегии

**Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета. Вып. 30 – Алчевск: ДонГТУ, 2010 – 302 с.**

**ISSN 2077-1738**

В сборнике помещены статьи, описывающие современные научные тенденции в разработке полезных ископаемых, металлургии, строительстве, электротехнике и радиотехнике.

Для научных сотрудников, аспирантов, студентов высших учебных заведений.

**УДК 622(06) + 669(06) + 69(06) + 621.3 + 621.37**

**ББК Ия 54 + КЗя54 + Ня 54**

**ISSN 2077-1738**

© ДонГТУ, 2010

© дизайн обложки, Н.В. Чернышова, 2010

Адрес электронной почты: [info@dmmti.edu.ua](mailto:info@dmmti.edu.ua)

**РАЗРАБОТКА  
ПОЛЕЗНЫХ  
ИСКОПАЕМЫХ**





*д.т.н. Литвинский Г.Г.,  
Павлов Е.Е.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ВЛИЯНИЕ ПАССИВНОГО ОТПОРА ПОРОД НА РАБОТОСПОСОБНОСТЬ АРОЧНОЙ РАМНОЙ КРЕПИ**

*Методом кінцевих елементів вивчені закономірності зміни несучої спроможності рамного кріплення гірничої виробки з різними схемами навантаження залежно від зміни пасивної відсічі порід.*

**Ключові слова:** *підготовка виробки, арочне кріплення, працездатність кріплення, пасивна відсіч, коефіцієнт постелі, метод кінцевих елементів.*

*Методом конечных элементов изучены закономерности изменения несущей способности рамной крепи горной выработки при различных схемах нагружения в зависимости от изменения пассивного отпора пород.*

**Ключевые слова:** *подготовительная выработка, арочная крепь, работоспособность крепи, пассивный отпор, коэффициент постели, метод конечных элементов.*

В настоящее время при сооружении горных выработок заполнение пустот в закрепном пространстве не механизировано и его выполняют вручную. При этом, как показали исследования [1], вокруг крепи выработки часто забутовка закрепного пространства отсутствует или наблюдается её плохое качество. В результате этого возникают большие пустоты закрепного пространства, неровный контур выработки, особенно при ведении буровзрывных работ, не примыкает к крепи, что ведёт к некачественному возведению крепи, существенно усложняется технология установки затяжки и др. В процессе развития проявлений горного давления в результате образования зон обрушения и неупругих деформаций в окружающем массиве, породы, смещаясь внутрь выработки, создают давление на крепь, крайне неравномерно распределённое по контуру. Этим обусловлено появление различных видов деформирования и разрушения крепи, что очень заметно снижает работоспособность выработки, приводя к необходимости частых её ремонтов и перекреплений.

Многочисленными исследованиями [2, 3] установлено, что заметно повысить работоспособность крепи можно путём тщательной забутовки закрепного пространства. Однако технология её выполнения основана на тяжелом и малопроизводительном ручном труде. По трудовым затратам в процессе крепления работы по забутовке составляют 35...65% [4]. Предложенные способы и средства механизации забутовочных работ не получили распространения из-за плохой работоспособности и громоздкости оборудования, его малой технологичности.

Перспективным способом решения задачи повышения устойчивости выработки и работоспособности крепи за счёт создания вокруг крепи горной выработки разгруженной зоны пород и забутовки из них является способ взрывной разгрузки пород кровли (ВРПК) [5]. Сущность способа ВРПК состоит в том, что за счет бурения разгрузочных шпуров в кровле и взрывания в них зарядов взрывчатого вещества (ВВ) вокруг выработки создают разгруженную от напряжений зону пород, формирующую заданную схему распределения нагрузки на рамную крепь. Так, при взрыве трех зарядов рыхления, можно обеспечить почти равномерное распределение нагрузки на крепь, при взрыве двух зарядов рыхления – нагрузку по закону треугольника, а при взрыве одного заряда рыхления – распределение по параболическому закону.

В процессе проявлений горного давления по мере роста смещений пород кровли в той части периметра рамы крепи, которая смещается в сторону массива и вступает в контакт с массивом через забутовку закрепного пространства, возникает пассивный отпор пород. Последний препятствует деформациям крепи и тем самым значительно повышает её работоспособность. При этом оказывается, что свойства забутовки (её жёсткость и особенности распределения по периметру крепи) весьма существенно влияют на несущую способность крепи в целом. Однако исследования по определению работоспособности рамной крепи при различных свойствах забутовки закрепного пространства до настоящего времени не проводились. Поэтому актуальной задачей повышения работоспособности крепи при решении общей проблемы адекватного описания взаимодействия крепи, как искусственного сооружения, с окружающим массивом пород, следует считать исследование влияния пассивного отпора пород на крепь.

Цель исследований – установить закономерности изменения работоспособности рамной крепи при создании забутовки способом взрывной разгрузки пород кровли. Задача исследования – выявить зависимость несущей способности крепи от свойств забутовки закрепного пространства, в первую очередь – от её пассивного отпора. Объект исследования – рамная крепь в условиях неравномерного нагружения со стороны массива пород, а предмет исследования – закономерности



взаимодействия крепи с забутовкой и массивом пород при формировании пассивного отпора.

Для решения поставленных задач воспользуемся методом конечных элементов, реализуемый с помощью программного комплекса «Лира». Свойства породной забутовки выразим через модель коэффициента постели или модель Винклера.

Коэффициент постели иногда называют модулем упругости основания; другими словами забутовка закрепного пространства, которая складывается из разрушенных пород массива, можно рассматривать как совокупность близко расположенных независимых упругих пружин заданной жёсткости. Следовательно, коэффициент постели приравнивается к жесткости пружин 1 (рисунок 1) и является мерой жесткости забутовки закрепного пространства, которая представляет собой разрушенные взрывом породы. Подобная идеализация вполне допустима и широко применяется в инженерной практике, в частности при решении задач об изгибе балок на упругом основании.

Основное допущение модели Винклера отражается известной пропорциональной зависимостью

$$q(\alpha) = k_{\pi} \cdot U(\alpha), \quad (1)$$

где  $q(\alpha)$  – нормальное давление на грунтовое основание в точке по углу  $\alpha$  (рисунок 1), Н/м<sup>2</sup>;

$k_{\pi}$  – коэффициент постели, характеризующий жесткость упругого основания, Н/м<sup>3</sup> = Па/м.

$U(\alpha)$  – осадка основания в точке по углу  $\alpha$  плоскости контакта рамы и основания, м.

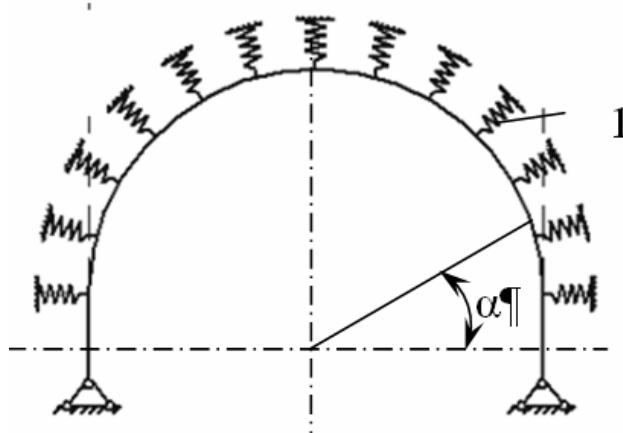


Рисунок 1 – Расчетная схема крепи с пассивным отпором пород

Возникающие в крепи внутренние усилия зависят от схемы приложения на неё внешних усилий со стороны окружающего массива горных пород и, при возникновении пассивного отпора пород, от жесткости забутовки, которую удобно аппроксимировать с помощью коэффициента постели пород (забутовки). Чем больше коэффициент постели вмещающей среды (т.е., чем плотнее порода или забутовка), тем равномернее по контуру крепи распределяется внешняя нагрузка и эффективнее используется упругий отпор пород, облегчая работу крепи.

В результате исследований [2], установлено, что коэффициент упругого отпора в выработках, где проводили тампонаж закрепного пространства, можно принимать в среднем 500 МПа/м, при плотно забутованном закрепном пространстве – 300 МПа/м, при плохо заполненном закрепном пространстве – 25 МПа/м. Однако, такие результаты можно расценить как сугубо приближённые и соответствующие плотным монолитным основаниям с точным их прилеганием к крепи, что обеспечить крайне трудно. В них не отражено резкое (в десятки и сотни раз) уменьшение жесткости массива, подвергшегося взрывной разгрузке, особенно вблизи свободной поверхности – контура выработки. Таким образом, при исследовании влияния пассивного отпора на работоспособность арочной крепи принят диапазон изменения коэффициента постели  $k_{II}$  в пределах от 0 МПа/м (отсутствие забутовки и отпора пород) до 5 МПа/м. Дальнейшее увеличение жесткости забутовки (более 5 МПа/м), как будет видно из проведенных исследований, уже мало сказывается на несущей способности крепи. Кроме того, следует принять во внимание, что увеличение коэффициента постели приводит к возрастанию несущей способности крепи, поэтому принятый ограниченный его верхний предел изменения идёт в запас прочности конструкции. На данном этапе исследований принимается простейший случай однородной жёсткости забутовки, когда коэффициент постели  $k_{II}$  в зоне забутовки, состоящей из разрушенных пород, одинаков.

При взрыве одного заряда рыхления в кровле выработки образуется область из разрушенных пород, имеющая форму, близкую к параболической, с вершиной параболы в направлении взорванного заряда ВВ (рисунок 2, а). Введём угловую координату в виде угла  $0^{\circ} < \alpha < 90^{\circ}$ , где  $0$  соответствует горизонтальной оси арки (бока), а  $\alpha = 90^{\circ}$  – вершине арки крепи. Один взорванный заряд ВВ в кровле выработки создаст разрушенную зону приконтурного массива на достаточно узком участке [6] периметра арочной крепи ( $90^{\circ} > \alpha > 30^{\circ}$ ), а участок наибольшего изгиба рамы в сторону массива горных пород, как показывают расчёты, находится ближе к горизонтальной оси выработки ( $55^{\circ} > \alpha > 0^{\circ}$ ). Поэтому размер участка, на котором будет происходить

пассивный отпор, будет заключён в пределах  $30^0 \dots 55^0$ . С целью исследования иных вариантов активной разгрузки пород от напряжений и создания более обширной области взрывной забутовки для обеспечения более благоприятной работы крепи исследованы случаи управления устойчивостью крепи за счёт пассивного отпора при взрыве трёх и двух зарядов рыхления.

Кроме того, для более полного сопоставления различных условий работы крепи при разных формах взрывной забутовки закрепного пространства рассмотрен случай работы крепи в условиях сосредоточенной нагрузки. Следует отметить, что такая схема нагружения рамной крепи на практике встречается довольно часто и характерна для пологого или наклонного залегания пород, когда забутовка закрепного пространства отсутствует, а массив пород деформируется в виде изгиба пластов в кровле, которые передают нагрузку на очень ограниченном участке контакта пород с верхняком рамы крепи.

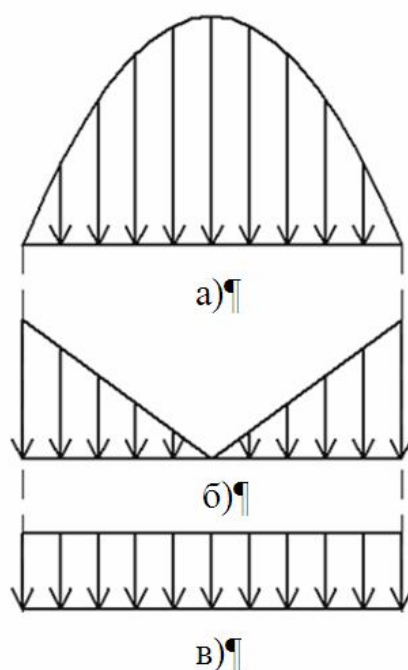


Рисунок 2 – Схемы распределения нагрузки на арочную крепь

После взрыва двух зарядов рыхления, когда два разгрузочных шпура расположены в районе узлов податливости рамной крепи, формируется особая схема распределения нагрузки на крепь, приблизительно соответствующая треугольной эпюре на каждой стойке крепи с разгруженным участком в центре верхняка (рисунок 2, б). Действие такой нагрузки вызывает деформацию рамы в сторону уменьшенного давления пород и способствует возникновению пассивного отпора, тем



большого, чем больше смещение контура крепи. Пассивный отпор возникает, как показали ранее проведенные исследования [5] в пределах изменения угловой координаты  $45^0 > \alpha > 0^0$ .

Для равноценного сравнения различных схем нагрузок на арочную крепь, использовалось понятие их эквивалентности, т.е. суммарная сила для каждого нагружения в виде интеграла от интенсивности  $q(\alpha)$  по всему участку крепи  $0 \leq \alpha \leq \alpha_*$ , на котором приложена нагрузка

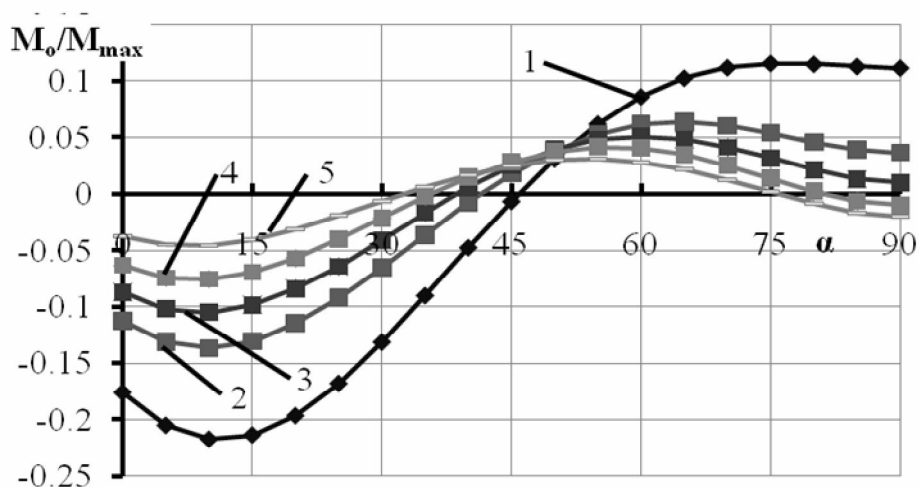
$$F = \int_0^{\alpha_*} q(\alpha) d\alpha = Const. \quad (2)$$

Из работы [5] известно, что при взрыве двух зарядов рыхления изгибающий момент рамы меньше в 3 раза, чем момент от сосредоточенной эквивалентной нагрузки, в 2 раза меньше момента от параболической и в 1,5 раза от равномерно распределенной (рисунок 2, в) эквивалентных нагрузок. Однако до настоящего времени было неизвестно, как изменяются усилия в крепи при изменении жёсткости коэффициента постели забутовки для разных схем внешнего нагружения.

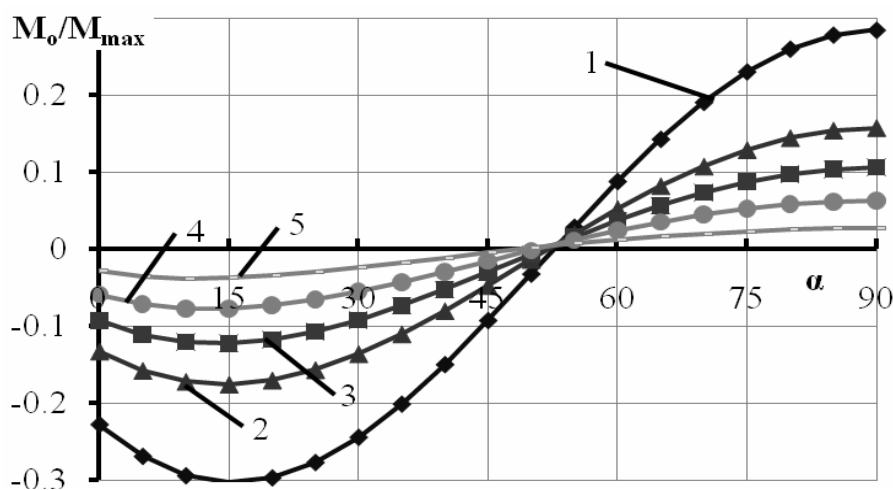
Рассмотрим графики зависимости влияния пассивного отпора на несущую способность арочной крепи при разгрузке кровли выработки двумя зарядами рыхления (рисунок 3, а). Для наглядности сопоставления результатов использован параметр  $M_0/M_{\max}$  – отношение изгибающего момента в данной точке к максимальному моменту, полученному при эквивалентной сосредоточенной нагрузке при  $k_{\Pi} = 0$  МПа/м, т.е. при реализуемом на практике случае, когда вокруг крепи отсутствует забутовка.

При коэффициенте постели, равном  $k_{\Pi} = 1$  МПа/м, максимальный изгибающий момент уменьшается в 2 раза, при  $k_{\Pi} = 5$  МПа/м, изгибающий момент уменьшается в 5 раз по сравнению с отсутствием забутовки закрепного пространства. Можно сделать вывод, что при взрыве двух зарядов рыхления максимальный изгибающий момент в раме меньше в 6 раз такого же момента от единичной (сосредоточенной) нагрузки при  $k_{\Pi} = 1$  МПа/м и в 15 раз при  $k_{\Pi} = 5$  МПа/м; в 4 раза меньше момента от параболической нагрузки при  $k_{\Pi} = 1$  МПа/м и в 10 раз при  $k_{\Pi} = 5$  МПа/м. Следовательно, увеличение коэффициента постели от 0 до 1 МПа/м снижает максимальные моменты в 2 раза, а его увеличение в 5 раз (от 1 до 5 МПа/м) приводит к уменьшению максимальных изгибающих моментов примерно в 2,5 раза. При этом снижение макси-

мальных моментов в конструкции соответственно адекватно росту несущей способности крепи.



а)



б)

1 – без пассивного отпора; 2 –  $k_{п} = 0,5 \text{ МПа/м}$ ;  
3 –  $k_{п} = 1 \text{ МПа/м}$ ; 4 –  $k_{п} = 2 \text{ МПа/м}$ ; 5 –  $k_{п} = 5 \text{ МПа/м}$

Рисунок 3 – Графики зависимости влияния пассивного отпора на несущую способность арочной крепи при разгрузке кровли выработки двумя (а) и тремя (б) зарядами рыхления

При взрыве трёх зарядов рыхления в кровле выработки, когда два разгрузочных шпура расположены в районе узлов податливости рамной крепи, а третий по центру верхняка, на крепь формируется нагрузка со стороны массива, близкая к равномерно распределённой (рисунок 2, в). Пассивный отпор пород при равномерно распределённой нагрузке (рисунок 3, б) по сравнению с нагрузкой по закону треугольника имеет несколько большее протяжение ( $50^{\circ} > \alpha > 0^{\circ}$ ). При коэффициенте по-

стели, равном  $k_{\Pi} = 1 \text{ МПа/м}$ , максимальный изгибающий момент уменьшился в 2,5 раза, а при  $k_{\Pi} = 5 \text{ МПа/м}$ , изгибающий момент уменьшился в 9 раз.

Влияние коэффициента постели  $k_{\Pi}$  на изгибные усилия в арочной крепи при различных схемах нагружения показано на рисунке 4. Из графиков видно, что при равномерно распределённой нагрузке по сравнению с нагрузкой по треугольнику пассивный отпор оказывает большее влияние на работоспособность арочной рамной крепи. Так, при  $k_{\Pi} = 1 \text{ МПа/м}$ , максимальный изгибающий момент  $M_{\max}$  уменьшился в первом случае в 2,5 раза, а во втором – лишь в 2 раза. При дальнейшем возрастании коэффициента постели изгибающие моменты разнятся не столь заметно. Следовательно, при создании по контуру крепи забутовки с помощью 2 шпуров требования к технологии работ не столь жёсткие и не так заметно сказываются на работе крепи.

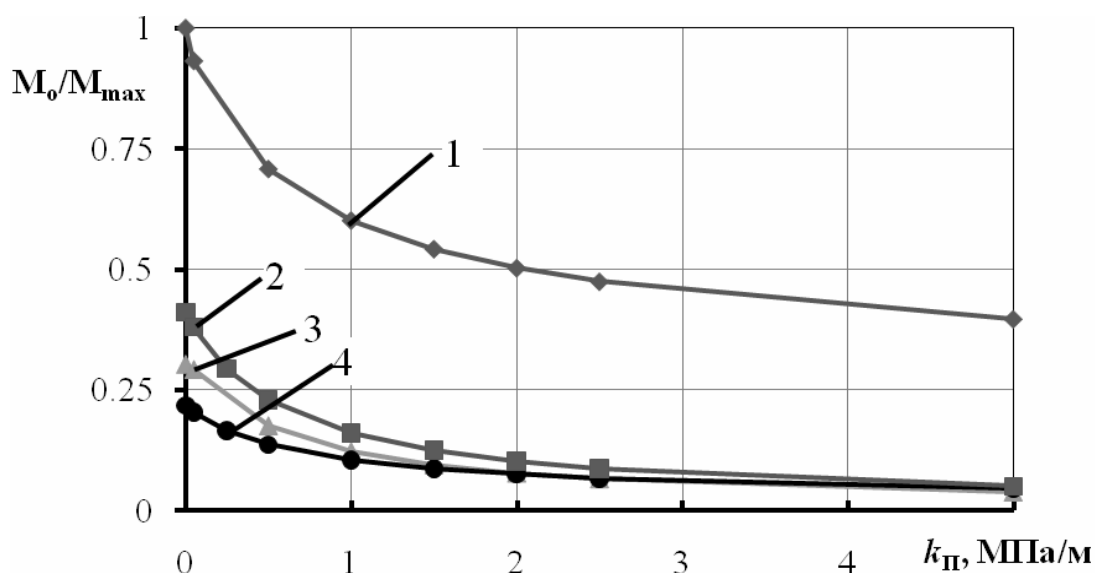


Рисунок 4 – Графики зависимости влияния пассивного отпора на несущую способность арочной крепи при различных схемах нагружки:

1 – сосредоточенной; 2 – параболической;  
3 – равномерно распределённой; 4 – нагрузки по треугольнику

По сравнению с крепью, когда отсутствует забутовка, при схеме нагружения сосредоточенной нагрузкой в верхней точке верхняка рамной арочной крепи ( $\alpha = 90^\circ$ ), при создании забутовки с коэффициентом отпора  $k_{\Pi} = 1 \text{ МПа/м}$  изгибающий момент уменьшился в 1,5 раза (рисунок 4), а для схемы параболической нагрузки изгибающий момент уменьшился в 2,5 раза.



Сравним значения изгибающих моментов арочной крепи с различными нагрузками при фиксированном значении коэффициента постели  $k_{\Pi} = 1 \text{ МПа/м}$ , чтобы выбрать наиболее предпочтительную. Оказалось, что наименьший изгибающий момент возникает при нагрузке по закону треугольника, он на 80% меньше изгибающего момента, образованного при сосредоточенной нагрузке на верхняк, на 45% меньше момента при параболической нагрузке (один разгрузочный шпур в кровле выработки) и на 10% меньше момента при равномерно распределённой нагрузке (три разгрузочных шпура).

Результаты исследований влияния пассивного отпора на работоспособность арочной крепи сводим в таблицу 1.

Таблица 1 – Результаты исследований работоспособности крепи в условиях различной забутовки закрепного пространства

Схемы нагрузок	Элементы крепи	Отношение изгибающих моментов при разных $k_{\Pi}$ (МПа/м) $\left  \frac{M_0}{M_{\max}} \cdot 100 \right , \%$		
		0	1	5
Сосредоточенная	Верхняк	100	60	40
	Стойка	53	16	2
Параболическая	Верхняк	41	16	5
	Стойка	40	14	4
Равномерно распределённая	Верхняк	28	11	3
	Стойка	30	12	3
По закону треугольника	Верхняк	12	5	3
	Стойка	22	11	4

Из таблицы следует, что в зависимости от схемы сформированной со стороны массива нагрузки на крепь её работоспособность может меняться в верхняке от 8 до 11 раз, а в стойке от 3 до 4 раз. Значительное влияние на работоспособность крепи оказывает также плотность забутовки закрепного пространства, которая характеризуется коэффициентом постели  $k_{\Pi}$ . Максимальный размах изменения моментов в конструкции крепи при изменении коэффициента постели  $k_{\Pi}$  от 1 до

5 МПа/м равен 9 в верхняке для равномерно распределённой нагрузки и около 20 в стойке крепи для сосредоточенной силы.

Таким образом, в результате проведенных исследований было установлено, что рамная крепь выработок одной и той же конструкции может иметь, в зависимости от реализованной схемы приложения со стороны массива пород внешней нагрузки и обеспечения плотности контактов через забутовку закрепного пространства, необычайно широкий диапазон колебаний работоспособности (до 10 – 20 раз). Этому обстоятельству на практике не уделялось должного внимания, что приводило к необъяснимому разнообразию поведения крепи и изменения устойчивости выработки в, казалось бы, одних и тех же горно-геологических условиях. Поэтому, при сооружении горных выработок, вопросы точного соблюдения технологии возведения крепи приобретают первостепенное значение и требуют особого внимания со стороны проектировщиков и технического персонала горных предприятий.

#### **Выводы:**

1. Работоспособность шахтной рамной крепи зависит не только от конструктивных её особенностей, но и во многом от условий взаимодействия с окружающим массивом горных пород.

2. В зависимости от схемы приложения внешней нагрузки на крепь со стороны окружающих пород и плотности забутовки закрепного пространства работоспособность крепи может изменяться в десятки раз.

3. Перспективным методом управления работоспособностью рамной крепи является способ взрывной разгрузки пород кровли (ВРПК).

4. Показано, что наиболее оптимальным вариантом способа ВРПК является взрывание двух зарядов рыхления в массиве со стороны узлов податливости рамы крепи, что повышает её работоспособность в 4-5 раз по сравнению с равномерно распределённой нагрузкой.

#### **Библиографический список**

1. Павлов Е.Е. Анализ негативных последствий переборов при проходке горных выработок / Е.Е. Павлов // Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета. – Алчевск : ДонГТУ, 2009. – Вып. 28. – С. 125-133.

2. Шильман Е.А. Повышение устойчивости горных выработок путём безнапорного заполнения закрепного пространства тампонажным раствором / Е.А. Шильман // Шахтное строительство. – 1982. – № 9. – С. 16-18.

3. Брайт Ф. Заполнение пустот за рамами штрековой крепи методом Буллфлекс / Ф. Брайт, Ю. Крае, Д. Шроер // Глюкауф. – 1980. – № 13. – С. 12-17.

4. *Повышение устойчивости подготовительных выработок угольных шахт* / И.Ю. Заславский, В.Ф. Компанец, А.Г. Файвишенко, В.М. Клещенко. – М. : Недра, 1991. – 235 с.

5. *Литвинский Г.Г. Повышение работоспособности рамной крепи путём взрывной разгрузки пород* / Г.Г. Литвинский, Е.Е. Павлов // *Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета*. – Алчевск : ДонГТУ, 2009. – Вып. 29. – С. 12-20.

6. *Литвинский Г.Г. Моделирование параметров взрывной разгрузки пород в кровле выработки* / Г.Г. Литвинский, Е.Е. Павлов // *Совершенствование технологии строительства шахт и подземных сооружений : материалы международной научно-технической конференции студентов, аспирантов и молодых учёных, организованной кафедрой «Строительство шахт и подземных сооружений» ДонНТУ*. – Донецк : Норд-Пресс, 2006. – Вып. 12. – С. 107-108.

*д.т.н. Сокур Н.И.  
(КГПУ, г. Кременчуг, Украина)*

## **ПНЕВМОДОСТАВКА НАБРЫЗГБЕТОННЫМИ МАШИНАМИ МЕЛКОФРАКЦИОННЫХ СЫПУЧИХ МАТЕРИАЛОВ**

*Наведено результати теоретичних і дослідно-промислових досліджень способу пневмодоставки сипучих сумішей на вищерозташовані підповерхові виробки за допомогою шахтних набрызкбетонних машин.*

**Ключові слова:** гірничі машини, набрызкбетон, пневмодоставка, сипучі суміші.

*Приведены результаты теоретических и опытно-промышленных исследований способа пневмодоставки сыпучих смесей на вышерасположенные подэтажные выработки с помощью шахтных набрызгбетонных машин.*

**Ключевые слова:** горные машины, набрызгбетон, пневмодоставка, сыпучие смеси.

**Постановка проблемы.** Техничко-економические показатели работы подземного горного предприятия непосредственно связаны с эффективным использованием применяемых горных машин, связанных с основными и вспомогательными технологическими процессами. Одним из показателей эффективного использования горного оборудования является возможность его универсального использования в условиях ограниченного пространства шахты и значительной глубине ведения горных работ. Это объясняется тем, что доставка и монтаж машин и механизмов сопряжена со значительными материальными и трудовыми затратами. В связи с этим является актуальной задачей разработка технологических схем комплексного использования основного и вспомогательного оборудования, применение которых повысит технологическую нагрузку на горные машины и возможность их использования по назначению.

Исходя из этого, применение горного оборудования, параметры которого позволяют использовать его комплексно и для различных технологических целей, снижает себестоимость горных работ и соответственно минимизирует себестоимость готовой продукции.

**Анализ последних достижений и публикаций** показывает, что в числе выполняемых на подземных горных работах технологических циклов основных и вспомогательных работ применяются различного



рода горные машины, взаимодействие исполнительных органов которых с горным массивом обеспечивает при необходимости как его разрушение, так и поддержание. В первом случае разрушение горного массива осуществляется при проходческих работах, а также в процессе очистной выемки. Во втором случае взаимодействие с горным массивом обеспечивается для его поддержания путем возведения различных, в том числе бетонных, конструкций способных противостоять горному давлению или предохранять горный массив от преждевременного разрушения.

Для возведения бетонных поддерживающих конструкций применяются бетоннагнетатели и набрызгбетонные машины [1]. И те и другие позволяют доставлять минеральные сыпучие смеси на значительное расстояние, как в горизонтальном, так и в вертикальном направлениях.

При выполнении регламентных бетонных и набрызгбетонных работ на откаточных горизонтах, практически, отсутствуют транспортные проблемы по перемещению оборудования и материалов, необходимых для работы оборудования.

Для доставки сыпучих материалов (песок, щебень) на подэтаж применяют специальное подъемное оборудование циклического действия: бадьи, лифты, размещенные в восстающих выработках. Это оборудование приводит к цикличности ведения работ из-за ограниченного объема транспортирования и затрат времени для перемещения сыпучего материала на высоту от 50 до 80 м. Кроме того, малый диаметр восстающей выработки не позволяет разместить крупногабаритное высокопроизводительное оборудование, что также является ограничивающим фактором сдерживающим увеличение производительности и интенсивности работ на подэтажных выработках.

**Целью статьи** является решение проблемы перемещения мелкофракционных сыпучих материалов путем их пневмодоставки с помощью набрызгбетонных машин, что обеспечит повышение уровня механизации и производительности подземных горных работ, а также снижение их трудоемкости.

**Изложение основного материала.** Выполненные исследования показали, что для транспортирования сыпучих материалов на значительные по вертикали расстояния, составляющие 50 – 80 м, могут быть использованы шахтные набрызгбетонные машины. Для этих целей среди различных конструкций набрызгбетонных машин наиболее эффективно показали себя машины с герметичным приемным бункером – камерные и со шнековым дозирующим органом, технические характеристики которых приведены в таблице 1.

В виду того, что транспортируемая смесь изначально находится в закрытом приемном сосуде набрызгбетонной машины, поэтому при ее транспортировке, практически, отсутствует пульсация воздуха, так как

приемная емкость частично выполняет роль ресивера. В условиях транспортирования смесей по вертикали это является важным фактором, так как пульсация воздуха может привести к снижению скорости потока в трубопроводе, замедлению движения скорости частиц относительно скорости воздуха и, как следствие, созданию аварийной ситуации возникающей при полном заполнении пространства материального трубопровода.

Как показали исследования, применение этого типа горных машин позволяет эффективно их использовать как по прямому назначению – омоноличиванию бетонной смесью поверхности горных выработок, как и в качестве вспомогательного средства по пневмодоставке минеральных сыпучих материалов на вышерасположенные поэтажные выработки.

Таблица 1 – Технические характеристики набрызгбетонных машин с герметичным приемным бункером

Марка набрызгбетонной машины	Техническая характеристика	
	Производительность по сухой смеси, м <sup>3</sup> /ч	Дальность подачи смеси по вертикали, м
ПБМ	4,0	100
НБП	4,0	100
СБС	5,0	50
БМ-60	4,0	100
БМ-68	5,5	100
БМ-70	5,5	50
БМС-3	4,0	100
С-630А	4,0	50

В зависимости от конкретного применяемого оборудования производительность транспортирующей установки по доставке сухой смеси может быть определена по формуле

$$\Pi_{н.м.} = \frac{60Q_B \mu \cdot K_{н.в.}}{\rho_c},$$

где  $Q_B$  - расход сжатого воздуха, м<sup>3</sup>/мин;

$\mu$  - объемная концентрация смеси, кг/м<sup>3</sup>;

$K_{н.в.}$  - коэффициент потерь сжатого воздуха;

$\rho_c$  - плотность минеральной смеси, кг/м<sup>3</sup>.

Так как минеральная смесь представляет собой, как правило, конгломерат частиц с различным гранулометрическим составом и различной плотностью, то значение интегральной плотности смеси, перемещаемой набрызгбетонной машиной, учитывает характеристики каждой части смеси и ее удельного веса в общем объеме.

Анализ работы набрызгбетонных машин показал, что транспортирование смеси может осуществляться при широком диапазоне гранулометрического состава его компонентов на расстояние предусмотренные их техническими характеристиками. Полученные результаты подтверждаются установленными зависимостями необходимого давления сжатого воздуха для восходящего транспортирования минеральной массы [2] приведенными на рисунке 1.

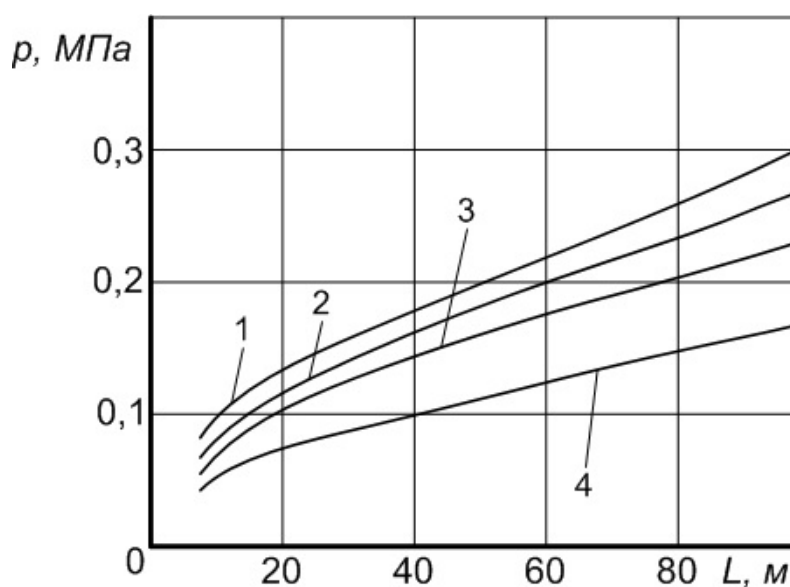


Рисунок 1 – Зависимость необходимого давления сжатого воздуха в начале материалопровода от расстояния транспортирования:

1, 2, 3, 4 – смесь с предельной крупностью частиц, соответственно, 20, 15, 10, 5 мм

Технологическая схема транспортирования сыпучей смеси осуществляется следующим образом. Набрызгбетонную машину загружают на приемном горизонте непосредственно в околоствольном дворе или возле оборудованного приемного бункера. Загрузка происходит с помощью грейферов или самотечно с помощью вибрационного питателя-дозатора. Заполнение смесью осуществляют в объеме предусмотренном паспортными характеристиками набрызгбетонной машины. В зависимости от необходимого количества транспортируемого материала доставка к месту его подъема может осуществляться поездом сформиро-

ванных их нескольких набрызгбетонных машин или путем их периодического перемещения.

Загруженная машина перемещается к перепускному восстающему, где ее подключают к магистральной сети шахтного сжатого воздуха, давление которого, как правило, составляет 0,5 МПа.

Материальный трубопровод первоначально перемещают по восстающей выработке с помощью лебедки на необходимый подэтаж, где предусматривается складирования сыпучей минеральной массы. Сопловой аппарат предварительно отсоединяют и закрепляют переходную муфту, с помощью которой материальный трубопровод присоединяют к приемному накопительному бункеру.

Достоинством применения набрызгбетонной машины для подъема сыпучей смеси является то, что ее конструкцией предусматривается принудительная дозированная подача материала в трубопровод. Это позволяет транспортировать по восстанию не только сухие, но и увлажненные смеси.

Расход воздуха при транспортировании смеси составляет 6-8 м<sup>3</sup>/мин. Такой расход воздуха предопределяет возможность пылеобразования при разгрузке транспортируемой смеси на надэтажной выработке. В условиях ограниченного пространства повышенное пылевыделение может негативно отражаться на санитарно-гигиенических условиях рабочего места горного персонала. Решением поставленной задачи перемещения сыпучего материала по восстанию при минимальном пылевыделении в рудничную атмосферу является отделение пылевидных частиц с помощью фильтрующей установки.

Выполненные исследования показали, что скорость потока в материальном трубопроводе достигает 30 м/с, такая скорость предопределяет соответственно и значительную скорость воздушного потока при его выходе из материального трубопровода после разгрузки минеральной массы в приемном бункере. Анализ показал, что при такой скорости поступления воздуха с высокой концентрацией пыли необходимо выполнение мероприятий по эффективному пылеотделению.

Для снижения выбросов пыли в атмосферу применение матерчатых фильтров требует их постоянного обслуживания и последующей утилизации. Это затрудняет ведение горных работ и приводит к непроизводительным потерям времени.

Как показала практика, рациональным решением для пылеотделения является применение циклонных фильтров, обслуживание которых заключается только в своевременном удалении осевших частиц мелких и пылевидных фракций.

Транспортируемая смесь на подэтажной выработке поступает в приемный бункер, где накапливается до заданного объема. Осаждение

частиц происходит в замкнутом объеме, поэтому непрерывно осуществляется отвод отработанного транспортирующего агента в пылеотделительный циклон. В циклон двухфазный поток поступает по тангенциально закрепленному патрубку и, двигаясь по спирали, достигает дна его конической части. В донной части циклона происходит осаждение минеральных частиц. Очищенный воздух поднимается по восстанию вверх по выхлопной трубе и выбрасывается в шахтную атмосферу.

Процесс очистки запыленного воздуха происходит за счет изменения направления движения потока и изменения скорости и траектории движения минеральных частиц. В целом, высокая скорость движения воздуха набрызгбетонной установки обеспечивающая транспортирование минеральной составляющей двухфазного потока, позволяет достичь высокого качества разделения газообразной и твердой фаз в циклонных фильтрах.

В зависимости от количественного содержания пылевидных частиц, применение одного фильтрующего элемента может быть достаточно. Если скорость витания незначительного объема мелкодисперсных твердых частиц меньше скорости восходящего потока очищенного воздуха, то может происходить их унос и выброс в рудничную атмосферу. В этом случае удержание этого объема пылевидных частиц может быть достигнуто с помощью тканевого или электростатического фильтра.

**Выводы.** Предложенный новый способ транспортирования сыпучих смесей с горизонта доставки на поэтажные выработки расширяет сферу использования шахтных набрызгбетонных машин и позволяет снизить материальные и трудовые затраты на проведение вспомогательных горных работ. Способ может быть рекомендован на подземных добывающих предприятиях, где используются горные машины, предназначенные для набрызгбетонирования вертикальных и горизонтальных выработок.

#### **Библиографический список**

1. Лев М.А. *Механизация бетонных работ при креплении горных выработок* / Лев М.А., Сапунов А.А. –М.: Недра, 1976. – 220с.
2. Заслов В.Я. *Механизация крепления горных выработок* / Заслов В.Я. –М.: Недра, 1980. – 224с.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Финкельштейном З.Л.*

*д.т.н. Клишин Н.К.,  
к.т.н. Склепович К.З.,  
к.т.н. Касьян С.И.,  
Пронь П.А.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **РАЗРАБОТКА СПОСОБА ПРЕДОТВРАЩЕНИЯ ПУЧЕНИЯ ПОЧВЫ ПОДГОТОВИТЕЛЬНЫХ ВЫРАБОТОК**

*Викладені результати дослідження впливу кріплення підсилення на зменшення здимання підосви, на основі яких розроблена система «підосва-анкери-шпали-рейки» для запобігання здимання підосви.*

**Ключові слова:** *підготовча виробка, здимання, кріплення підсилення, чисельне моделювання.*

*Изложены результаты исследования влияния крепи усиления на уменьшение пучения почвы, на основе которых разработана система «почва-анкеры-шпалы-рельсы» для предотвращения пучения почвы.*

**Ключевые слова:** *подготовительная выработка, пучение, крепь усиления, численное моделирование.*

Поддержание подготовительных выработок является вспомогательным, трудоёмким, но необходимым процессом для обеспечения их устойчивости. На шахтах Украины по данным ДонУГИ этими работами занято 32 тысячи человек; трудоёмкость составляет 80-85 чел.-см. на 1000 тонн добычи угля [1]. Потеря устойчивости выработок происходит в 70% случаев от пучения почвы, последствия которого ликвидируют в основном вручную.

Изучению пучения почв в подготовительных выработках посвящено большое количество научных работ, разработаны десятки способов уменьшения или предотвращения пучения путём локального воздействия на массив, которые, однако, практически не применяются на производстве. Сложно объяснить этот факт, выделить основные причины этого: недостаточная эффективность, большие затраты, сложные технологии и оборудование, установившиеся традиции, социальный фактор.

Для производства актуально создание простого технологичного способа с малыми затратами на предотвращение пучения. На основе механического воздействия на почву известны предложения применять:

крепь усиления [2], канаты поперёк выработки [3], анкеры в почве, соединённые швеллерными балками [4] или упругими элементами [5] для механического воздействия на почву. Недостатки рассмотренных выше способов: большие затраты на материалы и выполнение работ по анкеро-ванию почвы; загромождение сечения выработки дополнительной крепью. Установлено положительное влияние нагрузки от веса стоящего на рельсах энергопоезда на уменьшение величины и изменение геометрической формы контура выработки [3, 6]. В связи с этим несмотря на то, что основная функция крепи усиления увеличить реакцию рамной крепи, уменьшить опускание кровли, возможно применить её для уменьшения пучения почвы.

В статье предложен новый способ предотвращения пучения почвы в выработках на основе механического воздействия на почву через шпалы и рельсы рельсового пути.

Объект исследования – пучение почвы в подготовительных выработках.

Предмет исследования – способы предотвращения пучения почвы в подготовительных выработках.

Цель – разработать способ механического воздействия на почву для предотвращения её пучения в подготовительных выработках.

Первоначально были проанализированы 47 патентов на способы предотвращения пучения почвы выработок. В 23 из них предусмотрена разгрузка массива горных пород вокруг выработок, в 8 патентах – упрочнение пород и в 16 – комбинированное воздействие на массив. Для сравнения были отобраны пять патентов, в которых обоснованы следующие воздействия на массив:

- 1) взрывание камуфлетного заряда в почве;
- 2) щель в почве выработки;
- 3) щель по угольному пласту в боках выработки;
- 4) анкерование почвы;
- 5) силовое воздействие на почву крепью усиления.

В шестом (контрольном) варианте воздействие на массив не предусмотрено. В патентном поиске и расчётах напряжённо-деформированного состояния массива вокруг выработок методом конечных элементов принимал участие магистрант Кладько Д.В.

Объёмная модель массива горных пород для численного моделирования имела размеры: высота 1143 м, длина 60 м, ширина 500 м. Она включала: подготовительную выработку трапециевидного сечения высотой 2,5 м, шириной по почве 5 м, проведённую без подрывки кровли; лаву длиной 250 м; массив с другой стороны выработки размером 245 м. Мощность пласта 1,0 м, глубина разработки 993 м. Непосредственная кровля представлена алевролитом. В непосредственной почве залегает



слой алевролита мощностью 1,0 м, ниже которого – аргиллит мощностью 3,5 м, и ниже песчаник. Для расчётов применялся программный комплекс «Ли́ра 9.2».

На рисунке 1 приведены диаграммы относительных поднятий почвы и горизонтальных напряжений в поперечном сечении выработки для сравниваемых вариантов впереди лавы вне зоны её влияния.

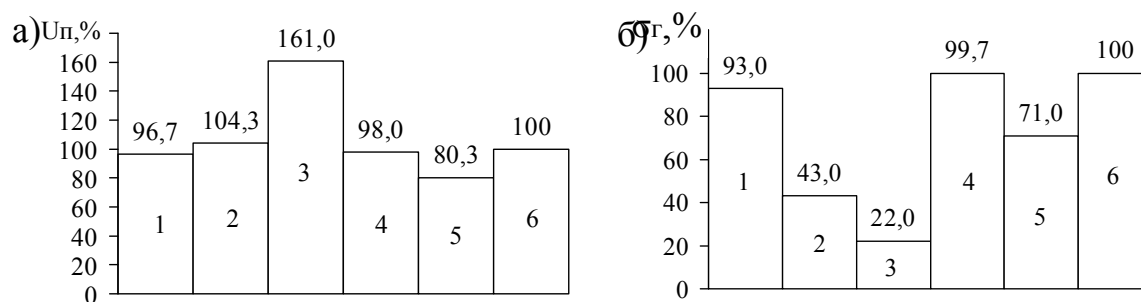


Рисунок 1 – Относительные величины пучения почвы (а), горизонтальных напряжений (б) в поперечном сечении выработки для способов 1...6

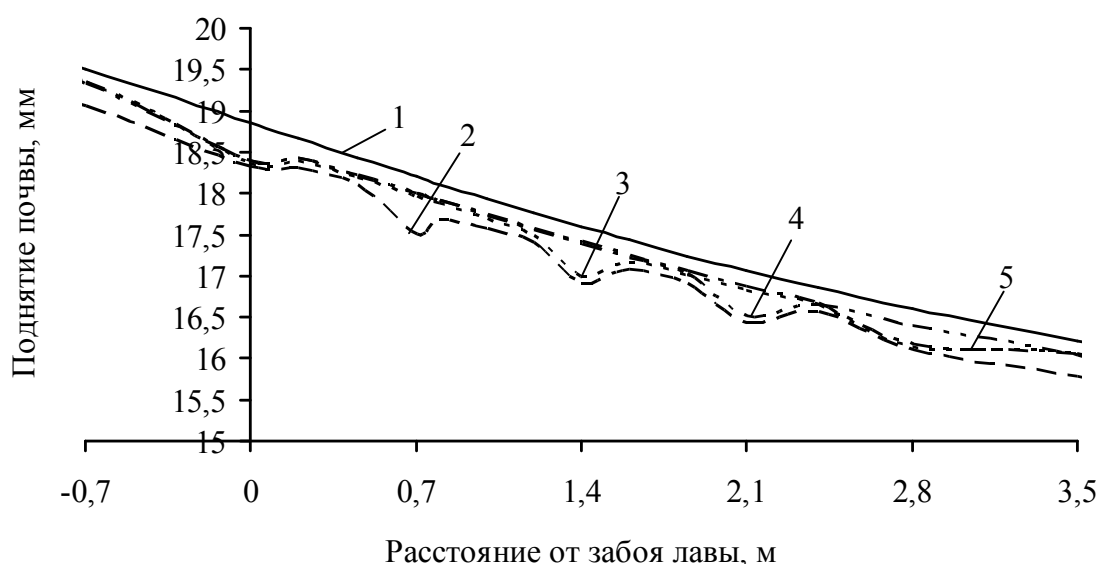
Наибольшее пучение и наименьшие горизонтальные напряжения в почве для 3 способа – образование щели по угольному пласту. Аналогичные результаты приведены в работе [7]. Наименьшее пучение и меньшие напряжения по сравнению с базовым вариантом получены при силовом воздействии на почву (вариант 5). Эти результаты послужили основанием для более глубокого изучения силового воздействия на почву выработок методом конечных элементов, для чего составлена новая модель.

Размеры модели: высота 914 м; длина по простиранию – 650 м, по падению – 408 м. Модель включает откаточный и вентиляционный штреки, лаву длиной 200 м, ниже массив угля, выше вентиляционного штрека выработанное пространство соседней лавы.

Горно-геологические условия: мощность угольного пласта 1,25 м; непосредственная кровля представлена аргиллитом мощностью 5,75 м; в почве – аргиллит мощностью 0,75 м, затем слой алевролита – 1,4 м, ниже которого песчаник. Горнотехнические условия: арочная форма сечения выработки; высота 3,0 м, ширина 4,0 м. В качестве крепи усиления откаточного штрека применяются гидравлические стойки или стойки трения, которые установлены на концах лежней на расстояниях от 0,7 до 2,8 м вдоль выработки кратно 0,7 м.

Напряжённо-деформированное состояние массива пород в окрестности откаточного штрека исследовано на выделенной из общей модели части, размеры которой: высота 914 м, ширина 134 м, длина 650 м; узлам заданы перемещения, полученные при решении задачи для общей модели.

На рисунке 2 показано изменение величин поднятия почвы вдоль выработки в зависимости от расстояния между гидравлическими стойками крепи усиления с номинальным сопротивлением 0,35 МН. Пучение почвы приведено для середины выработки: наибольшее её значение для базового варианта и меньшее при применении крепи усиления, особенно при минимальном шаге ее установки (0,7 м). Наблюдается сложный характер взаимодействия стоек и почвы в зоне наибольших напряжений в массиве пород перед лавой.

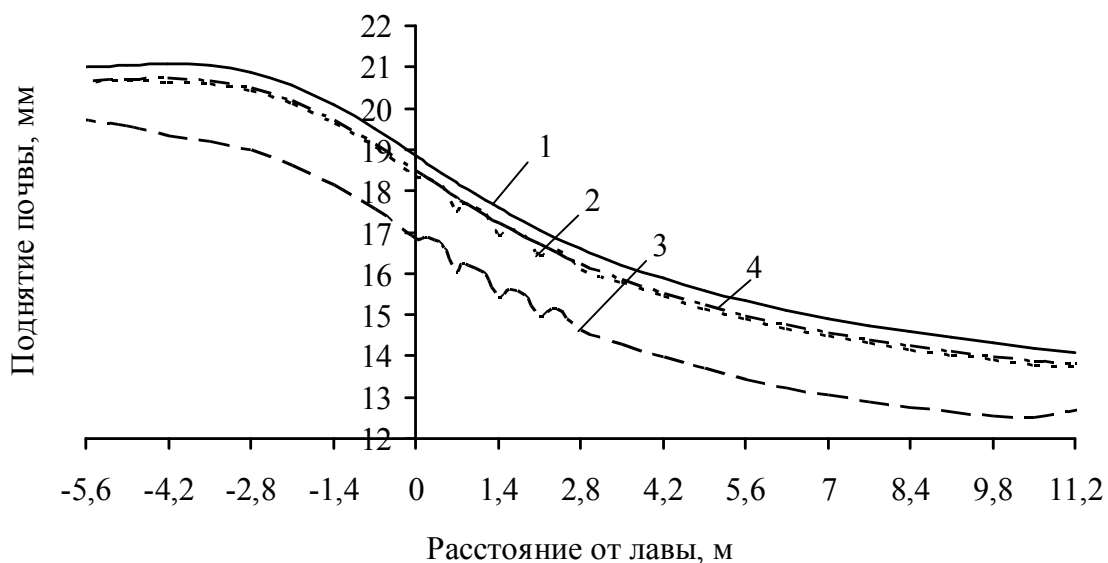


1 - — без крепи усиления; с крепью усиления при шаге установки:  
2 - — — 0,7 м; 3 - ..... 1,4 м; 4 - — . . . 2,1 м; 5 - — . — 2,8 м

Рисунок 2 – Поднятия почвы вдоль выработки

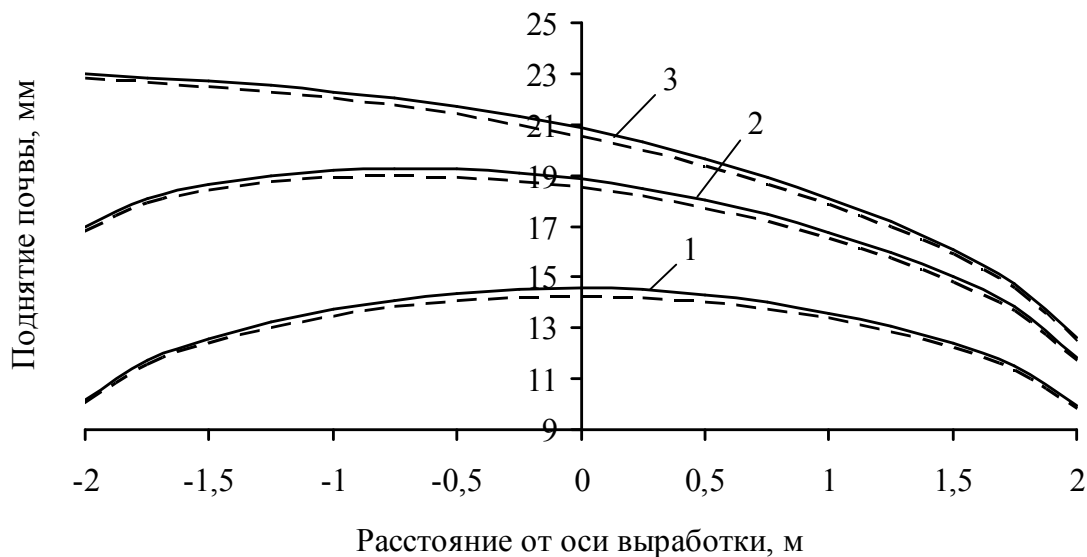
На рисунке 3 кривые 1 и 2 соответствуют пучению почвы для базового варианта и применении крепи усиления, установленной через 0,7 м вдоль выработки, а кривая 3 характеризует зависимость пучения почвы при максимально возможной реакции крепи усиления (7,0 МН), состоящей из двух гидравлических стоек современных механизированных крепей. Описание опыта применения такой крепи приведен в статье [8]. Кривая 4 характерна для воздействия на почву стоек нарастающего сопротивления, жесткость которых  $5 \cdot 10^2$  МН/м. В отличие от гидравлических стоек реакция крепи нарастающего сопротивления зависит от

пучения почвы, которое неравномерно по сечению выработки, что показано на рисунке 4.



1 - — без крепи усиления; гидравлическая крепь усиления:  
2 - ..... 0,7 МН; 3 - — 7 МН; 4 - — нарастающего сопротивления  
жёсткостью  $5 \cdot 10^2$  МН/м

Рисунок 3 – Поднятие почвы вдоль выработки в зависимости от расстояния до очистного забоя и величины сопротивления крепи



— без крепи усиления; ..... с крепью усиления  
на расстоянии от лавы: 1 – 8,4 м впереди 2 – на линии забоя;  
3 – 7,8 м позади

Рисунок 4 – Пучение почвы по ширине выработки

На рисунке 4 показаны кривые поднятия почвы по ширине выработки, которые симметричны только впереди лавы (кривая 1) и больше в 1,4 раза со стороны выработанного пространства (кривая 2) на линии очистного забоя, и в 1,9 раза за лавой (кривая 3). Эту неравномерность необходимо учитывать при определении параметров силового воздействия на почву.

Таким образом, установлено: влияние крепи усиления на уменьшение пучения почвы даже на стадии упругого деформирования; значительное влияние величины реакции крепи; неравномерное поднятие почвы и увеличение в связи с этим реакции крепи нарастающего сопротивления со стороны выработанного пространства.

Конечно, крепи усиления с максимальными реакциями, если и необходимы, то для усиления рамной крепи. Силовое воздействие на почву предусматривается создать иным способом, средствами.

Результаты выполненных исследований влияния силового воздействия крепи усиления в широком диапазоне их параметров на пучение почвы послужили основой для разработки способа предотвращения поднятия почвы горных выработок [9] и устройства для его осуществления [10] путем создания системы «почва-анкеры-шпалы-рельсы», при котором затраты на материалы и работы на его осуществление в 2 – 4 раза меньше.

Направления дальнейших исследований – геомеханическое обоснование параметров способа, средств силового воздействия на почву для предотвращения ее пучения в выработках, установления области и эффективности применения.

### **Библиографический список**

1. Байсаров Л.В., Ильяшов М.А., Демченко А.И. *Геомеханика и технология поддержания повторно используемых горных выработок*. Днепропетровск: ЧП «Лири ЛТД», 2005. – 240 с.
2. Зборщик М.П., Ильяшов М.А. Пути уменьшения выдавливания пород почвы в участковых выработок // *Уголь Украины*. – 2008. – №11. – С. 13-17.
3. Негрей С.Г. О возможности предотвращения повторного пучения пород почвы горных выработок после их подрывки // *Вісті Донецького гірничого інституту*. – 2005. - №2. – С. 65-68.
4. Сребный И.И. Новые виды шахтной крепи. Справочник. Часть I / И.И. Сребный, В.Е. Корневский. – М. Углетехиздат, 1956. – 504 с.
5. Способ и устройство для крепления грунта. Патент США 4632605, т. 1073, №5 МКП<sup>4</sup> E21D 20/00. Оpubл. 86.12.30. Изобретения стран мира, сб. 53, №20.

6. Литвинский Г.Г., Фесенко Э.В. Устойчивость слоистой почвы штреков // Сб. научн. трудов ДГМИ. – Алчевск: ДГМИ, вып. 17. – С. 67-75.

7. Баймульдин М.К., Халяфутдинов М.Р., Ламатин Д.П. Механизм защитного действия вертикальных разгрузочных щелей // Сб. «Вопросы крепления и поддержания горных выработок в сложных горно-геологических условиях». – Караганда, 1986. – С. 45-51.

8. Андреев А.А. Печорская технология подземной угледобычи // Уголь. – 2001. - №1. – С. 9-11.

9. Патент 43794 Украина, МПК (2009) E21D 21/00 Спосіб запобігання випиранню підшви гірничих виробок / Клішин М.К., Склепович К.З., Касьян С.І., Кізіяров О.Л. (Україна) Донбас. держ. техн. ун-т. - №U200904851, заявл. 18.05.2009; опубл. 25.08.2009, Бюл. №16.

10. Патент 46391 Украина, МПК (2009) E21D 21/00 Анкерне кріплення підшви гірничих виробок / Клішин М.К., Склепович К.З., Касьян С.І., Кізіяров О.Л. (Україна) Донбас. держ. техн. ун-т. - №U200904803, заявл. 18.05.2009; опубл. 25.12.2009, Бюл. №24.

*д.т.н. Бабиюк Г.В.,  
к.т.н. Кирьязов П.Н.,  
Ермаков А.Н.  
(Дон ГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **МОДЕЛИРОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ПОРОД В НАДРАБОТАННОМ ПОРОДНОМ МАССИВЕ**

*Порівнянням двох кінцево-елементних методів обґрунтована методика об'ємного моделювання пружно-деформованого стану породного масиву навколо виробленого очисними роботами простору. Продемонстрована мінливість умов спорудження виробок у надробленому породному масиві.*

**Ключові слова:** моделювання, напруження, переміщення, породний масив, виробка, надробка.

*Сравнением двух конечно-элементных методов обоснована методика объемного моделирования напряженно-деформированного состояния породного массива вокруг выработанного очистными работами пространства. Продемонстрирована изменчивость условий сооружения выработок в надработанном породном массиве.*

**Ключевые слова:** моделирование, напряжения, перемещения, породный массив, выработка, надработка.

**Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.** Надработка породных массивов и выработок является наиболее часто встречающимся видом геомеханического воздействия очистных работ при нисходящем порядке разработки сближенных угольных пластов. При первоначальной отработке верхнего пласта, т.е. при надработке, породный массив в месте залегания нижнего пласта подвергается сложному процессу последовательного нагружения и разгрузки, в результате чего породы изменяют свое исходное напряженно-деформированное состояние и физико-механические свойства: уплотняются в зонах опорного давления и разрыхляются в зонах разгрузки. Поэтому при ведении очистных работ и проведении подготовительных выработок по надработанному массиву выбор технологических параметров может быть аргументировано обоснован лишь с учетом изменения напряженно-

деформированного состояния пород в конкретной горно-геологической обстановке.

**Анализ последних достижений и публикаций.** Вследствие сложности задачи аналитические решения, основанные на методах механики сплошной среды, по определению напряженно-деформированного состояния пород вокруг очистных выработок не многочисленны [1, 2, 3 и др.]. Имеющиеся решения дают приближенные результаты, так как они основаны на ряде идеализаций при постановке задачи, что ограничивает область их практического использования.

Существующие нормативные документы [4] по прогнозированию смещений породного контура выработок и определению параметров их охраны, основанные на большом объеме шахтных инструментальных наблюдений в надрабатываемых выработках, не содержат сведений о напряженно-деформированном состоянии пород, а лишь дают обобщенные эмпирические зависимости по определению размеров зон влияния опорного давления и разгрузки.

Для решения практических вопросов обеспечения устойчивости выработок и управления горным давлением необходимо иметь оперативную информацию о распределении напряжений и перемещений пород вокруг выработки. В этих случаях весьма эффективным является применение численных методов механики сплошной среды, в частности, метода конечных элементов (МКЭ) [5, 6]. Так, например, МКЭ применяют при изучении напряженно-деформированного состояния пород вокруг очистной выработки [7]. Этот метод позволяет поэтапно решать объемную задачу об устойчивости выработки при ее проведении [8]. В зарубежной практике МКЭ и измеренные смещения породного контура выработки используются не только для оценивания устойчивости породных обнажений [9], но и определения начального напряженного состояния массива путем решения обратной задачи [10].

**Постановка задачи.** Основной задачей настоящей работы являлась разработка методики исследования напряженно-деформированного состояния породного массива вокруг выработанного пространства методом конечных элементов для определения геомеханических параметров влияния наработки на устойчивость выработок, проводимых в изменчивых горно-геологических условиях. Решение общей задачи состояло из двух этапов. На первом этапе путем решения пространственной задачи с использованием крупной сетки оценивалось влияние очистных работ по вышележащему сближенному пласту на напряженное состояние породного массива в месте проведения выработок для подготовки выемочных столбов по нижележащему сближенному пласту. На втором этапе на более густой пространственной сетке моделировалось последовательное проведение выработки в заранее наработанном мас-



сиве, причем загрузка модели осуществлялась путем задания по периферии расчетной области перемещений, полученных из расчета более крупного фрагмента массива с очистной выработкой.

**Представление основного материала исследования.** Моделирование напряженно-деформированного состояния породного массива проведено для условий отработки сближенных пластов  $k_3^e$  и  $k_3^h$  на шахте «Перевальская» с целью установления изменчивости условий проведения четвертого западного бремсберга. Данная выработка предназначена для подготовки выемочного столба, отрабатываемого по восстанию. Бремсберг проводится под углом наклона  $10^\circ$  сверху вниз с горизонта 390 м на горизонт 492 м по пласту  $k_3^h$ , предварительно надрабoтанному очистными работами по пласту  $k_3^e$ , с прямоугольной формой поперечного сечения и нижней подрывкой пород. Выработку предполагается использовать вначале в качестве конвейерной, а затем – вентиляционной, поэтому она, кроме сложных условий проведения, будет еще дважды подвергаться воздействию очистных работ по собственному пласту.

Сближенные пласты  $k_3^e$  и  $k_3^h$  Каменской свиты, расположенные на расстоянии 9÷12 м друг от друга, относятся к тонким (0,6-0,8 м) и угрожаемым по внезапным выбросам угля и газа с глубины 230 м. Пласт  $k_3^h$ , по которому проводится выработка, имеет сложное строение и состоит из 4-х угольных пачек, разделенных прослойками аргиллита. Вмещающие пласт породы представлены переслаивающимися слоями аргиллита, алевролита и песчаника. Средневзвешенные по мощности значения сопротивления пород сжатию для кровли, почвы и боков выработки соответственно составляют  $R_{кр} = 47,4$  МПа,  $R_{пч} = 84,2$  МПа,  $R_{бок} = 41,6$  МПа. Несмотря на наличие в кровле пласта  $k_3^h$  алевролита и песчаника, отнести данные породы к устойчивым невозможно, так как многочисленные поверхности ослабления снижают прочность породы в массиве, особенно на растяжение.

Решение задачи о напряженно-деформированном состоянии надрабoтанного породного массива, в котором проводится выработка, производилось с использованием программного комплекса ЛИРА (ПК ЛИРА) [11], реализующего численное моделирование методом конечных элементов [6]. Структура и размеры большей пространственной модели породного массива (рисунок 1) устанавливались из условия, чтобы изменения напряжений и деформаций, вызванные выработанным пространством по пласту  $k_3^e$ , затухали к границе расчетного фрагмента, а размеры меньшей пространственной модели приняты такими, чтобы

силы и перемещения, задаваемые по периферии расчетной области, соответствовали напряженному состоянию массива, вмещающему сближенные угольные пласты  $k_3^6$  и  $k_3^H$ , после выемки пласта  $k_3^6$ .

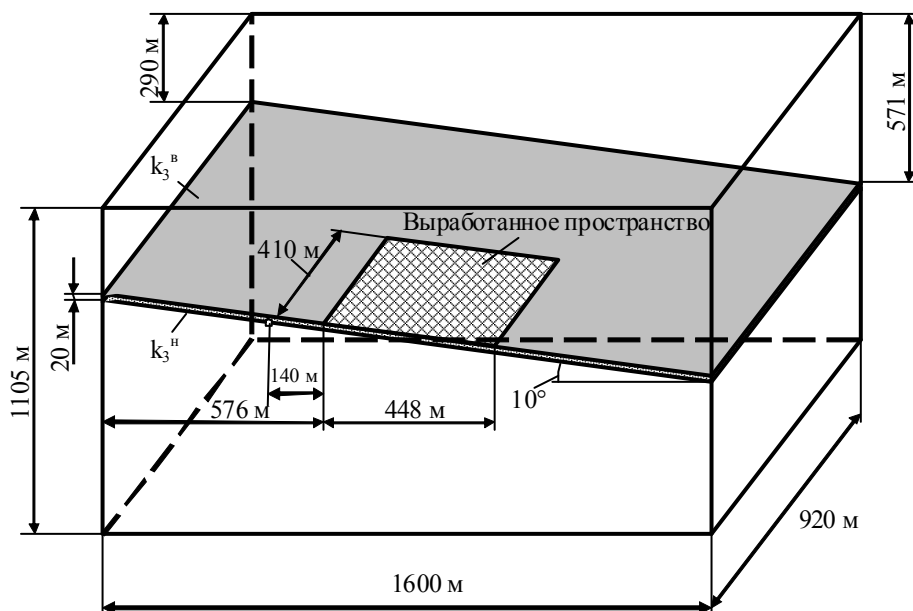


Рисунок 1 – Схема пространственной модели породного массива

Воспроизведение массива пород при решении задачи осуществлялось с использованием двух расчетных моделей, реализующих обычный и суперэлементный подходы [11]. Первая модель состояла из 8215 универсальных пространственных восьмиузловых изопараметрических конечных элементов (тип 36), предназначенных для прочностного расчета континуальных объектов и массивных пространственных конструкций. Общий вид пространственной конечно-элементной модели в окне графической среды ЛИРА-ВИЗОР показан на рисунке 2. Угольные пласты имитировались двумя наклонными слоями конечных элементов (толщиной 1 м) с расстоянием по вертикали между ними 20 м и углом наклона  $10^\circ$ . Для всех КЭ задавался коэффициент Пуассона  $\nu = 0,3$ . Модуль Юнга для КЭ, имитирующих верхний (вынимаемый) угольный пласт, принят равным  $E = 4,6 \times 10^5$  тс/м<sup>2</sup>. Для остальных КЭ задавался модуль Юнга  $E = 3 \times 10^6$  тс/м<sup>2</sup>. Ко всем конечным элементам модели прикладывалась равномерно распределенная нагрузка от собственного веса пород, величиной 2,7 тс/м<sup>3</sup>. Задача решалась в упругой постановке.

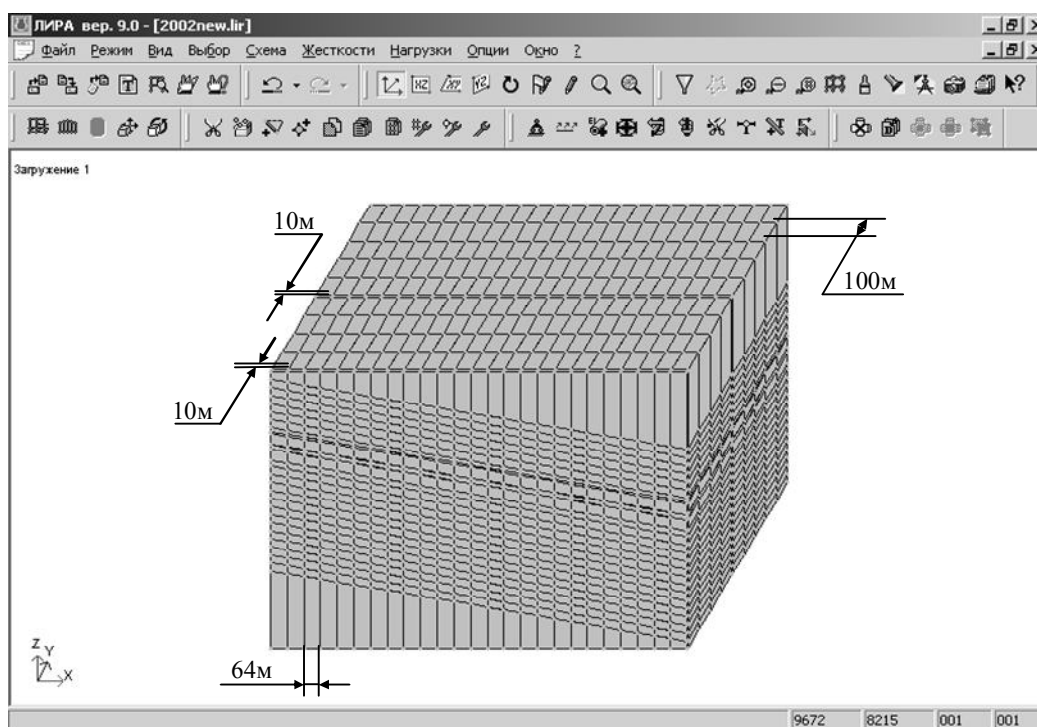


Рисунок 2 – Общий вид пространственной конечно-элементной модели породного массива в окне графической среды ЛИРА-ВИЗОР

Во второй расчетной модели был реализован суперэлементный подход. Использование суперэлементов целесообразно, когда размерность задачи при конечно-элементной разбивке превосходит возможности компьютера, если в задаче содержится большое количество идентичных конструктивных элементов, а также имеются типовые конструктивные элементы, которые уже были сформированы для ранее рассчитанных объектов, если расчетная схема задачи имеет локальное сосредоточение нелинейно деформируемых элементов. Все эти особенности характерны для решаемой задачи, поэтому для существенного сокращения времени счета в результате большой размерности задачи и учета нелинейной работы угольного пласта, расчеты были продублированы с использованием метода суперэлементов (МСЭ).

При суперэлементном подходе пространственная задача решалась в упрощенном виде на вертикальных плоских фрагментах массива. Такой подход в работе [11] называется псевдопространственным. С его помощью можно существенно сократить продолжительность расчета, так как в схеме имеются одинаковые суперэлементы. Для этого нужно проделать все вычисления для одного из суперэлементов и полученные результаты использовать для остальных элементов этого же типа. Такой подход справедлив и в том случае, когда суперэлементы одного типа

различно ориентированы относительно глобальной системы координат основной схемы.

Общий вид расчетной модели и отдельного суперэлемента представлен на рисунке 3, а конструкция суперэлементов в области нетронутого массива и выработанного пространства – на рисунке 4. Модель состояла из пятидесяти суперэлементов, ориентированных в вертикальной плотности и имеющих толщину 1 м. Ширина каждого суперэлемента составляла 32 м, высота – 766 м. Суперэлементы состояли из универсальных пространственных изопараметрических восьмиузловых (тип 36) КЭ и шестиузловых (тип 34) КЭ. В верхней и нижней частях суперэлементов размеры КЭ составляли  $32 \times 32 \times 1$  м с постепенным сгущением сети КЭ к середине модели. Средняя область суперэлемента, разбитая на КЭ размером  $1 \times 1 \times 1$  м, имела высоту 94 м и включала слои, имитирующие угольные пласты, вмещающие их породы и породы междупластья. Суперэлементы, представляющие область нетронутого массива, состояли из 3211 КЭ, а в области выработанного пространства – 3179 КЭ. В целом расчетная модель была представлена 160202 КЭ. Коэффициент Пуассона в суперэлементной модели для всех КЭ также принят равным  $\nu = 0,3$ . Модуль Юнга для КЭ, относящихся к обоим угольным пластам, принят равным  $E = 4,6 \times 10^5$  тс/м<sup>2</sup>, а для остальных КЭ –  $E = 3 \times 10^6$  тс/м<sup>2</sup>. Выработанное пространство имитировалось последовательным удалением КЭ в угольном слое.

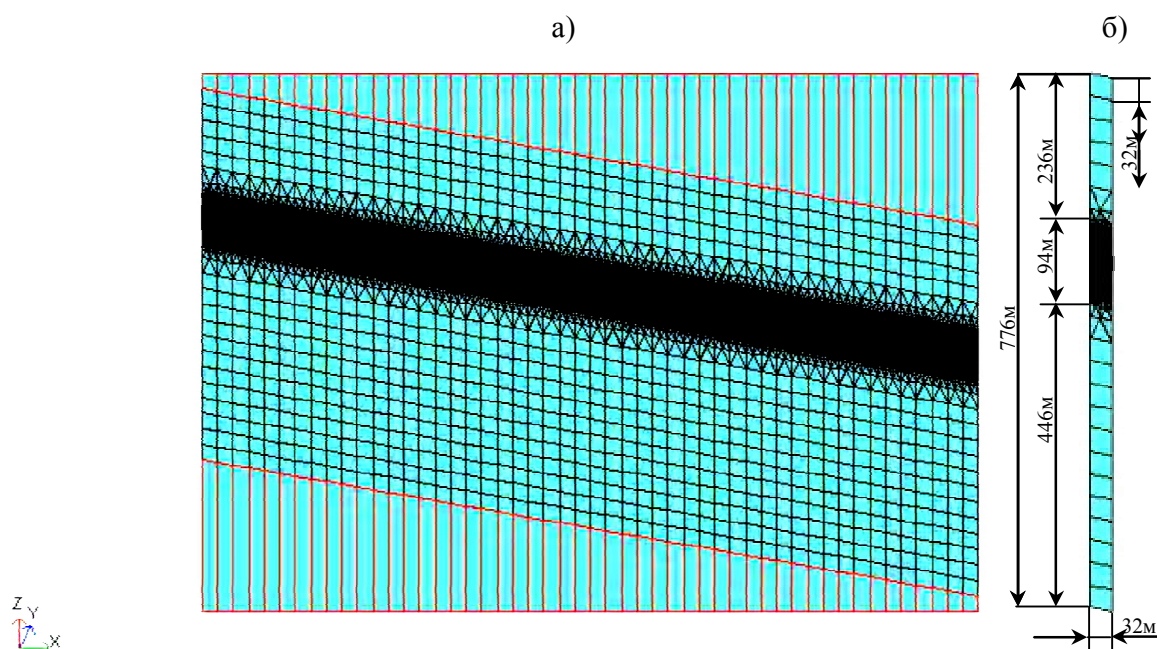


Рисунок 3 – Общий вид суперэлементной расчетной модели (а) и отдельного суперэлемента (б)

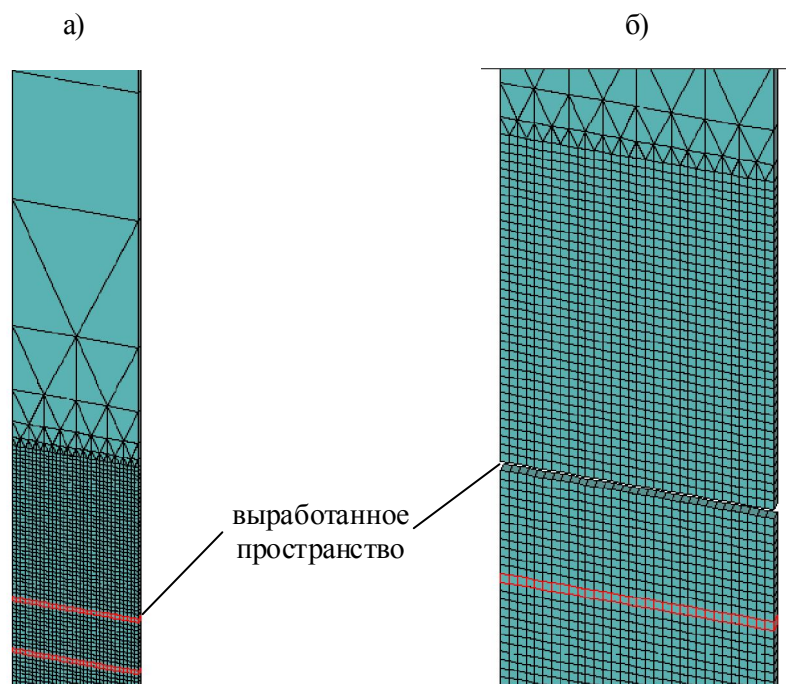


Рисунок 4 – Фрагменты суперэлементов, имитирующих область перехода к нетронутому массиву (а) и область в зоне влияния выработанного пространства (б)

Информацией о наличии суперэлементов в расчетном алгоритме является их особая индексация в исходных данных. Каждый суперэлемент описывается и задается полным комплектом документов, как для отдельной расчетной схемы, за исключением некоторых изменений. После ввода исходных данных производится проверка на наличие в них суперэлементов. При наличии суперэлементов организуется последовательный ввод исходных данных для каждого типа суперэлемента. Построение матрицы жесткости и определение супернагрузок (приведение нагрузки с области суперэлемента в суперузлы) реализованы, как отдельный специально построенный расчет.

Полученная система канонических уравнений обрабатывается неполным прямым ходом по методу Гаусса до неизвестных, относящихся к суперузлам. Необработанная часть системы канонических уравнений является искомой матрицей жесткости рассчитываемого суперэлемента и записывается в соответствующие наборы данных. При этом суперузлы для суперэлемента нумеруются в последнюю очередь. Связанные с этим затруднения в ПК ЛИРА преодолены следующим образом. Во-первых, нумерация степеней свободы для суперузлов (с учетом того, что они должны иметь последние номера) производится автоматически, что позволяет не заботиться о порядке нумерации узлов суперэлемента. Во-вторых, в ПК ЛИРА реализован метод Гаусса, использующий существен-

ную «разрыхленность» матрицы канонических уравнений, то есть некий симбиоз ленточного Гаусса, Гаусса с учетом «небоскребной структуры», фронтального метода и метода «спринт». В этом случае система уравнений составляется в компактной форме с учетом расположения ненулевых элементов в системе уравнений, а их разворачивание производится только в процессе исключения.

Аналогичным образом производится определение супернагрузок. Если нагрузка распределена по области суперэлемента, то выполняется построение столбцов правых частей канонической системы, а их обработка производится неполным прямым ходом по методу Гаусса. Необработанные элементы столбцов являются супернагрузками для рассматриваемого суперэлемента и записываются в соответствующие наборы данных. После этого, путем решения системы канонических уравнений основной схемы, определяются перемещения суперузлов. Затем производится расчет каждого суперэлемента, который, по сути, является расчетом на заданные перемещения, а именно, перемещения суперузлов, полученные из расчета основной схемы. Здесь используется уже имеющаяся система канонических уравнений суперэлемента, обработанная неполным прямым ходом по методу Гаусса. Для нее выполняются несколько (по количеству загрузок) обратных ходов. И, наконец, вычисляются перемещения внутренних узлов суперэлемента и определяются остальные компоненты напряженно-деформированного состояния массива.

Выполненные расчеты напряженно-деформированного состояния породного массива в области выработанного пространства при обычном и суперэлементном подходах дали близкие, а в областях, удаленных от мест концентрации напряжений, практически идентичные результаты. Однако при обычном подходе напряжения в зонах опорного давления имеют меньшее значение коэффициента концентрации. В целом же поле распределения напряжений в обычной КЭ модели более детально характеризует особенности напряженно-деформированного состояния пород в надработанной толще (рисунок 5 и рисунок 6), где можно выделить три характерные зоны: сжатия, разгрузки и уплотнения пород.

Под влиянием опорного давления вблизи кромки разрабатываемого пласта происходит сжатие пород, причем максимальное значение коэффициента концентрации напряжений в этой зоне для обычной задачи равно  $k_{\sigma}=2,9$  со стороны падения и  $k_{\sigma}=1,6$  со стороны восстания, а для суперэлементной задачи соответственно  $k_{\sigma}=4,25$  и  $k_{\sigma}=2,8$ . Зона опорного давления распространяется на расстояние свыше 150 м, а пик вертикальных напряжений находится от кромки пласта на расстоянии 30 м.

Размер зоны разгрузки не превышает 60 м, а вертикальные напряжения в ней меняют знак, т.е. становятся растягивающими. Это объясняется тем, что при разработке вышележащего пласта в результате зависания пород над выработанным пространством лавы снижается нагрузка на породы, залегающие ниже пласта. Поэтому в этой зоне породы надработанной толщи пригружены только весом междупластья и за счет упругого восстановления расширяются. В связи с этим выработки в зоне разгрузки находятся в благоприятных условиях и не испытывают повышенного горного давления, а форма проявления горного давления в них будет соответствовать преимущественному боковому давлению.

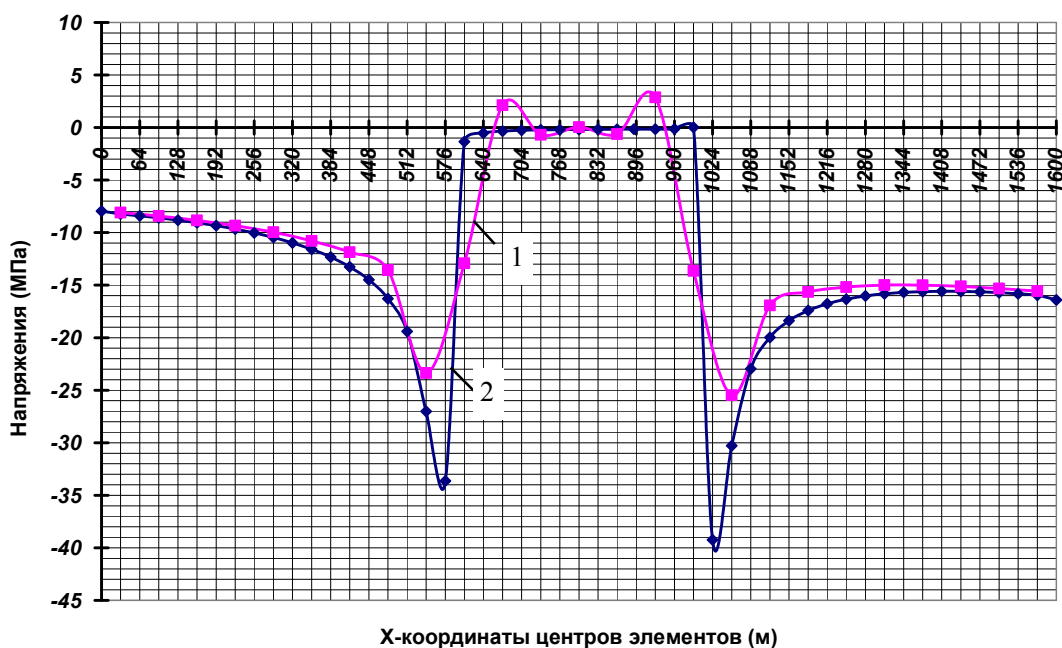


Рисунок 5 – Вертикальные напряжения  $N_z$  в месте проведения выработки, полученные при решении обычной (1) и суперэлементной (2) задач

В зоне уплотнения в результате прогиба пород кровли на расстоянии свыше 60 м от кромки пласта кровля входит в контакт с почвой, поэтому вертикальные напряжения в междупластье становятся сжимающими, а их величина существенно ниже, чем в ненарушенном породном массиве. Следовательно, под действием веса вышележащих пород в этой зоне будет происходить медленное уплотнение надработанной толщи, которая остается загруженной в основном горизонтальными напряжениями.



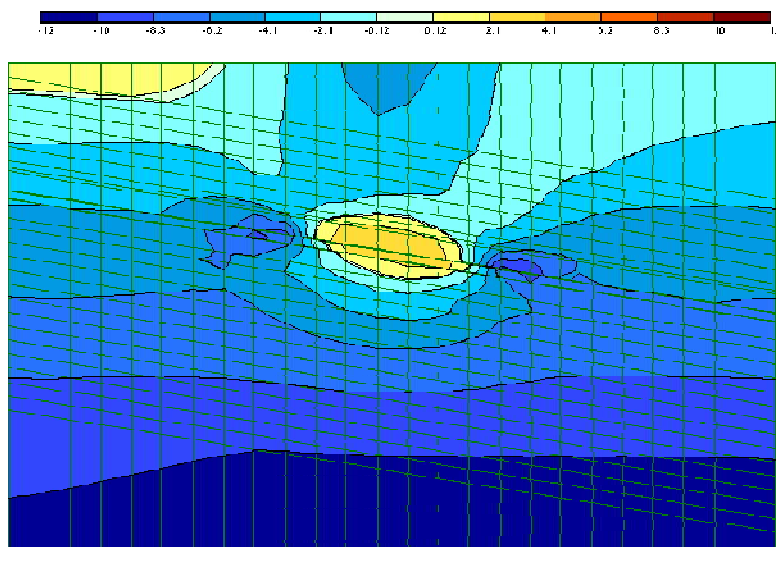
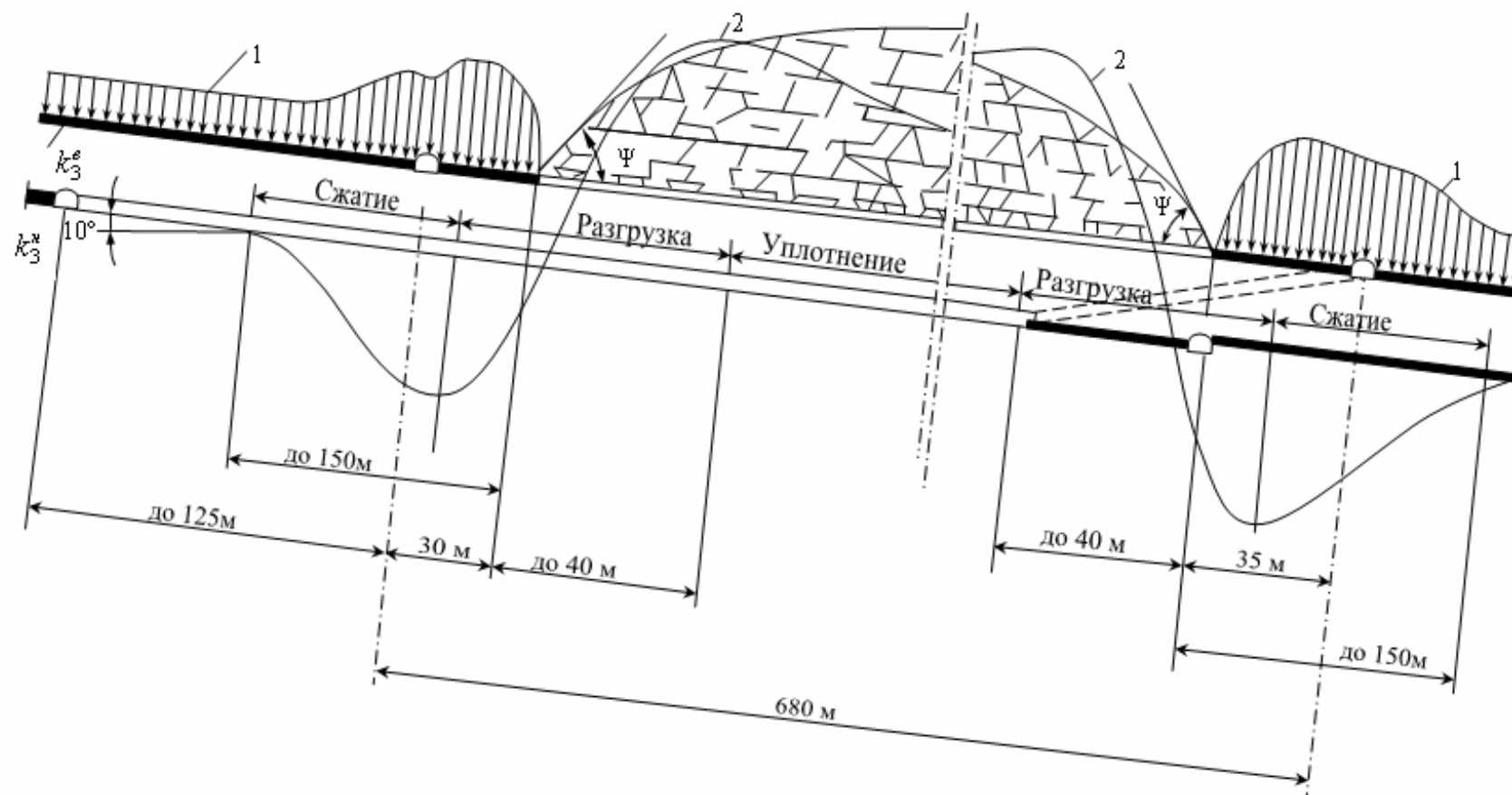


Рисунок 6 – Картина распределения напряжений  $N_z$  вокруг выработанного пространства в вертикальной плоскости, полученная при расчете на обычной КЭ-модели

Таким образом, в результате первого этапа моделирования установлено, что надработка породного массива приводит к качественному и количественному изменению напряженно-деформированного состояния пород междупластья. На основе результатов моделирования построена расчетная схема (рисунок 7) для выбора параметров крепления наклонных выработок. Вдоль трассы 4-го западного бремсберга (рисунок 7) напряжения не только возрастают в результате увеличения глубины, но и постоянно изменяются как по величине, так и по направлению из-за влияния очистных работ по пласту  $k_3^6$ . Поэтому условия сооружения бремсберга являются нестационарными, что предполагает дифференцированный выбор типа и параметров крепи в каждой из специфических зон, характеризующимися квазистационарными условиями.

**Выводы.** Численное объемное моделирование методом конечных элементов позволяет исследовать напряженно-деформированное состояние пород вокруг очистной выработки. Если мощность разрабатываемого пласта невелика, то перемещения пород кровли, обусловленные упругим деформированием, могут оказаться достаточными для взаимодействия почвы и кровли пласта в выработанном пространстве, что обеспечивает подобие процессу деформирования пород с плавным опусканием кровли и с высокой достоверностью воспроизводит напряженно-деформированное состояние пород почвы пласта в зоне надработки.



1 – график опорного давления по пласту  $k_3^e$

2 – кривая относительных деформаций пласта  $k_3^h$

Рисунок 7 – Вертикальный разрез по 4-му западному бремсбергу пласта  $k_3^h$

### **Библиографический список**

1. Гмошинский В.Г. Горное давление на пологий угольный пласт в окрестности выработок / В.Г. Гмошинский // Уголь. – 1957. – №6. – С.7-10.
2. Протосеня А.Г. Оценка влияния очистных работ на напряженное состояние массива вблизи горной выработки / А.Г Протосеня // Сб.: Современные вопросы шахтного строительства. – Л.: ЛГИ, 1971. – С.16-22.
3. Литвинский Г.Г. Закономерности изменения напряженного состояния при ведении очистных работ / Г.Г. Литвинский // Сб. науч. трудов: Строительство шахт, механика и разрушение горных пород. – Алчевск: ДГМИ, 1996. – С.71-80.
4. Указания по рациональному расположению, охране и поддержанию горных выработок на угольных шахтах СССР / Минуглепром СССР – Л.: ВНИМИ, 1986. – 222с.
5. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике / О. Зенкевич. – М.: Мир, 1975. – 539с.
6. Фадеев А.Б. Метод конечных элементов в геомеханике / А.Б. Фадеев – М.: Недра, 1987. – 221с.
7. Комиссаров С.Н. Управление массивом горных пород вокруг очистных выработок / С.Н. Комиссаров. – М.: Недра, 1983– 237с.
8. Виттке В. Механика скальных пород: пер. с нем. / В. Виттке. – М.: Недра, 1990. – 439с.
9. Yang L. Sterling R.L. Back analysis of rock tunnel using boundry element method / I. Geotechn. Eng. – 1989. – 115, № 8. – pp. 1163-1169.
10. Hisatake M. Assessmet of tunnel face stability bu back analysis / Field Meas. Geomech: Proc. 2and Int Sym., Kobe, 6-9Apr. 1987. Rotterdam, Brookfield, 1988. – pp. 1217-1224.
11. Лантух-Лященко А.И. Лира. Программный комплекс для расчета и проектирования конструкций: учеб. пособие / А.И. Лантух-Лященко – К. – М.: 2002. – 312с.

*д.т.н. Корнеев С.В.,  
Доброногова В.Ю.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **РЕГУЛИРОВАНИЕ НАТЯЖЕНИЯ ЦЕПЕЙ ЗАБОЙНЫХ СКРЕБКОВЫХ КОНВЕЙЕРОВ**

*Наведені залежності для розрахунку поточних і середньозважених натягувань тягового органу вибійних скребкових конвеєрів з автоматичним натягувальним пристроєм. Проведений розрахунок і аналіз ефективності регулювання натягування тягового органу за фактором зношування ланцюгів.*

**Ключові слова:** вибійний скребковий конвеєр, зношування ланцюгів, регулювання натягування, довговічність.

*Приведены зависимости для расчета текущих и средневзвешенных натяжений тягового органа забойных скребковых конвейеров с автоматическим натяжным устройством. Произведен расчет и анализ эффективности регулирования натяжения тягового органа по фактору износа цепей.*

**Ключевые слова:** забойный скребковый конвейер, износ цепей, регулирование натяжения, долговечность.

Долговечность тягового органа (ТО) забойных скребковых конвейеров (ЗСК) остается крайне низкой. При заданном ресурсе конвейеров от 0,7 до 3 млн. т угля средний ресурс ТО на шахтах Донбасса составляет 280 тыс. т. Потребность в высоконадежных ТО особенно актуальна в связи с резким возрастанием установленной мощности привода конвейеров, что вызвано усложнением горно-геологических условий добычи угля, увеличением длины выемочных столбов до 2...2,5 км и переходом на отработку пластов лавами длиной 250...400 м. Тяговый орган подвержен комплексному влиянию силовых и кинематических факторов, абразивной и агрессивной окружающей среды. Причинно-следственные связи между воздействиями и видами повреждений, которые приводят к отказу ТО или к его предельному состоянию, отражены на рисунке 1. Основным показателем, определяющим предельное состояние ТО, является износ цепей. Согласно нормативным требованиям [1] цепь должна быть заменена, если износ или коррозия боковых поверхностей вертикальных звеньев составляют более 20%, из-

нос внутренних поверхностей дуг звеньев – свыше 5%, в остальных местах – более 10%. Увеличение шага при износе внутренних поверхностей дуг может привести к нарушению нормального функционирования конвейера из-за схода цепи со звездочек.

Одним из направлений повышения долговечности ТО является повышение его сопротивляемости нагрузкам путем совершенствования конструкции и технологии изготовления цепей, улучшения их физико-механических свойств. Все известные в мире производители цепей проводят оптимизацию химического состава металла, из которого изготавливаются цепи, и режимов термообработки. В результате специальной термической обработки обеспечивается повышение твердости работающих на истирание дуг звеньев цепи и пластичности прямых участков, что снижает чувствительность цепей к переменным нагрузкам, обеспечивается сбалансированное соотношение их разрывной прочности, усталостной долговечности и износостойкости. В настоящее время это направление себя практически исчерпало.

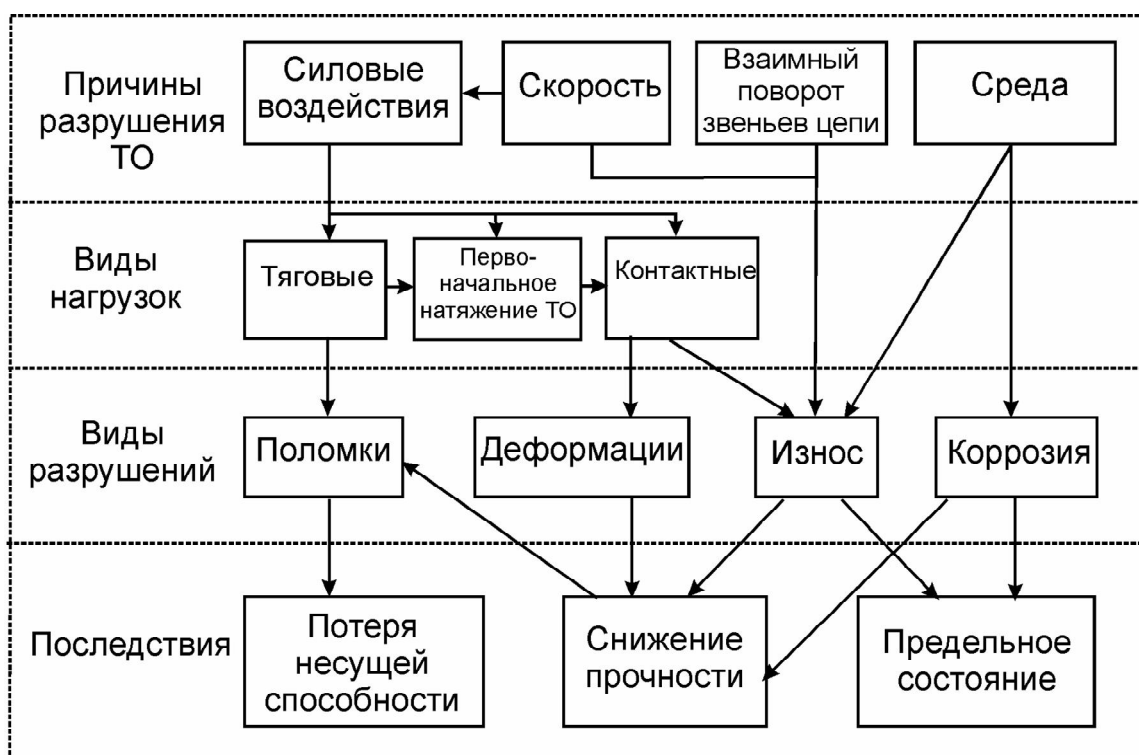


Рисунок 1 – Схема причинно-следственных связей при повреждении тягового органа забойных скребковых конвейеров

Известно также, что ресурс ТО по фактору износа шарниров цепей пропорционален натяжениям на звездочках, где происходит взаимный поворот звеньев цепей [2]. Отсюда следует второе, не менее

важное направление улучшения показателей надежности ТО – снижение уровня его натяжений, включающих статическую и динамическую компоненты.

Необходимый уровень статических натяжений обеспечивается в результате нерегулируемого предварительного натяжения цепей или его регулирования в процессе эксплуатации.

В случае применения нерегулируемого натяжного устройства первоначальное натяжение ТО назначается в расчете на ожидаемую максимальную загрузку конвейера. Тогда при меньшей загрузке, которая вследствие перемещения выемочной машины вдоль конвейера ТО может снижаться до нуля, может значительно превысить уровень, достаточный для нормальной работы конвейера. Завышенные в среднем натяжения ТО приводят к повышенному износу поверхностей дуг звеньев цепей, в сочетании с динамическими нагрузками к снижению усталостной долговечности цепей, поломке приводных звездочек, увеличению потребляемой мощности электропривода и ее колебаниям, возможно, к пластическим деформациям звеньев цепи. При неконтролируемом процессе монтажного натяжения ТО возможны также и заниженные значения первоначальных натяжений в ТО, что может привести к образованию недопустимой слабину в ТО, стопорению, образованию петель в цепях, их «подпрыгиванию» над звездочками и, как следствие, к отказам конвейера.

Повышение эффективности конвейера может быть достигнуто путем регулирования натяжения, например, посредством автоматических натяжных устройств (АНУ), обычно с объемным гидроприводом, на что указывается в работах [3, 4, 5]. Вместе с тем недостаточная обоснованность критериев эффективности регулирования натяжения при различных компоновках привода, законах регулирования натяжения и условиях эксплуатации является фактором, сдерживающим применение АНУ.

Определение критериев эффективности и законов управления АНУ может быть произведено на основе расчетов статических натяжений ТО.

В настоящее время расчет натяжений производится по методике [6], согласно которой предполагается нерегулируемое натяжение, загрузка рештачного става расчетным грузопотоком по всей длине и исключение образования «слабины» в точке контура с минимальным натяжением.



Целью работы является установление зависимостей статических натяжений тягового органа забойного скребкового конвейера и коэффициента повышения ресурса цепей по фактору их износа при различных способах регулирования натяжения и распределения нагрузок между приводными станциями. Расчетная схема конвейера и диаграмма натяжения ТО, при построении которой учитывается положение выемочной машины, приведены на рисунке 2.

44



приводами конвейера, распределяется равномерно между отдельными приводными блоками; 4) минимальное усилие натяжения в ТО конвейера с двумя приводными станциями независимо от способа его регулирования образуется в точке 1 тягового контура, если  $W_{\text{п}}/n_{\text{х}} > W_{\text{г.в}}/n_{\text{г}}$ , где  $W_{\text{п}}$  и  $W_{\text{г.в}}$  – соответственно сопротивление движению порожняковой и грузовой ветвей ТО,  $n_{\text{г}}$  и  $n_{\text{х}}$  – число одинаковых приводных блоков головной и хвостовой приводных станций, или в точке 3 в противном случае; 5) минимальное усилие натяжения в ТО конвейера с одной приводной станцией образуется в точке 1 тягового контура; 6) минимальное усилие натяжения ТО согласно условию повсеместного растяжения не должно быть меньше некоторого заданного натяжения  $S_{\text{min 3}}$ ; 7) АНУ, в случае его применения, находится в хвостовой станции, при этом натяжение регулируется в точке 3 тягового контура; 8) став конвейера прямолинеен; 9) износ цепей «по шагу», а также их ресурс по фактору износа пропорциональны усилиям натяжения; 10) тяговый орган рассматривается как упругий стержень.

Упругое удлинение ТО

$$\Delta(x_{\text{г}}) = \Delta_{\text{в}}(x_{\text{г}}) + \Delta_{\text{н}}, \quad (1)$$

где  $\Delta_{\text{в}}(x_{\text{в}})$  и  $\Delta_{\text{н}}$  – упругие удлинения верхней и нижней ветвей ТО. Удлинения нижней и верхней ветви

$$\Delta_{\text{н}} = 0,5E^{-1}L[S_1 + S_2], \quad (2)$$

$$\begin{aligned} \Delta_{\text{в}}(x_{\text{г}}) &= E^{-1} \int_0^{x_{\text{г}}} (S_3 + f_{0\text{в}}q_0x)dx + E^{-1} \int_{x_{\text{г}}}^L [S_3 + f_{0\text{в}}q_0x + fq(x - x_{\text{г}})]dx = \\ &= 0,5LE^{-1}(2S_3 + Lf_{0\text{в}}q_0 + Lqf - 2fqx_{\text{г}} + fq\frac{x_{\text{г}}^2}{L}), \end{aligned} \quad (3)$$

где  $E$  – продольная жесткость ТО;  $S_i$  – текущее значение усилия натяжения ТО в  $i$ -ой точке тягового контура, в которой осуществляется взаимный поворот звеньев цепей,  $i=1, 2, 3, 4$ ;  $x$  – текущее значение координаты на верхней ветви конвейера (рис. 2);  $q_0$  и  $q$  – погонный вес, соответственно, ТО и груза;  $f_{0\text{в}}$  и  $f$  – суммарные удельные сопротивления движению верхней ветви ТО и груза, соответственно  $f_{0\text{в}}=w_{0\text{в}}\cos\beta+\sin\beta$ , и  $f=w\cos\beta+\sin\beta$ ;  $w_{0\text{в}}$  и  $w$  – удельные сопротивления движению, соответственно, ТО и груза;  $\beta$  – угол установки конвейера, при транспортировании вниз  $\beta < 0$ .

Критерий повышения ресурса цепей по фактору износа согласно [2] может быть представлен в виде

$$\kappa_p = S_{\Sigma_{np}} / S_{\Sigma_p},$$

где  $S_{\Sigma_{np}}$  и  $S_{\Sigma_p}$  – суммарные значения средних усилий натяжения в точках 1, 2, 3, и 4 при нерегулируемом и регулируемом натяжении.

Рассмотрим варианты расчета текущих и средних значений усилий натяжения, отвечающие различному сочетанию схем компоновки привода и способов натяжения ТО.

### 1. Одна головная приводная станция, натяжение не регулируется.

При нерегулируемом натяжении ТО его первоначальное натяжение осуществляется таким образом, чтобы при максимальной загрузке конвейера ( $q=q_{\text{доп}}$ ,  $x_b=0$ ) выполнялось условие  $S_1=S_{\min 3}$ . Здесь  $q_{\text{доп}}$  – максимальное значение погонного веса, соответствующее приемной способности конвейера.

Тогда, учитывая, что  $S_2 = S_1 + W_{\Pi}$ ,  $S_3 \approx S_2$ ,  $S_4=S_3+W-W_{\Pi}$ , где  $W$  – ТО, из выражений (1), (2) и (3) получим

$$\Delta = 0,5E^{-1}L(4S_1 + 2W_n + W - fqx_g + fqx_g^2 / L). \quad (4)$$

При максимальной загрузке выражение (3) будет иметь вид

$$\Delta = 0,5E^{-1}L(4S_{\min 3} + 2W_n + W_{\max}). \quad (5)$$

При неизменной длине тягового контура (нерегулируемое натяжение) суммарное удлинение ТО остается одинаковым при любой загрузке става, т.е. при любых значениях  $W$ .

Тогда из равенства правых частей выражений (4) и (5) получим

$$S_1 = S_{\min 3} + 0,25(W_{\max} - W(x_g) + W_{\Gamma}x_g / L),$$

где  $W_{\Gamma}$  – сопротивление движению груза.

Учитывая, что  $W_{\max}=W_{xx}+W_{\Gamma \max}$ , где  $W_{\Gamma \max}$  сопротивление движению груза при максимальном заполнении става,  $W=W_{xx}+W_{\Gamma}$ ,  $W_{\Gamma}=fq(L-x_b)$   $W_{\Gamma \max}=fq_{\text{доп}}L$ , получим

$$S_1(x_g) = S_{\min 3} + 0,25f \left[ q_{\text{доп}}L - q(L - x_g)^2 / L \right]. \quad (6)$$

Усреднение  $S_1$  производится по формуле

$$S_{1cp} = \int_0^L f_{x_6} S_1(x_6) dx_6. \quad (7)$$

После подстановки выражения (6) в формулу (7) получим

$$S_{1cp} = S_{\min 3} + 0,25 fL(q_{don} - q/3).$$

Средние значения усилий в точках 2, 3 и 4:

$$S_{2cp} = S_{1cp} + W_n = S_{\min 3} + 0,25 fL(q_{don} - \frac{q}{3}) + W_n;$$

$$S_{3cp} \approx S_{2cp};$$

$$S_{4cp} = S_{3cp} + W - W_n = S_{\min 3} + 0,25 fL(q_{don} + 5q/3) + W_{xx}.$$

Сумма средних усилий

$$S_{\sum np} = \sum_{i=1}^n S_{icp} = 4S_{\min 3} + W_{xx} + 2W_n + fLq_{don} + qfL/6.$$

**2. Одна приводная станция, натяжение регулируется посредством АНУ.**

В данном случае минимальное натяжение также образуется в точке 1 тягового контура и при регулировании поддерживается на уровне  $S_{\min 3}$ .

При этом

$$S_1 = S_{\min 3};$$

$$S_2 = S_3 = S_{\min 3} + W_n;$$

$$S_4 = S_{\min 3} + W_{xx} + fq(L - x_6).$$

Далее, рассуждая так же, как и в предыдущем случае, после усреднения получим

$$S_{1cp} = S_{\min 3};$$

$$S_{2cp} = S_{\min 3} + W_n;$$

$$S_{3cp} = S_{2cp};$$

$$S_{4cp} = S_{\min 3} + W_{xx} + fqL/2.$$

Сумма средних усилий

$$S_{\sum p} = \sum_{i=1}^n S_{i\text{ cp}} = 4S_{\min 3} + W_{xx} + 2W_n + qfL/2.$$

**3.** Две приводные станции с распределением тяговых усилий в соотношении 1:1, натяжение не регулируется.

При максимальной загрузке конвейера минимальное натяжение обычно образуется в точке 3.

В данном случае  $S_1 = S_3 + 0,5W - W_n$ ;  $S_2 = S_3 + 0,5W$ ;  
 $S_4 = S_3 + W - W_n$ .

Удлинения ТО при текущей и максимальной нагрузке соответственно равны

$$\Delta = 0,5E^{-1}L[4S_3 + 2(W - W_n) - (W - W_{xx})x_6/L];$$

$$\Delta = 0,5E^{-1}L[4S_3 + 2(W_{\max} - W_n)].$$

Далее так же, как и в п. 1, с учетом зависимостей  $W = W_{xx} + fqL$  и  $W_{\max} = W_{xx} + fq_{\text{дон}}L$  получим

$$S_3(x_6) = S_{\min 3} + 0,5fL[q_{\text{дон}} - q(1 - 1,5x_6/L + 0,5x_6^2/L^2)].$$

После усреднения по  $x_6$

$$S_{1cp} = S_{\min 3} + 0,5W_{xx} - W_n + 0,5fL(q_{\text{дон}} + q/12);$$

$$S_{2cp} = S_{\min 3} + 0,5W_{xx} + 0,5fL(q_{\text{дон}} + q/12);$$

$$S_{3cp} = S_{\min 3} + 0,5fL(q_{\text{дон}} - 5q/12);$$

$$S_{4cp} = S_{\min 3} + W_{xx} - W_n + 0,5fL(q_{\text{дон}} + 7q/12).$$

Сумма средних усилий

$$S_{\sum np} = \sum_{i=1}^n S_{i\text{ cp}} = 4S_{\min 3} + 2W_{xx} - 2W_n + 2fLq_{\text{дон}} + qfL/6.$$

**4.** Две приводные станции с распределением тяговых усилий в соотношении 1:1, натяжение регулируется.

При транспортировании груза вверх ( $\beta \geq 0$ ) минимальное натяжение всегда образуется в точке 3 контура. При этом отрабатывается одноуровневый закон регулирования натяжения  $S_3$  на уровне  $S_{\min 3}$ .

При транспортировании вниз ( $\beta < 0$ ) возможно образование минимального натяжения в точке 3 (при  $W_{\Pi} < W_{\Gamma.B}$ ) или в точке 1 (при  $W_{\Pi} > W_{\Gamma.B}$ ). Наименьшие средние значения натяжений обеспечиваются при двухуровневом законе регулирования натяжения, в соответствии с которым при  $W_{\Pi} < W_{\Gamma.B}$  выполняется условие  $S_3 = S_{\min 3}$  а при  $W_{\Pi} > W_{\Gamma.B}$  – условие  $S_3 = S_{\min 3} - W_{xx} / 2 + W_n$ .

Граничное значение  $x_{B,\Gamma}$ , при котором осуществляется переход с одного уровня регулирования на другой, определим из системы уравнений

$$\begin{cases} S_1 = S_{\min 3}; \\ S_3 = S_{\min 3} + \frac{W_{xx}}{2} - W_n + \frac{qf(L - x_{6.2})}{2}. \end{cases}$$

Отсюда

$$x_{6.2} = L - 2W_n - W_{xx} / qf.$$

Если при некотором значении  $q$  оказывается, что  $x_{B,\Gamma} \leq 0$ , то при меньших значениях  $q$  следует полагать  $x_{B,\Gamma} = 0$ .

После усреднения по  $x_B$

$$\begin{aligned} S_{1cp} &= S_{\min 3} + \frac{x_{6.2}}{L} \left( \frac{W_{xx}}{2} - W_n \right) + \frac{qfL}{4}; \\ S_{2cp} &= S_{\min 3} + \frac{L - x_{6.2}}{L} W_n + \frac{x_{6.2} W_{xx}}{2L} + \frac{qfL}{4}; \\ S_{3cp} &= S_{\min 3} + \frac{L - x_{6.2}}{L} \left( W_n - \frac{W_{xx}}{2} \right); \\ S_{4cp} &= S_{\min 3} + \frac{W_{xx}(L + x_{6.2})}{2L} - \frac{x_{6.2}}{L} W_n + \frac{qfL}{2}. \end{aligned}$$

Сумма средних усилий

$$S_{\sum p} = \sum_{i=1}^n S_{i\ cp} = 4S_{\min 3} + 2x_{6.2} W_{xx} / L - (2L - 4x_{6.2}) W_n / L + qfL.$$

5. Две приводные станции с распределением тяговых усилий в соотношении 2:1, натяжение не регулируется.

В данном случае  $S_2 = S_3 + \frac{1}{3}W_0$ ;  $S_1 = S_3 + \frac{1}{3}W_0 - W_n$ ;  $S_4 = S_3 + W_0 - W_n$ .

Средние значения усилий, определяемые так же, как в п. 3,

$$S_{3cp} = S_{\min 3} + \frac{5}{12}fL(q_{don} - q) + \frac{1}{3}qfL - \frac{qfL}{12};$$

$$S_{2cp} = S_{3cp} + \frac{1}{3}W_{xx} + \frac{1}{6}qfL;$$

$$S_{1cp} = S_{3cp} + \frac{1}{3}W_{xx} + \frac{1}{6}qfL - W_n;$$

$$S_{4cp} = S_{3cp} + W_{xx} - W_n + \frac{qfL}{2}.$$

Сумма средних усилий

$$S_{\sum np} = \sum_{i=1}^n S_{i cp} = 4S_{\min 3} + 5q_{don}fL/3 + 5W_{xx}/3 - 2W_n + qfL/6.$$

6. Две приводные станции с распределением тяговых усилий в соотношении 2:1, натяжение регулируется.

Расчет натяжений производится так же, как в п. 4.

В случае двухуровневого закона регулирования натяжения

$$x_{6.2} = L - \frac{3W_n - W_{xx}}{qf}.$$

Средние значения натяжений

$$S_{3cp} = S_{\min 3} + \frac{L - x_{6.2}}{L}(W_n - \frac{W_{xx}}{3});$$

$$S_{2cp} = S_{\min 3} + \frac{L - x_{6.2}}{L}W_n + \frac{x_{6.2}W_{xx}}{3L} + \frac{qfL}{6};$$

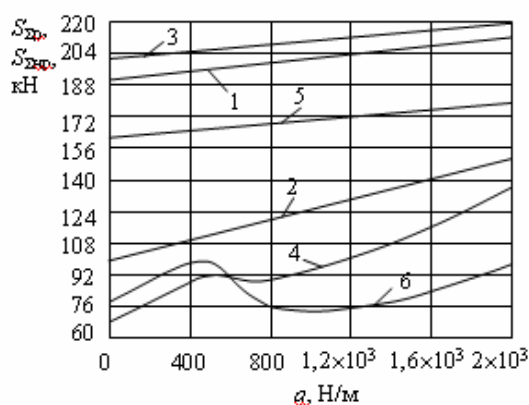
$$S_{1cp} = S_{\min 3} + \frac{x_{6.2}}{L}(\frac{W_{xx}}{3} - W_n) + \frac{qfL}{6};$$

$$S_{4cp} = S_{\min 3} + \frac{(2L + x_{6.2})W_{xx}}{3L} - \frac{x_{6.2}}{L}W_n + \frac{qfL}{2}.$$

В качестве примера рассмотрим зависимости суммы средних значений усилий натяжения и  $k_p$  от  $q$ , полученные для типичных условий

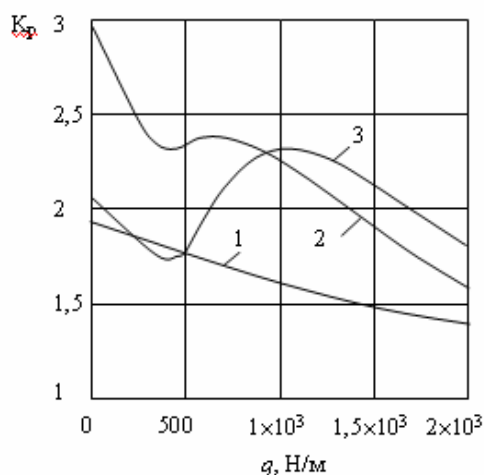
эксплуатации конвейера СП250.11 при различных схемах компоновки привода и способах натяжения ТО. Принимались следующие исходные данные:  $L=200$  м;  $\beta=-18^\circ$ ;  $q=0\ldots 1760$  Н/м;  $q_{\text{доп}}=1760$  Н/м;  $q_0=206$  Н/м;  $w_{0в}=0,4$ ;  $w=0,6$ ;  $S_{\min 3}=3000$  Н.

Графики полученных зависимостей представлены на рисунках 3 и 4.



1-2 – одна приводная станция;  
3-6 – две приводные станции;  
3, 4 –  $F_1 : F_2 = 1 : 1$ ; 5, 6 –  $F_1 : F_2 = 2 : 1$ ;  
1, 3, 5 – нерегулируемое натяжение;  
2, 4, 6 – регулируемое натяжение

Рисунок 3 – Зависимость суммарных средних усилий натяжения ТО от погонного веса груза



1 – одна приводная станция; 2, 3 – две приводные станции; 2 –  $F_1 : F_2 = 1 : 1$ ;  
3 –  $F_1 : F_2 = 2 : 1$

Рисунок 4 – Зависимость критерия повышения ресурса ТО при регулировании натяжения от погонного веса груза

Суммы средних усилий, которые дают представление об абсолютных значениях ресурса ТО, имеют общую тенденцию к возрастанию, причем большую в случаях регулирования натяжения. При регулируемом в случае поддержания усилия в точке 1 тягового контура на уровне  $S_{\min 3}$  или при нерегулируемом натяжении суммы средних усилий изменяются линейно. Наибольшие значения  $k_p$ , которые показывают во сколько раз увеличивается ресурс ТО по фактору износа при регулировании натяжения, в случае оборудования конвейера одним приводом или оборудования двумя приводами при распределении тягового усилия в соотношении 1:1 наблюдаются в области значений  $q$ , близких к нулю. При этом  $k_p$  достигает значений, равных соответственно, 1,87 и 2,96. В случае распределения тягового усилия в соотношении 2:1 в области малых значений  $q$   $k_p$  убывает от 2,04 до 1,75, а затем снова возрастает до 2,3. При максимальных значениях  $q$  и  $k_p$  снижается до 1,5. Из анализа приведенных зависимостей вытекает следующее. По мере увеличения  $q$  на величину  $k_p$  влияют два фактора, оказывающие противоположное воздействие. С одной стороны, увеличивается граничное значение  $x_{в.г.}$ , что расширяет область регулирования на более низком уровне натяжения и приводит к некоторому увеличению  $k_p$ . С другой стороны, проис-

ходит сближение уровней натяжения при максимальном по длине конвейера заполнении става, что приводит к существенному снижению  $k_p$ . Таким образом, регулирование натяжения является эффективным способом повышения долговечности тягового органа, особенно при средних значениях грузопотоков существенно меньших теоретической производительности конвейера.

### **Библиографический список**

1. *Нормативы по безопасности забойных машин и комплексов (первая редакция).* – М.: Минуглепром СССР, 1988. – 97 с.
2. РТМ 12.44.012-76. Конвейеры шахтные скребковые. Пути обеспечения надежности на стадиях проектирования. Методика. – М.: Ин-т горн. дела им. А.А. Скочинского, 1976. – 174 с. Июль, № 13. – С. 39-42.
3. Вихерс К.П. Автоматическое регулирование предварительного натяжения цепей скребковых конвейеров и струговых установок // Глюкауф. – 1986.
4. Армонат Г., Брыхта П., Креггер Г. Опыт эксплуатации забойных конвейеров с регулятором предварительного натяжения цепей и ДТП-муфтами // Глюкауф. – 1992. – №3. – С. 23-27.
5. Ширин Л.Н., Корнеев С.В., Варченко Ю.Э. Автоматическое натяжение тягового органа забойного скребкового конвейера / Сб. научн. трудов НГУ Украины. Вып 19. Т. 4. – Днепропетровск: НГУ. – 2004. – С. 17-21.
6. РТМ 12.44.045-81. Конвейеры шахтные скребковые. Тяговый расчет. – М.: Гипроуглемаш, 1982. – 31 с.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Финкельштейном З.Л.*



*к.т.н. Окаленов В.Н.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ВЕРОЯТНОСТНАЯ ОЦЕНКА УСЛОВИЙ ЗАЛЕГАНИЯ УГОЛЬНЫХ ПЛАСТОВ**

*Розглянута імовірнісна оцінка ступеню сприятливості геологічних умов залягання вугільних пластів для ведення гірничих робіт.*

**Ключові слова:** *ймовірність, геологічні умови, вугільні пласти.*

*Рассмотрена вероятностная оценка степени благоприятности геологических условий залегания угольных пластов для ведения горных работ.*

**Ключевые слова:** *вероятность, геологические условия, угольные пласты.*

Многочисленными исследованиями и практикой ведения горных работ установлено, что геологические условия залегания угольных пластов имеют вероятностную природу, что объясняется влиянием ошибок и многофакторным характером геологических явлений и процессов. В связи с этим возникает проблема повышения достоверности геолого-экономической оценки месторождений полезных ископаемых с учетом вероятностной природы условий их залегания.

В настоящее время для ее решения используются детерминированные критерии и модели, что часто приводит к не подтверждению прогнозных оценок в процессе освоения угольных месторождений. Поэтому возникает задача разработки вероятностного подхода к оценке месторождений, наиболее полно отвечающего реальной природе исходной геологической информации. Ее решение предлагается осуществлять с использованием теоремы сложения вероятностей произвольного числа несовместных и совместных событий [1].

Правомерность использования данной теоремы вытекает из её геометрической интерпретации [1] (рисунок 1). Если на гипсометрическом плане выделить зоны с неблагоприятными значениями геологических факторов, то непересекающиеся зоны будут соответствовать несовместным событиям, а участки пересечения зон – совместным событиям.

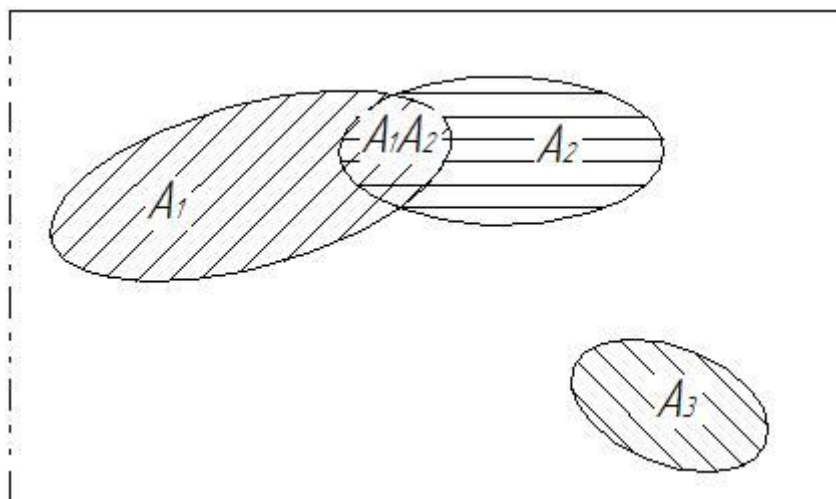


Рисунок 1 – Геометрическая интерпретация теоремы сложения вероятностей совместных и несовместных событий:

$A_1$  – зона появления события  $A_1$ ;

$A_2$  – зона появления события  $A_2$ ;

$A_3$  – зона появления события  $A_3$ ;

$A_1A_2$  – зона совместного появления событий  $A_1$  и  $A_2$ .

Для показанного на рисунке 1 случая трех событий вероятность ведения работ в неблагоприятных условиях составит:

$$P(A_1 + A_2 + A_3) = P(A_1) + P(A_2) + P(A_3) - P(A_1A_2). \quad (1)$$

Рассмотрим порядок определения  $P(A_1 + A_2 + A_3)$  на условном примере. Допустим, пласт разведан путем бурения 100 скважин. Из них по 15-и была установлена зона, в которой породы основной кровли относятся к труднообрушающимся ( $A_1$ ), а по 20-и скважинам непосредственная кровля отнесена к неустойчивым ( $A_2$ ). По 5-и скважинам было установлено совместное появление труднообрушающихся и неустойчивых пород ( $A_1A_2$ ). По 10-и скважинам была выявлена зона уменьшения мощности пласта до 0,7 м ( $A_3$ ). Тогда величина  $P(A_1 + A_2 + A_3)$  составит:

$$P(A_1 + A_2 + A_3) = 0,15 + 0,2 + 0,1 - 0,05 = 0,4.$$

Обратная ей величина отражает вероятность работы в благоприятных условиях

$$P(B) = 1 - P(A_1 + A_2 + A_3). \quad (2)$$

В рассмотренном условном примере  $P(B)$  равно 0,6.

Для произвольного числа неблагоприятных совместных и несовместных событий вероятность ведения горных работ определяется по формуле (3) [1]

$$P\left(\sum_{i=1}^n A_i\right) = \sum_{i=1}^n P(A_i) - P(A_1 A_2) - P(A_2 A_3) - \dots - P(A_{n-1} A_n) + P(A_1 A_2 A_3) + \dots + P(A_{n-2} A_{n-1} A_n) + \dots + (-1)^n \cdot P(A_1 A_2 \dots A_n). \quad (3)$$

Указанные в приведенных выше формулах значения вероятностей появления различных событий не являются абсолютно достоверными, поскольку устанавливаемые по геологоразведочным скважинам значения факторов не точны. Поэтому при расчетах  $P\left(\sum_{i=1}^n A_i\right)$  и  $P(B)$  необходимо учитывать и достоверность самих прогнозов значений факторов по каждой скважине.

Наиболее просто данная задача решается путем определения доверительного интервала для оценки вероятности событий  $A_i$  [2]. При этом достаточно определять верхнюю границу изменения вероятности с учетом того, что нас интересуют, прежде всего, неблагоприятные исходы, которые в теории прогнозирования характеризуются вероятностью опасных ошибок II-го рода. Методика расчета заключается в определении отклонения частоты ошибки прогноза от заданной его вероятности  $(\varepsilon_i)$ .

$$\varepsilon_i = \Phi^{-1}\left(\frac{\gamma}{2}\right) \sqrt{\frac{P_i q_i}{N_i}}, \quad (4)$$

где  $\Phi^{-1}\left(\frac{\gamma}{2}\right)$  – функция, обратная функции Лапласа при одностороннем ограничении распределения вероятностей;

$\gamma$  – надежность прогноза;

$P_i$  – вероятность ошибки II-го рода при прогнозировании  $i$ -го события;

$q_i$  – надежность прогноза с учетом только ошибки II-го рода:

$$q_i = 1 - P_i; \quad (5)$$

$N_i$  – число событий без учета  $A_i$ :

$$N_i = n - m_i;$$

$n$  – общее число наблюдений;

$m_i$  – число событий  $A_i$ .

Верхняя граница частоты появления ошибочных  $A_i$ -х событий  $\tilde{m}_i$  рассчитывается по формуле [2]

$$\tilde{m}_i = (P_i + \varepsilon_i)N_i. \quad (6)$$

Отсюда вероятность появления события  $A_i$  с учетом ошибки прогноза при верхнем ограничении определяется выражением:

$$P(A_i) = \frac{\tilde{m}_i + (P_i + \varepsilon_i)N_i}{n}. \quad (7)$$

Геометрическая интерпретация учета ошибок прогнозов показана на рисунке 2. На нем пунктирной линией обозначены области возможного расширения зон распространения неблагоприятных значений геологических факторов, вызванного влиянием ошибок прогнозов.

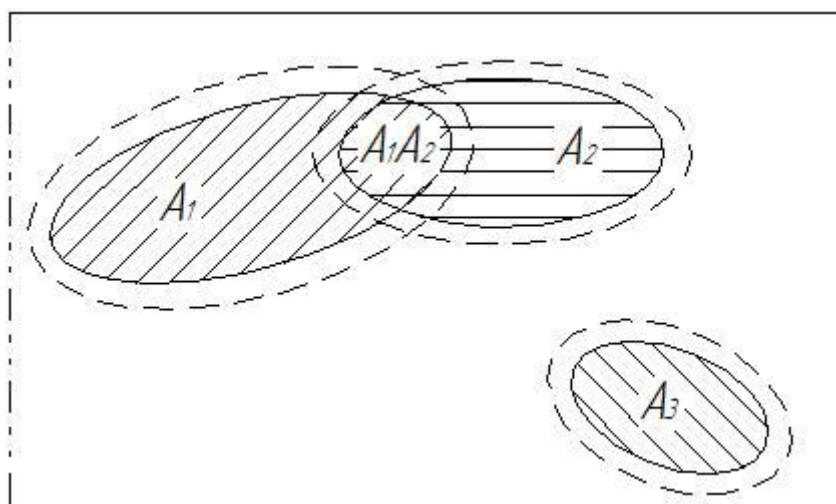


Рисунок 2 – Скорректированные области распространения неблагоприятных событий

Практика ведения горных работ неоднократно подтверждала случаи встречи ранее не предвиденных более сложных условий залегания угольных пластов. Поэтому корректировка первоначальных значений  $P_i$  должна стать обязательной при оценке условий залегания угольных пластов и выявлении зон распространения их неблагоприятных значений.

В случае разной величины ошибок I-го и II-го рода для определения скорректированного значения вероятности совместного появления нескольких событий необходимо принимать меньшее значение вероятности ошибок II-го рода из всех пересекающихся событий, поскольку принятие большего из них ведет к увеличению вероятности совместного появления событий и, как следствие, уменьшению общей вероятности встречи неблагоприятных условий.

Рассмотренный порядок оценки месторождений априори предполагает наличие взаимосвязи между количеством одновременно проявляющихся неблагоприятных значений геологических факторов и технико-экономическими показателями отработки пластов на этих участках. При этом весьма важным является наличие аддитивного характера такого влияния. Поскольку в работах [3] и [4] высказаны противоположные суждения об аддитивности сложных характеристик условий залегания угольных пластов, возникает необходимость в ее специальной проверке. Для этого в качестве оценочного критерия была принята среднесуточная нагрузка на лаву, как наиболее чувствительная к изменению условий ведения очистных работ. Данные о среднесуточной нагрузке и условиях работы собраны по лавам, обследованным в 1983, 1984 гг., когда еще сохранялась стабильная работа шахт [5]. Среди большого числа факторов, влияющих на данный показатель, выбрано восемь. В их число вошли: обрушаемость пород кровли, их устойчивость, устойчивость почвы, выбросоопасность пласта, водоприток в лаву, угол падения пласта, его мощность и относительная метанообильность. При выборе этих факторов учтено, что они наиболее часто учитываются в различных методиках расчета нагрузки на лаву.

Для каждого из этих факторов на основе известных классификаций выделены две группы признаков. Первая группа включала неблагоприятные, а вторая – благоприятные значения факторов. К неблагоприятным отнесены: трудно и весьма труднообрушающиеся породы основной кровли; весьма неустойчивые, неустойчивые и малоустойчивые породы непосредственной кровли; неустойчивые породы почвы; опасные по внезапным выбросам угольные пласты; водоприток в лаву  $5 \text{ м}^3/\text{ч}$  и более; угол падения пластов более  $18^\circ$ ; их мощность менее или равная  $0,7 \text{ м}$ ; относительная метанообильность более  $10 \text{ м}^3/\text{т}$ .

В дальнейшем по фактическим данным условий работы лав для каждой из них выделялось количество неблагоприятных групп признаков ( $N_{н.п.j}$ ). В 3-х лавах таких признаков не наблюдалось, в 13-и их количество составило по 1-му, в 28-и – по 2, в 47 – по 3, в 13-и – по 4 и в 5-и – по 5. Для каждой из этих совокупностей лав рассчитаны среднегрупповые значения нагрузки на лаву  $\bar{A}_{cj}$ , что позволило получить зависимость этого показателя от количества совместно проявляющихся неблагоприятных признаков условий ведения очистных работ, представленную на рисунке 3.

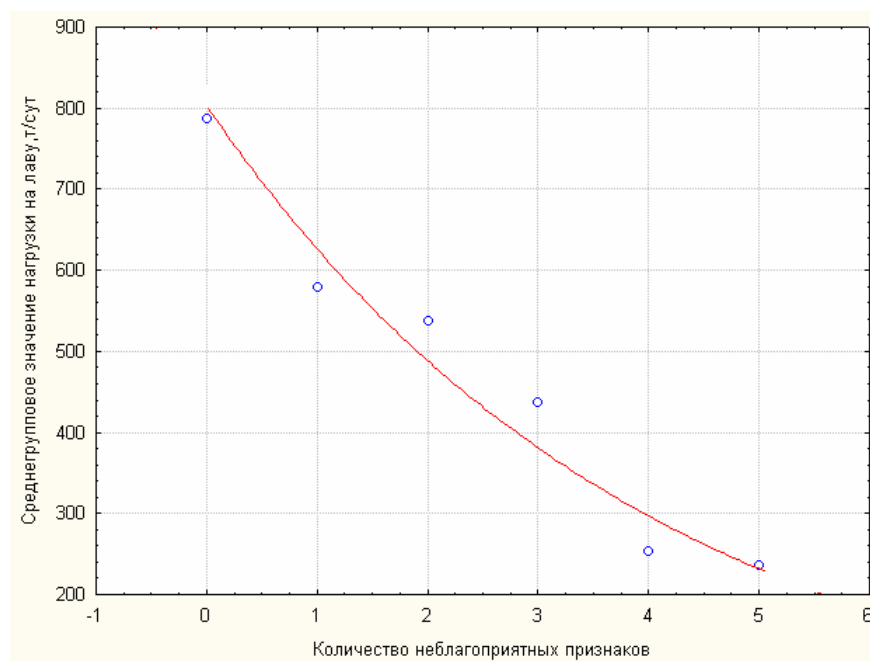


Рисунок 3 – График изменения  $\bar{A}_{cj}$  в зависимости от  $N_{н.п.j}$

Как видно, с увеличением  $N_{н.п.j}$  наблюдается четко выраженный тренд уменьшения  $\bar{A}_{cj}$ . Это свидетельствует о снижении среднегрупповых значений нагрузки на лаву с ростом количества совместно проявляющихся неблагоприятных признаков условий залегания угольных пластов. Если учесть, что с уменьшением нагрузки на лаву растет участковая себестоимость, то можно предположить наличие и четко выраженного обратного тренда. Его график, полученный по этим же лавам, показан на рисунке 4.

Полученные на рисунках 3 и 4 зависимости адекватно описываются экспоненциальными функциями:

$$\bar{A}_{cj} = 800e^{-0,25N_{н.п.j}}; \quad (8)$$

$$\bar{C}_{yj} = 5,4e^{0,14N_{н.п.j}}, \quad (9)$$

где  $\bar{C}_{yj}$  – среднегрупповое значение участковой себестоимости, руб./т.

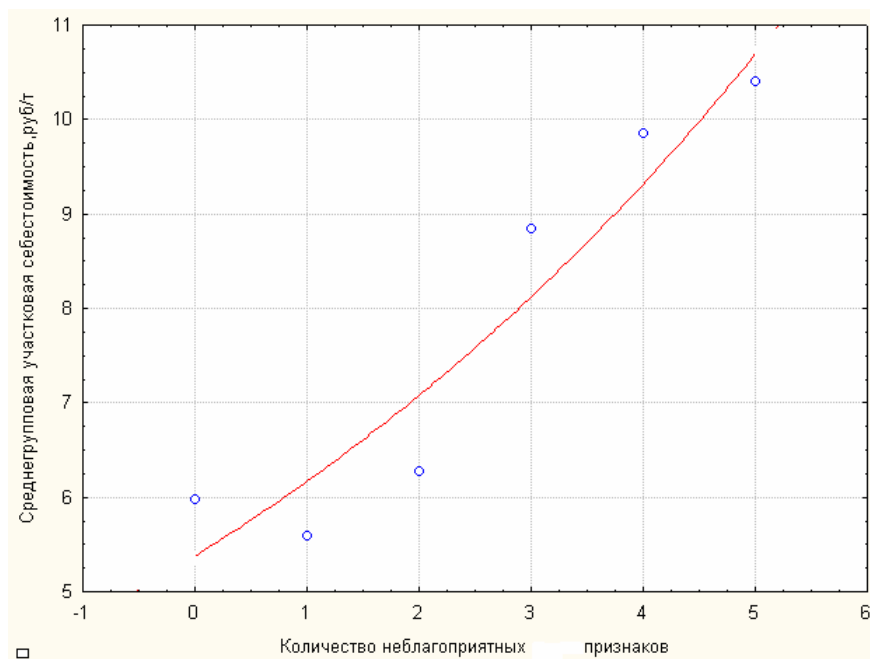


Рисунок 4 – График изменения  $\bar{C}_{yj}$  в зависимости от  $N_{н.п.j}$

Они отражают аддитивный характер влияния на технико-экономические показатели работы лав количества совместно проявляющихся неблагоприятных признаков условий их работы.

Полученные результаты позволяют определять вероятность ведения горных работ в неблагоприятных и благоприятных условиях и осуществлять предварительное ранжирование месторождений по этому критерию. Те из них, которые занимают первые места в ранжированном ряду, отбираются для дальнейшей более детальной оценки с помощью стоимостных критериев.

### Библиографический список

1. Математическая статистика / В.М.Иванова, В.Н.Калинина, Л.А.Нешумова, И.О.Решетникова. – М.: Высшая школа, 1975. – 398 с.
2. Гмурман В.Е. Теория вероятностей и математическая статистика / В.Е.Гмурман. – М.: Высшая школа, 2002. – 479 с.
3. Воспроизводство шахтного фонда и инвестиционные процессы в угольной промышленности Украины / Г.Г.Пивняк, А.И.Амоша, Ю.П.Яценко и др. – К.: Наукова думка, 2004. - 311 с.

4. Группирование шахт Донбасса по однородности производственных условий / А.Ю.Блакберн, В.И.Мезников, Ю.Д.Борисов и др. // Уголь Украины. – 1992. - № 11. – С. 15-17.

5. Блакберн А.Ю. Новые кондиции на каменный уголь – реальный путь радикального оздоровления отрасли / А.Ю.Блакберн, В.И.Мезников, Н.П.Оганесян // Уголь Украины. – 1997. - № 8. – С. 3-8.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Фрумкиным Р.А.*



*к.т.н. Кузьменко В.И.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ВЛИЯНИЕ СПОСОБА ПОДГОТОВКИ СВЯЗУЮЩЕГО СЛОЯ И ВИДА СТЫКУЕМЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ НА ПРОЧНОСТНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ВУЛКАНИЗИРОВАННЫХ СОЕДИНЕНИЙ КОНВЕЙЕРНЫХ ЛЕНТ**

*Наведені результати експериментальних досліджень характеристик міцності вулканізованих з'єднань стрічок стрічкових конвеєрів.*

**Ключові слова:** конвеєрна стрічка, вулканізовані з'єднання, міцність, вид поверхні, засіб підготовки.

*Приведены результаты экспериментальных исследований прочностных характеристик вулканизированных соединений лент ленточных конвейеров.*

**Ключевые слова:** конвейерная лента, вулканизированные соединения, прочность, вид поверхности, способ подготовки.

### **Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.**

Ленточные конвейеры – наиболее эффективный и высокопроизводительный вид непрерывного транспорта горных и других предприятий. Эффективность эксплуатации ленточных конвейеров в существенной мере определяется техническим состоянием конвейерных лент и, в первую очередь, их соединений. В настоящее время наиболее прочными и долговечными являются соединения, выполненные способом горячей или холодной вулканизации. Однако традиционный подход изготовления вулканизированных соединений резинотканевых конвейерных лент с использованием известных и широко применяемых в мировой и отечественной практике [1-2] ступенчатых конструкций соединений нахлестного и полунахлестного типов исчерпал свои возможности дальнейшего совершенствования, а отдельные технические решения, в том числе и на уровне патентов на изобретения, не способны решить проблему создания высокопрочных соединений конвейерных лент.

### **Анализ исследований и публикаций.**

В разработанных конструкциях стыков конвейерных лент [3-6] соединение осуществляется по поверхностям различного вида. Так, в стыках НСЗ, НСЗЛ-типов [3-4], как и в ступенчатых конструкциях, соединение происходит через связующий слой по поверхностям, образованным переплетением нитей основы и утка (ПНОУ) несущих тканевых

прокладок. В стыках зубчатой конструкции со срезанными гранями зубьев под углом к плоскости ленты [5-6] соединение посредством связующего слоя происходит по поверхностям, образованным срезами нитей основы и утка (СНОУ) тканевых прокладок, между которыми находятся резиновые прослойки («сквидж»). В зависимости от угла среза площадь таких поверхностей изменяется. При этом удельный вес тканевой и резиновой составляющих в общей величине площади поверхности также изменяется в зависимости от угла среза, толщины тканевых прокладок и резиновых прослоек в ленте. В соединениях зубчатой конструкции с силовыми упругими накладками [5] имеет место комбинированный вариант конструктивного исполнения соединяемых поверхностей.

При выполнении стыков конвейерных лент способом горячей вулканизации на соединяемые поверхности наносят дважды клеевой раствор (КГВ) и укладывают на них в качестве связующего слоя пластину сырой невулканизированной резины, поверхность которой дважды промазывают клеем [1-2]. Разработанное техническое решение [7] позволяет избежать двойной промазки клеем соединяемых между собой поверхностей как тканевых прокладок, так и резиновой пластины, используемой в качестве связующего слоя (БГВ), что позволяет повысить прочность и долговечность соединения и уменьшить время на его изготовление, а в результате сократить время простоев ленточных конвейеров и повысить эффективность их эксплуатации. Таким образом, повышение прочностных характеристик соединений концов конвейерных лент и сокращение времени их изготовления является актуальной научно-технической проблемой.

**Постановка задачи.** Экспериментально определить прочность связи на сдвиг, прочность связи на расслоение соединений резинотканевых конвейерных лент, выполненных горячей вулканизацией, с различными способами подготовки связующего слоя и видом соединяемых между собой поверхностей.

#### **Изложение материала и его результаты.**

Подготовка образцов соединений и их испытания проводились с учетом рекомендаций, изложенных в [8, 9]. Образцы изготавливались из резинотканевых лент, эксплуатируемых на ленточных конвейерах, с тяговым каркасом на основе тканей БКНЛ-65, ТЛК-200, ТЛА-200, ТК-200, ТА-200 способом горячей вулканизации при температуре  $143^{\circ}\pm 5^{\circ}$ , давлении плит на поверхность стыка 1 МПа в течение времени, которое определялось по зависимостям, приведенным в [1, 2]. При изготовлении образцов соединений использовались стыковочные материалы, которые выпускаются заводами резинотехнических изделий и применяются при изготовлении стыков лент на ленточных конвейерах: клей №425, клей

«Лейконат», прослоечная резина №1986, №6779, №6640, №1602, бензин «Калоша» (ГОСТ 443-76).

Конструкция, параметры испытываемых образцов и результаты испытаний представлены на рис. 1-4. Обработка результатов экспериментальных исследований проводилась в соответствии с [10].

При определении адгезионной прочности соединений основными критериями оценки были приняты прочность связи при сдвиге ( $\tau_p$ ) (рис. 1 – рис. 2) и прочность связи при расслоении ( $\sigma_p$ ) (рис. 3 – рис. 4). Испытания показали, что прочностные характеристики вулканизированных соединений в существенной степени зависят как от вида соединяемых между собой поверхностей, так и от способа подготовки связующего слоя.

Анализ полученных результатов показывает, что величина прочности связи на сдвиг (рис.1) в случае, когда образцы соединяются по поверхностям в виде переплетений нитей основы и утка находится, например, для ленты ТЛА-200 в пределах  $\tau_p = 1,22 - 2,57$  МПа при технологии (КГВ), и в пределах  $\tau_p = 2,57 - 3,5$  МПа при технологии (БГВ). В случае, когда образцы соединяются по поверхностям в виде среза нитей основы и утка для этой же ленты прочность связи на сдвиг возрастает и составляет  $\tau_p = 2,30 - 3,84$  МПа (КГВ) и  $\tau_p = 3,15 - 4,20$  МПа (БГВ). Для ленты ТЛК-200 эти показатели (рис. 2, п.2) равны соответственно  $\tau_p = 5,35 - 6,25$  МПа (КГВ) и  $\tau_p = 5,76 - 6,84$  МПа (БГВ).

Показатели прочности связи при расслоении для соединений лент на основе ткани ТЛА-200 и ТЛК-200 представлены, соответственно, на рис. 3 и рис. 4. Сравнивая эти показатели между собой для различных вариантов, поверхностей, по которым происходит соединение и способов подготовки связующего слоя, необходимо отметить, что наибольшие значения имеют место в случае соединения по поверхностям (СНОУ) при бесклеевой подготовке связующего слоя  $\sigma_p = 9,75 - 9,85$  Н/мм для ленты ТЛА-200 и  $\sigma_p = 7,90 - 10,45$  Н/мм – для ленты ТЛК-200.

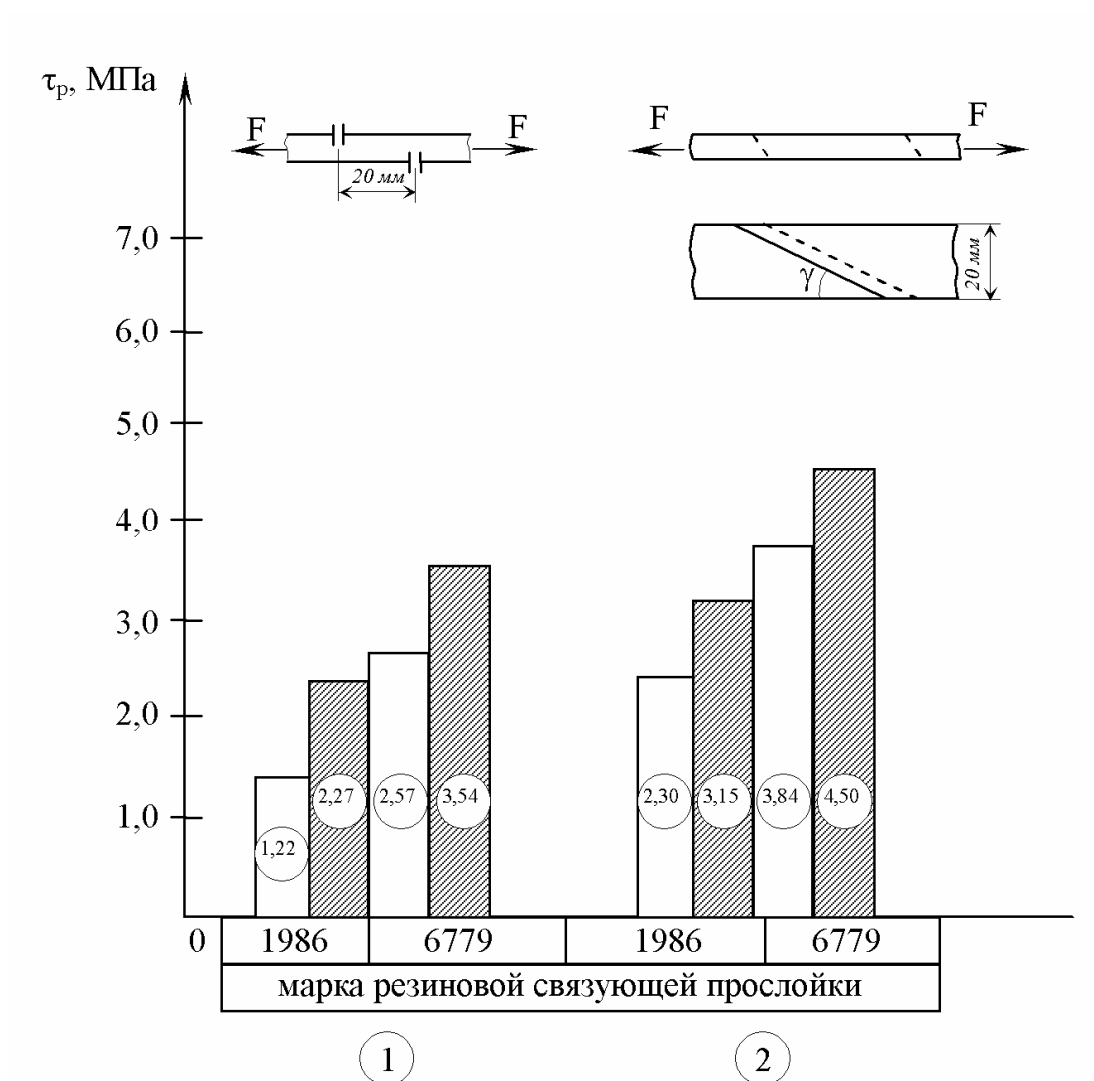


Рисунок 1 - Гистограмма распределения значений прочности связи при сдвиге в соединениях конвейерной ленты ТЛА-200

□ - КГВ

▨ - БГВ

① - ПНОУ

② - СНОУ

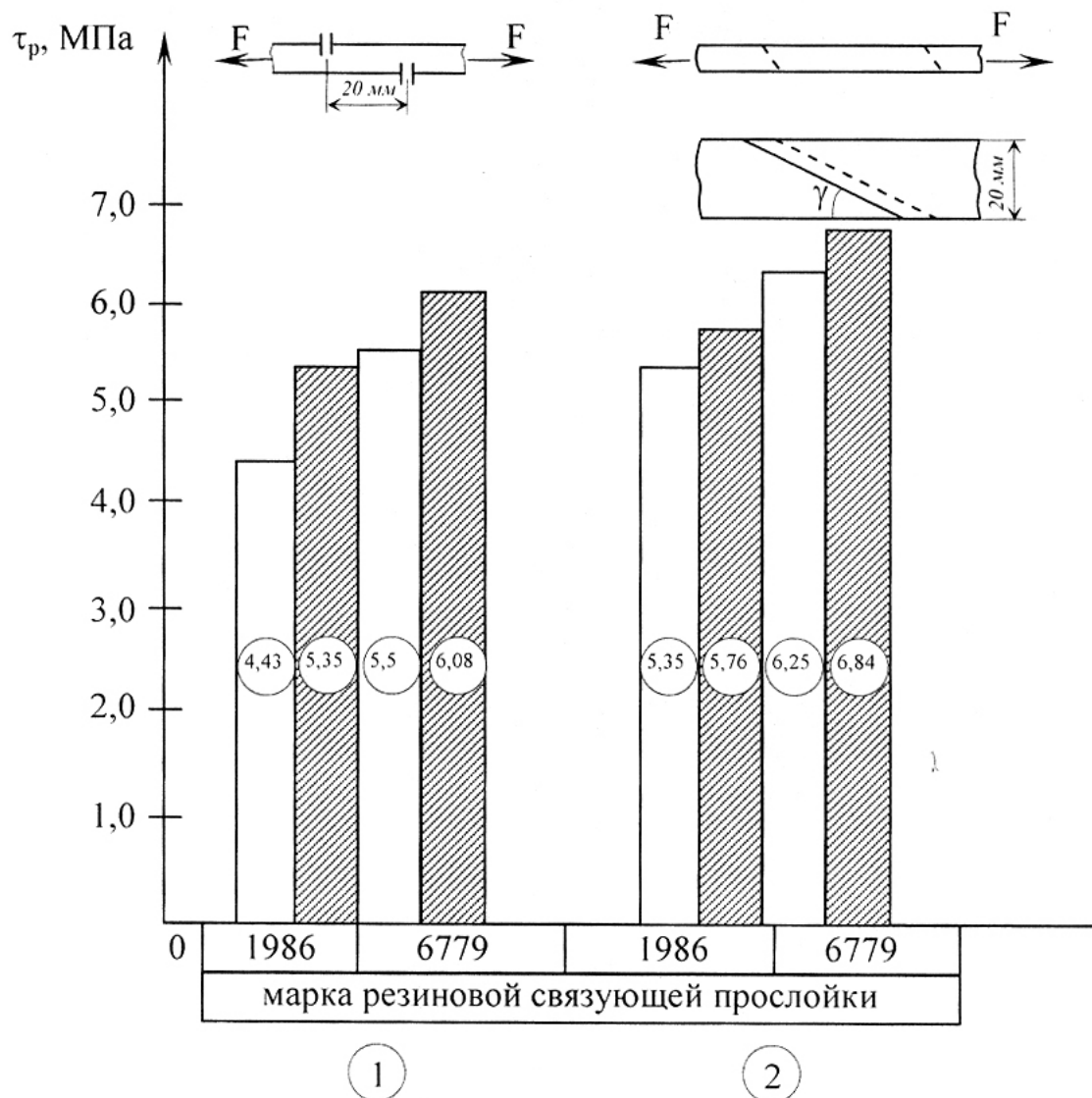


Рисунок 2 – Гистограмма распределения значений прочности связи при сдвиге в соединениях конвейерной ленты ТЛК-200

□ - КГВ

▨ - БГВ

① - ПНОУ

② - СНОУ

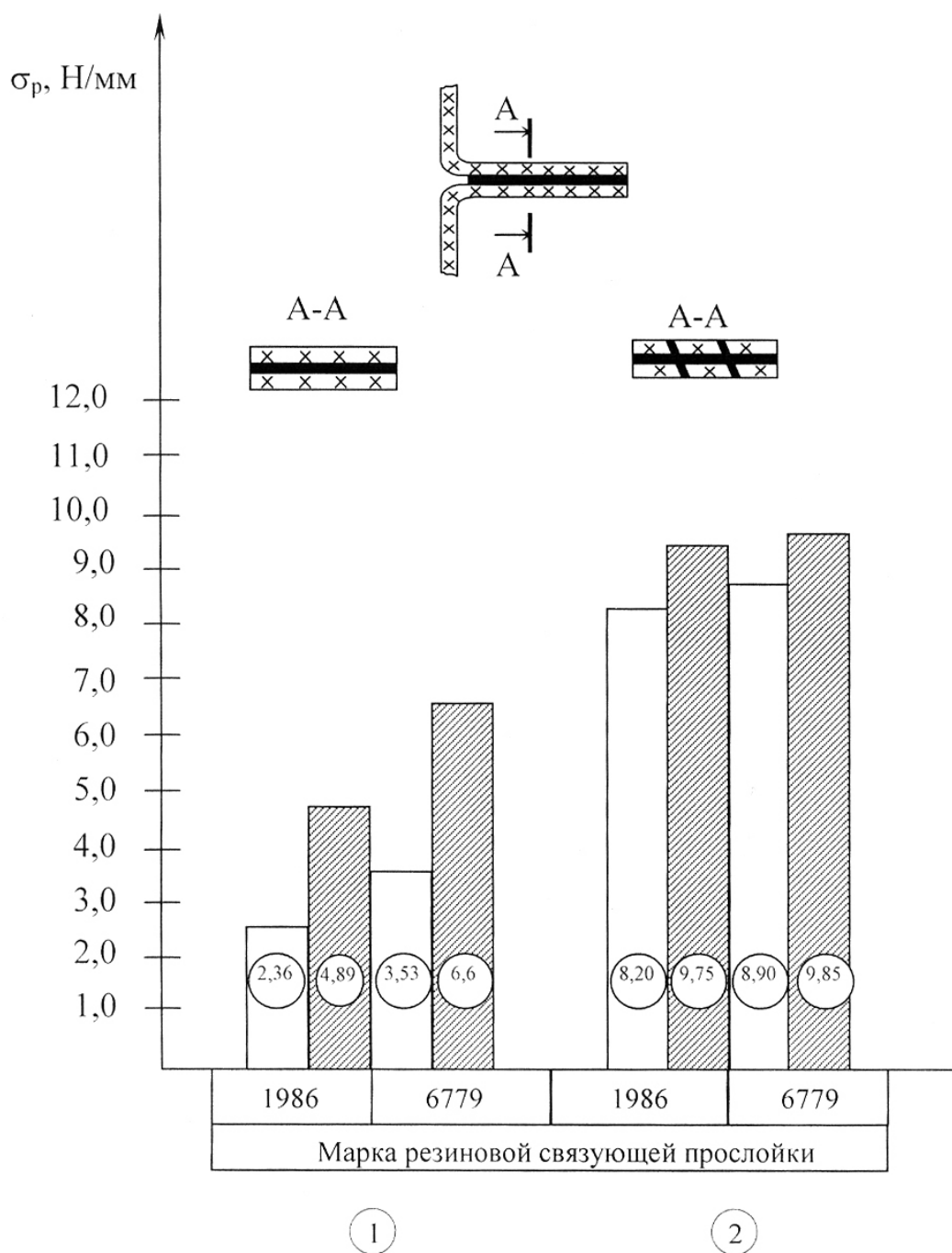


Рисунок 3 – Гистограмма распределения значений прочности связи при расслоении в соединениях конвейерной ленты ТЛА-200

□ - КГВ

▨ - БГВ

① - ПНОУ

② - СНОУ

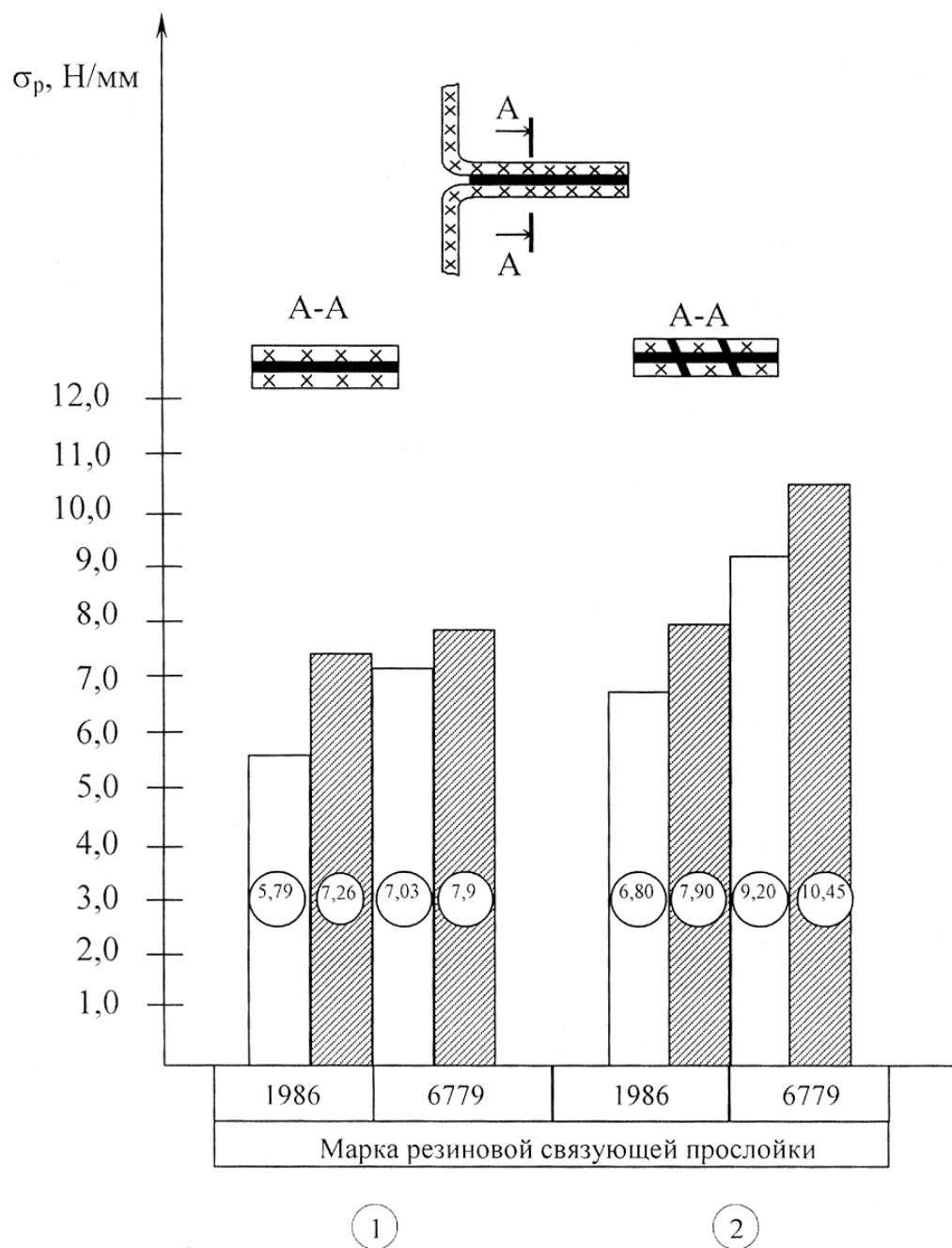


Рисунок 4 – Гистограмма распределения значений прочности связи при расслоении в соединениях конвейерной ленты ТЛК-200

□ - КГВ

▨ - БГВ

① - ПНОУ

② - СНОУ

**Выводы.** В результате проведенных экспериментальных исследований определены прочностные характеристики соединений в зависимости от способа подготовки связующего слоя и вида стыкуемых поверхностей резинотканевых конвейерных лент. Установлено, что наибольшие значения этих показателей имеют место при бесклеевой подготовке связующего слоя и при стыковке поверхностей, образованных срезами нитей основы и утка, между которыми имеются слои резиновой прослойки ленты.

Полученные результаты подтверждают эффективность реализации разработанных автором принципов конструирования соединений резинотканевых конвейерных лент, а именно: образование качественно новых поверхностей, по которым происходит соединение, и исключение клеевой обработки этих поверхностей при горячей вулканизации.

Задачей дальнейших исследований является разработка метода расчета вулканизированных соединений конвейерных лент горной промышленности, в котором будут использованы представленные в данной статье результаты экспериментальных исследований.

#### **Библиографический список**

1. *Правила эксплуатации подземных ленточных и пластинчатых конвейеров на угольных и сланцевых шахтах.* – М.: ИГД им. А.А. Сковородинского, 1980. – 221 с.
2. *Руководство по выбору и эксплуатации конвейерных лент ЗАО «Курскрезинотехника»* /Под ред. Ю.А. Михайлова, Ю.А. Кондрашова. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: ЗАО «Курскрезинотехника», НПК «Трансбелт», 2004. – 132 с.
3. *Патент 70666 А Україна. Спосіб з'єднання конвеєрних стрічок* /В.І. Кузьменко – 3 с. іл.; надруковано 15.10.2004. Бюл. №10.
4. *Патент 43215 А Україна. Спосіб з'єднання конвеєрних стрічок* /В.І. Кузьменко – 3 с. іл.; надруковано 10.08.2009. Бюл. №15.
5. *Патент 23377 А Україна. Спосіб з'єднання конвеєрних стрічок* /В.І. Кузьменко – 3 с. іл.; надруковано 25.05.2007. Бюл. №7.
6. *Патент 41552 А Україна. Спосіб з'єднання конвеєрних стрічок* /В.І. Кузьменко – 3 с. іл.; надруковано 17.09.2001. Бюл. №8.
7. *А.с. 1290657 (СССР), МКИ В29С67/10. Способ подготовки прослойных элементов для соединения конвейерных лент* / Ю.С. Мельников, Е.Х. Завгородний, В.И. Кузьменко. – №3691627/23-05; заявл. 25.11.84; опубл. 28.08.87, Бюл. №6.
8. *ГОСТ 14759-69. Клеи. Метод определения прочности при сдвиге.* – М.: Изд-во стандартов. – 6 с.



9. ГОСТ 6768-75. Резина и прорезиненная ткань. Метод определения прочности связи между слоями при расслоении. – М.: Изд-во стандартов. – 5 с.

10. ГОСТ 8.207-76. Прямые измерения с многократными наблюдениями. Методы обработки результатов наблюдений. – М.: Изд-во стандартов. – 6 с.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Финкельштейном З.Л.*

*к.т.н. Котляров А.К.  
(НПО «Красный металлист», г. Харьков, Украина)*

## **ПРЕДУПРЕЖДЕНИЕ ОБРАЗОВАНИЯ ВЗРЫВООПАСНЫХ СМЕСЕЙ В ГОРНЫХ ВЫРАБОТКАХ ШАХТ**

*Виконано аналіз існуючих методів і засобів контролю пиловибухонебезпечності гірничих виробок шахт. Обґрунтовано метод контролю пиловибухонебезпечності виробок за результатами вимірювання концентрації пилу в рудниковій атмосфері за ділянкою інтенсивного пиловідкладення.*

**Ключові слова:** *пиловибухонебезпечність, засоби контролю безпеки, рудникова атмосфера, концентрація пилу, пиловідкладення.*

*Выполнен анализ существующих методов и средств контроля пылевзрывоопасности горных выработок шахт. Обоснован метод контроля пылевзрывоопасности выработок по результатам измерения концентрации пыли в рудничной атмосфере за участком интенсивного пылеотложения.*

**Ключевые слова:** *пылевзрывоопасность, средства контроля безопасности, рудничная атмосфера, концентрация пыли, пылеотложение.*

Одной из наиболее актуальных проблем для горной промышленности является борьба со взрывами метана и угольной пыли. Среди мероприятий, направленных на профилактику взрывов пыли, важная роль отводится контролю пылевзрывоопасности горных выработок угольных шахт. Контроль пылевзрывоопасности в настоящее время производится работниками шахт и горноспасательных подразделений в основном визуально, а при отсутствии видимых отложений сухой несвязанной угольной пыли состояние выработки определяется методом сдувания при помощи пневматической груши. Кроме того, для определения периодичности проведения противопылевых мероприятий методом сбора пыли на металлические или пластмассовые подложки определяется интенсивность пылеотложения в вентиляционных штреках [1]. Такой контроль пылевзрывоопасности эпизодическим, приближенным и не удовлетворяет современным требованиям. Учитывая это в Украине и за рубежом ведутся работы по созданию средств для постоянного автоматического контроля пылеотложений и систем контроля пылевзрывоопасности горных выработок шахт.

Целью настоящей публикации является анализ состояния исследований в области разработки средств контроля пылевзрывоопасности горных выработок шахт и разработка предложений по повышению эффективности такого контроля.

Разработанные к настоящему времени технические средства для контроля отложившейся пыли по принципу действия можно разделить на следующие группы:

- аналитические весы;
- денситометрические приборы;
- радиоизотопные измерители пылеотложения;
- виброрезонансные измерители пылеотложения;
- радиоволновые и оптические измерители.

Использование аналитических весов предполагает определение разности между массой чистой и запыленной подложки [2]. Ввиду сложности использования существующих конструкций аналитических весов в шахте данный метод не нашел применения.

Денситометрический метод основан на определении изменения оптической плотности фильтрующего материала в зависимости от количества пыли. При этом методе пыль сначала собирается на подложки, а затем с помощью аспираторов наносится на фильтрующий материал, оптическая плотность которого изменяется. При невысокой точности метод требует большого количества различных манипуляций, поэтому основанные на нем измерители не используются для контроля пылеотложений [2].

Принцип действия радиоизотопных измерителей пылеотложений основан на измерении изменения интенсивности потока бета-частиц, отраженных от чистой подложки и запыленной поверхности. Известны попытки его использования для контроля отложившейся пыли и определения зольности пыли после осланцевания выработки (КПР-1 и КПР-1М), а также для определения содержания инертной пыли в смеси (“Инфлабар” и КОР-1) [3 - 5]. Их недостатки – применение источников бета-излучения и необходимость выполнения сложных операций, связанных с подготовкой поверхности осаждения, калибровкой прибора и сбором пыли на подложки. Существующие стационарные радиоизотопные приборы имеют диапазон измерения пылеотложения в пределах 10-100 г/м<sup>2</sup> при погрешности  $\pm 20\%$  и в принципе могут быть использованы для сигнализации о взрывоопасном состоянии, однако наличие радиоизотопных источников, сложность обслуживания и дороговизна приборов ограничивают возможность их использования в условиях горных предприятий.

В виброрезонансных датчиках масса пыли, отлагающаяся на металлической мембране или пьезокристалле, изменяет резонансную час-

тоту механических колебаний чувствительного элемента [2]. Рабочая поверхность датчика является открытой для оседающей пыли, что предопределяет слабую защищенность от механических повреждений пылесобирающих чувствительных элементов, их износ материала механической колебательной системы при периодическом удалении осевшей пыли, что в конечном итоге приводит к значительной погрешности измерений.

При использовании радиоволнового метода механическая колебательная система [6] заменена электромагнитным колебательным контуром, где частота колебаний зависит от диэлектрической проницаемости пылесобирающей подложки. В целом радиоволновый метод подобен виброрезонансному, однако здесь на точность показаний влияет влажность, состав пыли и наличие царапин и повреждений на измерительной подложке. Приборы, основанные на данном методе также не получили распространения.

Общим недостатком всех перечисленных методов контроля отложившейся пыли является необходимость периодического удаления накопленной на чувствительных элементах пыли. Кроме того, все они предполагают установку датчика в какую либо одну точку выработки. Это место выработки, должно наиболее полно отражать интенсивность пылеосаждения в выработке в целом. В реальных условиях выбрать такое место практически невозможно.

Как вариант, повышающий качество контроля возможно использование нескольких точек контроля для одной выработки, однако это приводит к удорожанию системы за счет увеличения количества датчиков. В любом случае, использование датчиков пылеосаждения предполагает точечный отбор проб, что сказывается на точности измерений из-за влияния местных искажений воздушного потока вследствие размещения оборудования, движения шахтного транспорта, людей. Поэтому более точной считается косвенная оценка пылеотложения – по величине концентрации пыли в воздухе [7]. При этом в движущемся потоке воздуха контролируется вся поступающая в выработку пыль, что способствует снижению погрешности измерений.

Результаты контроля пылеотложения на основе информации о концентрации пыли и параметрах пылевоздушной среды могут служить информационной базой для оценки взрывоопасности выработки только при условии высокого уровня технологической дисциплины и неукоснительного выполнения мероприятий, направленных на предупреждение взрывов угольной пыли (например, связывание или уборка отложившейся пыли при срабатывании сигнализации о превышении допустимой величины пылеотложений). Однако при низком уровне технологической дисциплины, некачественном и несвоевременном проведении

указанных мероприятий, введении недостоверной информации о их проведении в этом случае возможно возникновение чрезвычайно опасных ситуаций. Поэтому, несмотря на возможность и все преимущества определения взрывоопасности выработки на основе информации поступающей от предложенной системы контроля пылевзрывобезопасности горных выработок [7], в настоящее время необходим поиск решений, позволяющих оценить реальное состояние выработки. Причем эта оценка не должна зависеть от субъективного фактора (например, ввода информации о выполнении мероприятий, направленных на предупреждение взрывов угольной пыли).

Как было показано в работе [8], при постоянно действующем источнике пылеобразования концентрации пыли по длине вентиляционной выработки  $C = f(l)$  описывается выражением, которое представляет собой экспоненту, имеющую асимптоту  $c$

$$C = (C_0 - c) \exp(-b \cdot l) + c, \quad (1)$$

где  $C_0$  – концентрация пыли в месте сопряжения очистной и вентиляционной выработки, мг/м<sup>3</sup>;  $b$  – коэффициент, характеризующий скорость оседания пыли на единице длины выработки, м<sup>-1</sup>;  $l$  – расстояние от места сопряжения по ходу движения воздуха, м.

При этом величина асимптоты  $c$  зависит не только от режима работы главных источников пыли – пылящего оборудования, но и взметывания уже осевшей пыли. Причем взметывание пыли с поверхности горной выработки происходит постоянно при наличии достаточного количества осевшей пыли и неизменной скорости потока в результате роста кластеров из осевших частиц. Увеличение размеров пылевого кластера приводит к росту сопротивления движущемуся потоку воздуха и взметыванию в воздух с последующим распадом на мелкие частицы, которые зависают в воздухе на длительное время [9].

Рассмотрим вклад взметывания в величину параметра  $c = N/\sigma$ , к которому асимптотически приближается концентрация пыли за участком интенсивного пылеотложения (например, на расстоянии 100 и более метров от лавы).

Значение асимптоты  $c$  (на расстоянии 100 и более метров от лавы) зависит от интенсивности пылеобразования в первичном источнике (вынос пыли с лавы) и постоянно действующего источника пылеобразования – взметывания отложившейся пыли на участке интенсивного отложения пыли. Интенсивность первичного источника пыли, существенно изменяется в зависимости от режима работы добычного комбайна и

расположения его в лаве, а также режимов работы забойного конвейера, выполнения операций по передвижке крепи и др. Диапазон изменения этой интенсивности колеблется от нуля (при прекращении процесса добычи) до максимального значения (при нахождении добычного комбайна - основного источника первичного пылеобразования вблизи места сопряжения лавы с вентиляционным штреком).

Очевидно, что максимум параметра  $c$  и его промежуточные значения определяется в этом случае суммарной мощностью двух источников пыли: первичного (вынос пыли с лавы) и вторичного (взметывания пыли). Минимальное же значение параметра  $c$  определяется только процессом взметывания пыли. Взметывание пыли с поверхности горной выработки происходит постоянно и начинает наблюдаться уже при скорости движения воздуха около 0,3 м/с [10, 11] при наличии значительного количества осевшей пыли, однако в этом случае оно имеет неустойчивый характер. Устойчивый процесс взметывания пыли наблюдается при скорости воздуха не ниже [12, 13]

$$U_{KP} \geq \frac{10,1}{S_B}, \quad (2)$$

где  $S_B$  – сечение выработки, м<sup>2</sup>.

Взметывание пыли является сложным физическим процессом и зависит от множества факторов. Определяющим среди них является количество пыли накопленной на стенках горной выработки. При отсутствии или незначительной величине пылеотложений (например, после уборки или связывания угольной пыли) взметывание практически отсутствует. По мере накопления пыли движущийся поток воздуха вначале начинает поднимать мелкие фракции с поверхности аэрогеля, а по мере накопления пыли, вследствие большой парусности образующегося конгломерата и нейтрализации скользящих зарядов, осевшие пылевые микроструктуры разрушаются, и частицы пыли вновь переходят во взвешенное состояние.

В работе [14] массу пыли, поднимаемой в атмосферу потоком воздуха, из отбитой горной массы связывают с количеством пыли в отбитой горной массе и определяют как

$$m = \varphi M, \quad (3)$$

где  $m$  – масса пыли, поднимающаяся в атмосферу из отбитой горной массы потоком воздуха, кг;

$\varphi$  – часть пыли, поднимаемой в атмосферу потоком воздуха;

$M$  – масса пыли в отбитой горной массе, кг.

Исходя из общности физики процессов взметывания пыли, следует ожидать наличия аналогичной связи и между количеством пыли накопленной на стенках выработки и интенсивностью вторичного взметывания. В таком случае по величине минимального значения концентрации пыли, измеренной за участком интенсивного пылеотложения, можно судить о количестве пыли накопленной на участке интенсивного пылеотложения, а следовательно оценить взрывоопасность выработки по пылевому фактору.

Учитывая то, что взметывание пыли зависит от множества факторов влияющих на взрывоопасность отложившейся угольной пыли, оно в определенной мере является интегральной характеристикой взрывоопасности горной выработки, а минимальное значение асимптоты  $c$  при этом:

характеризует количество накопившейся пыли на участке интенсивного отложения пыли;

зависит от дисперсного состава (крупности отложившейся пыли), то есть параметра влияющего на взрывчатые свойства пыли;

зависит от склонности пыли к взметыванию, которая определяется плотностью частиц пыли, влажностью пыли, склонностью ее к слипанию, прилипанию, агрегатированию, что важно с точки зрения оценки взрывчатых свойств отложившейся пыли.

Породная пыль, как более плотная, менее склонна к взметыванию и, наоборот, угольная – более склонна к взметыванию.

Взметывание не прекращается, если не проведена уборка или связывание осевшей пыли (не выполнен комплекс противопылевых мероприятий), то есть при контроле взрывоопасности выработки по минимальному значению концентрации пыли за участком интенсивного пылеотложения нельзя исключить срабатывания пороговых устройств в системе контроля взрывоопасности горной выработки, путем введения ложной информации о выполнении противопылевых мероприятий, как это возможно в случаях применения всех рассмотренных нами ранее методов контроля пылеотложения.

В то же время взметывание зависит от множества факторов, которые непосредственно не влияют на взрывоопасность горной выработки или влияние это является неоднозначным. Среди таких факторов в первую очередь следует выделить скорость движения воздуха в горной выработке. С ростом скорости движения воздуха увеличиваются интенсивность вторичного взметывания пыли и длина участка интенсивного пылеотложения [10, 11, 13], при одновременном снижении удельной величины пылеотложений на указанном участке. Поэтому при одинаковой

величине минимального значения концентрации пыли, измеренной за участком интенсивного пылеотложения, но различной скорости воздуха в выработке, уровень ее взрывоопасности будет различным (чем выше скорость, тем ниже уровень взрывоопасности выработки). Это обуславливает необходимость учета скорости воздуха (введения коррекции) при контроле взрывоопасности по концентрации пыли за участком интенсивного пылеотложения. Учет скорости может осуществляться автоматически (при наличии средств контроля скорости воздуха, например ИСНВ) или путем введения поправки на скорость при расчете коэффициента взрывоопасности горных выработок.

Разница между текущей и минимальной концентрациями пыли за участком интенсивного пылеотложения характеризует интенсивность первичного источника. Наличие такой информацией позволяет прогнозировать скорость накопления пыли и осуществлять предупредительную сигнализацию о необходимости проведения мероприятий, направленных на предупреждение взрывов угольной пыли.

Интегрирование концентрации во времени характеризует вынос пыли из зоны активного накопления пыли и позволяет прогнозировать изменение взрывоопасности выработок вне зоны активного накопления пыли и, исходя из этого, регламентировать периодичность проведения мероприятий направленных на уборку или связывание отложившейся пыли за зоной активного накопления пыли. Кроме того, эта информация позволяет дать гигиеническую оценку условий труда по пылевому фактору, путем расчета пылевой нагрузки горнорабочих.

**Выводы.** Изложенное выше позволяет заключить, что вторичное взметывание пыли на участке интенсивного пылеотложения является интегральной характеристикой взрывоопасности горной выработки, а величина вторичного взметывания пыли на участке интенсивного пылеотложения может быть определена посредством измерения величины минимальной запыленности воздуха за этим участком. Это позволяет принципиально изменить подход к вопросу создания системы контроля пылевзрывоопасности горных выработок шахт, одновременно используя технические средства контроля запыленности для гигиенической оценки условий труда горнорабочих и оценки взрывобезопасности выработок на участке интенсивного пылеотложения.

Среди других факторов, влияющих на взметывание и отложение пыли, следует также выделить геометрические параметры и загромождение выработки, влажность воздуха и пыли, обводненность выработки и др. Для обоснованного учета всех вышеперечисленных факторов необходимо проведение дополнительных исследований и разработки методики оценки пылевзрывоопасности горной выработки по измерению концентрации пыли за участком интенсивного пылеотложения.



### **Библиографический список**

1. Инструкция по предупреждению и локализации взрывов угольной пыли // *Збірник інструкцій до правил безпеки у вугільних шахтах*. – Київ: Основа, 1996. – Том 1. – С. 361 – 417.
2. Нецепляев М.И., Любимова А.И., Петрухин П.М. и др. Борьба со взрывами угольной пыли в шахтах. – М.: Недра, 1992. – 298 с.
3. Определение радиоизотопным методом содержания негорючих веществ при осланцевании горных выработок / М.Д. Кривицкий, А.П. Дегтярев, Е.П. Евдокимова и др. – В кн.: Способы и технические средства обеспечения безопасных и здоровых условий труда на угольных шахтах.- Макеевка: МакНИИ, 1988. – С. 73 – 84.
4. Krzystolik P., Lebecki K. Further development of the analyzer for quick control of solid incombustible content. – *Proceedings of the 21 International conference of safety in mines research institutes*. – Sydney, 1985. – p. 427-432.
5. А.с. 1346815 (СССР). Прибор для измерения количества осевшей пыли / Кривицкий М.Д., Дегтярев А.П., Попсуев В.И. и др. - Оpubл. в Б.И. 1987, №39.
6. Викторов В.А., Лункин Б.В., Совлуков А.С. Высокочастотный метод измерения неэлектрических величин. - М.: Наука, 1981. – 264 с.
7. Голинько В.И., Колесник В.Е. Оценка пылевзрывобезопасности горных выработок угольных шахт по содержанию пыли в воздухе // *Уголь Украины*, 2001. – № 6. – С. 24 – 26.
8. Колесник В.Е. Моделирование процесса распространения пыли по длине горной выработки при постоянно действующем источнике // *Науковий вісник НГА України*. – 2001. – № 2. – С. 49 – 52.
9. Кирич Б.Ф., Журавлев В.П., Рыжих Л.И. Борьба с пылевыделением в шахтах. – М.: Недра, 1983. – 213 с.
10. Воронин В.Н. Основы рудничной аэрогазодинамики. – Москва-Ленинград, 1951. – 490 с.
11. Дьяков В.В., Ковалев В.И. Противопылевые вентиляционные режимы на рудниках. – М.: Недра, 1984. – 200 с.
12. Предупреждение взрывов пыли в угольных и сланцевых шахтах / П.М. Петрухин, М.И. Нецепляев, В.Н. Качан, В.С. Сергеев. – М.: Недра, 1974. – 304 с.
13. Ксенофонтова А.И., Бурчаков А.С. Теория и практика борьбы с пылью в угольных шахтах. – М.: Недра, 1965. – 231 с.
14. Поздняков Г.А. Аэродинамика перехода пыли во взвешенное состояние // *Вопросы вентиляции, охлаждения воздуха, борьбы с пылью и контроль рудничной атмосферы в шахтах*. – Макеевка: Донбасс, 1983. – С. 88-91.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Литвинским Г.Г.*

*к.т.н. Рутковский А.Ю.,  
Мулов Д.В.,  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ДИНАМИЧЕСКИЕ ИСПЫТАНИЯ КОЛЬЦЕВЫХ КАНАТНЫХ ВИБРОИЗОЛЯТОРОВ**

*Проведені динамічні випробування кільцевих канатних віброізоляторів, які використовуються у конструкціях вібросасних систем ручних ударних машин. Досліджено вплив конструктивних параметрів віброізоляторів на вільні і змушені коливання.*

**Ключові слова:** *віброізолятор, випробування, стенд, демпфування коливань, частота.*

*Проведены динамические испытания кольцевых канатных виброизоляторов используемых в конструкциях вибросасных систем ручных ударных машин. Исследовано влияние конструктивных параметров виброизоляторов на свободные и вынужденные колебания.*

**Ключевые слова:** *виброизолятор, испытания, стенд, демпфирование колебаний, частота.*

### **Проблема и её связь с научными и практическими задачами.**

В угольной промышленности Украины нашли широкое применение ручные машины ударного действия, которые позволяют механизировать многие трудоёмкие технологические процессы и увеличить производительность по сравнению с ручным трудом при одновременном повышении качества работ.

На шахтах Центрального района Донбасса, из-за сложности горно-геологических условий залегания крутопадающих пластов, почти 70% добычи угля обеспечивается ручными ударными машинами (из 113 действующих очистных забоев отбойными молотками оснащены 80).

Угольная промышленность Центрального района Донбасса имеет большое значение для национальной экономики страны, поскольку запасы коксующегося угля в технических границах шахт представляют почти 15% от общих запасов кокса в Украине. В том числе особенно ценных марок угля – 215 млн. тонн. Потребность в угле таких марок составляет около 22 – 25 млн. тонн в год.

Кроме очистных работ, ручной ударный инструмент широко используется на угольных предприятиях при ведении проходческих и ряда вспомогательных работ.

Однако ручные ударные машины являются наиболее виброопасной техникой, а их эксплуатация продолжает оставаться основной причиной возникновения профессиональных заболеваний. Систематическое воздействие вибрации на горнорабочих приводит к повышению утомляемости, снижению производительности, качества выполняемых работ и развитию профессионального заболевания, в виде вибрационной болезни, занимающей ведущее место в структуре профессиональных патологий. В последние годы число случаев заболевания вибрационной болезнью увеличивается, что связано с возрастанием контингента рабочих использующих ручной ударный инструмент, о чем свидетельствует приведенная статистика профессиональных заболеваний [1].

Таким образом, до конца проблему обеспечения вибробезопасности ручных ударных машин еще нельзя считать решенной. На угольных предприятиях в ежедневном употреблении продолжает оставаться значительное количество этой техники, требующей к себе пристального внимания с точки зрения виброзащиты горнорабочих.

#### **Анализ исследований и публикаций.**

Методы подавления вибровозбуждения ручных ударных машин продолжают совершенствоваться и находят реализацию в конструкциях создаваемых машин. Но без применения средств виброизоляции и демпфирования до конца решить проблему виброзащиты пока не удастся. Виброизоляторы позволяют исключить влияние таких источников вибрации, как переменные внутренние силы, обусловленные движущимися частями; ударные взаимодействия корпуса ручной машины с рабочим инструментом и обратные удары и др. [2].

В ДонГТУ были разработаны конструкции виброзащитных систем ручных ударных машин на основе кольцевого канатного виброизолятора (ККВ) [3, 4]. Использование ККВ, как показали ранее проведенные исследования [5], способствует снижению динамических усилий, действующих со стороны корпуса машины на рукоятку управления, и, следовательно, на человека-оператора.

В работе [6] проведены статические испытания ККВ и получены зависимости жесткости упругих элементов от изменения их геометрических параметров. Однако теоретические исследования работы ударной машины с предлагаемой виброзащитной системой на основе ККВ невозможны без учета экспериментальных данных о характере демпфирующей способности упругих элементов.

### Постановка задачи.

Данная статья является продолжением выше указанных работ. Целью данного исследования является проведение динамических испытаний ККВ, которые предполагают изучение свободных колебаний для определения параметров демпфирования и значений собственных частот при различных параметрах ККВ, а также вынужденных колебаний для установления развития процесса колебаний при изменении частоты возмущающей силы.

### Изложение материала и результаты.

Для исследования свободных колебаний ККВ использовался стенд, представленный на рисунке 1. Образец виброизолятора 1 устанавливается между двух втулок 2 и 3, на одной из которых закреплены сменные грузы 4. К массе прикреплен стержень 5, другой конец которого находится в направляющей 6. На стержне закрепляется шторка 7, перекрывающая часть луча света, который от источника 8 через линзы 9 попадает на приемник света 10. Он представляет собой фотодатчик, вырабатывающий электрический сигнал под действием света. Этот сигнал без усиления подается на вход быстродействующего самописца 11 типа НЗЗ8-4П. Работа установки заключается в следующем: виброизолятор с закрепленной на нём массой выводится из положения равновесия (сжимается) и резко отпускается. Система начинает совершать свободные колебания, которые фиксируются самописцем 11. Сигнал от источника света 8 подается через линзу 9 на шторку 7, совершающую колебания совместно с массой, линзу 9, приемник света 10, самописец 11.

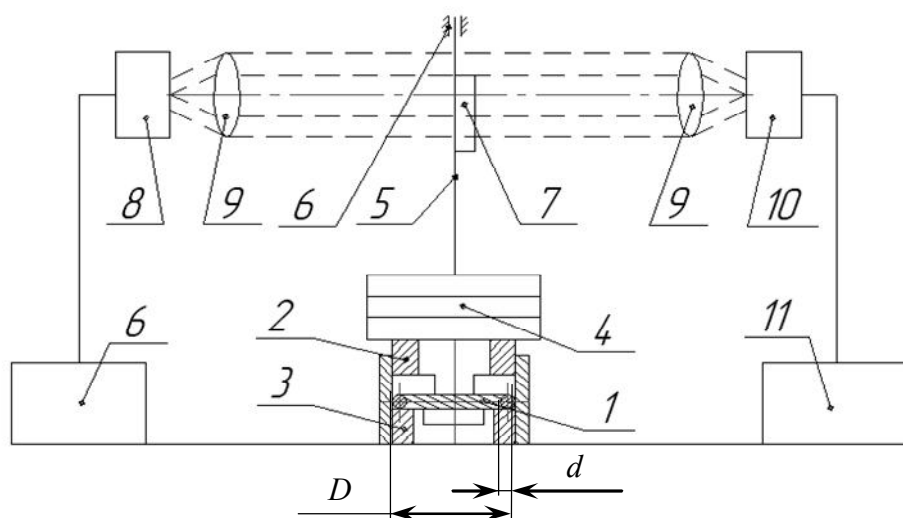


Рисунок 1 – Стенд для исследования свободных колебаний ККВ

Для определения вибрационных характеристик разрабатываемых систем виброзащиты на основе ККВ использовалась вибрационная механическая установка типа УВ-70/200 представленная на рисунке 2.

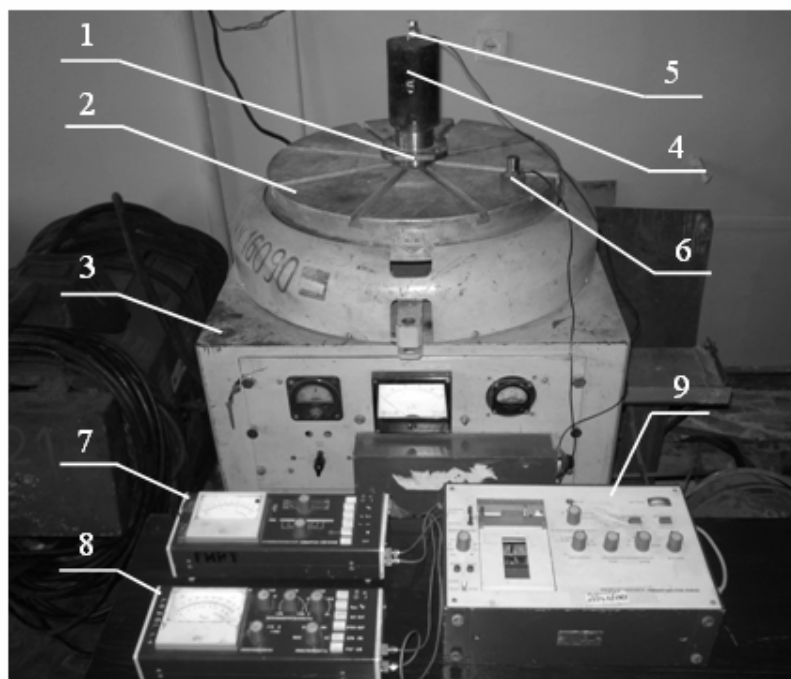


Рисунок 2 – Внешний вид установки для исследования вынужденных колебаний ККВ

Методика проведения испытаний заключалась в следующем: фланец 1 с двумя втулками внутри, между которыми установлен образец ККВ, жестко крепится на столе 2 вибростенда 3. На одной из втулок закрепляются сменные грузы 4 и пьезоэлектрический датчик 5 типа KD-23. Другой пьезоэлектрический датчик 6 типа KD-23 устанавливается на вибростоле и контролирует уровень вибровозбуждения. Оба датчика крепятся с помощью резьбового соединения. Сигналы с датчиков поступают на виброизмерительный комплекс фирмы Robotron, который включает в себя виброметр 7 типа 00042, узкополосный фильтр 8 типа 01025 и самописец уровня 9 типа 00026, который регистрирует резонансные пики при различных диапазонах частот возбуждения.

Исследовались образцы ККВ со следующими конструктивными параметрами: диаметр кольца виброизолятора ( $D$ ) равен 46 мм; 43 мм; 41 мм; диаметр каната в кольце виброизолятора ( $d$ ) – 8 мм; 5 мм; 3,5 мм.

На стенде свободных колебаний были получены графики свободных колебаний для различных образцов ККВ. Один из таких графиков представлен на рисунке 3.

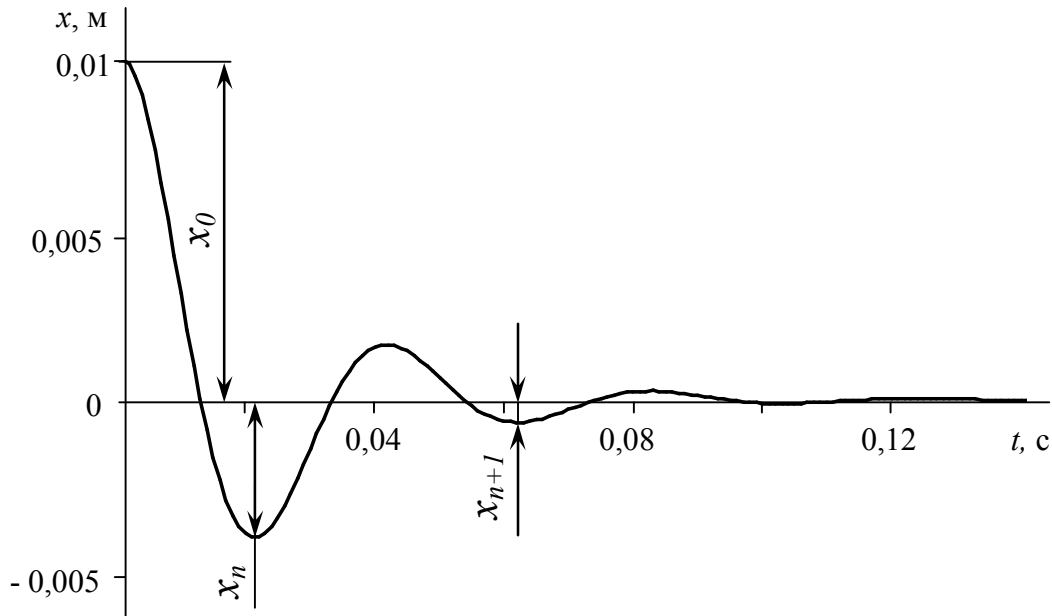


Рисунок 3 – График свободных колебаний одного из испытываемых образцов виброизолятора ( $D = 41$  мм,  $d = 3,5$  мм)

Обработка графиков позволила получить зависимости коэффициента демпфирования упругих элементов от амплитуды деформации ( $x$ ), представленные на рисунках 4, 5. Коэффициент демпфирования определялся как:

$$b = 2D\sqrt{cm}, \quad (1)$$

где  $D = \frac{\nu}{\sqrt{4\pi^2 + \nu^2}}$  – безразмерный коэффициент демпфирования;

$\nu = \ln\left(\frac{x_n}{x_{n+1}}\right)$  – логарифмический декремент колебаний;

$c$  – коэффициент жесткости упругого элемента;

$m$  – масса защищаемого объекта.

Свободные колебания показали, что при различных начальных условиях и амплитудах деформации условный период колебаний в процессе затухающих колебаний остается постоянным, а это указывает на то, что период не зависит от начальной амплитуды деформации ККВ. При различных параметрах ККВ до полного затухания происходит не более четырех колебаний, что свидетельствует о высокой демпфирующей способности виброизоляторов.

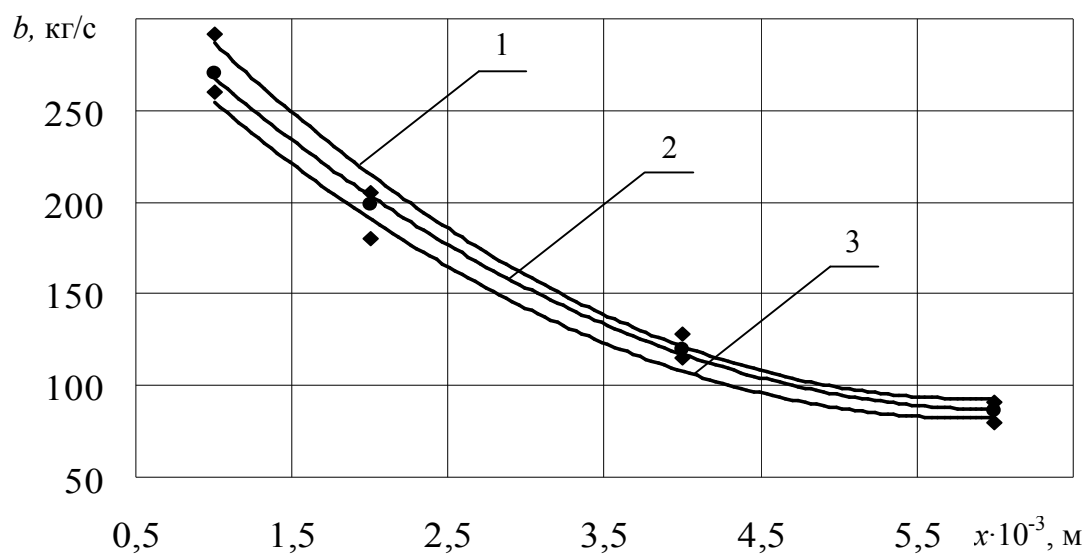


Рисунок 4 – Зависимость коэффициента демпфирования от амплитуды деформации ККВ: 1 – для образца с параметрами  $D = 46$  мм,  $d = 3,5$  мм; 2 –  $D = 43$  мм,  $d = 3,5$  мм; 3 –  $D = 41$  мм,  $d = 3,5$  мм

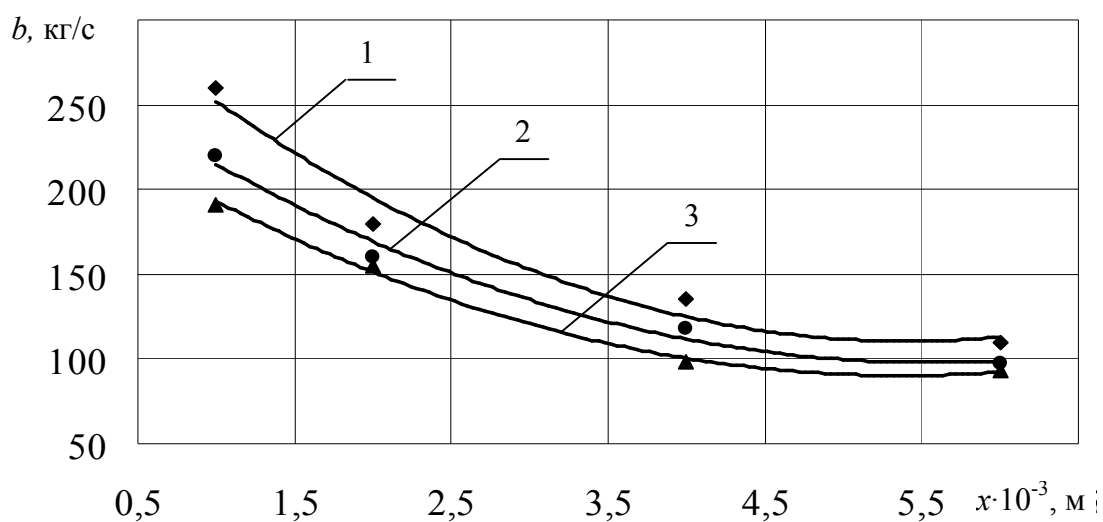


Рисунок 5 – Зависимость коэффициента демпфирования от амплитуды деформации ККВ: 1 – для образца с параметрами  $D = 46$  мм,  $d = 8$  мм; 2 –  $D = 46$  мм,  $d = 5$  мм; 3 –  $D = 46$  мм,  $d = 3,5$  мм

В результате экспериментов было исследовано влияние массы защищаемого объекта на частоту собственных колебаний  $f_0$  ККВ. Полученные зависимости представлены на рисунках 6, 7.

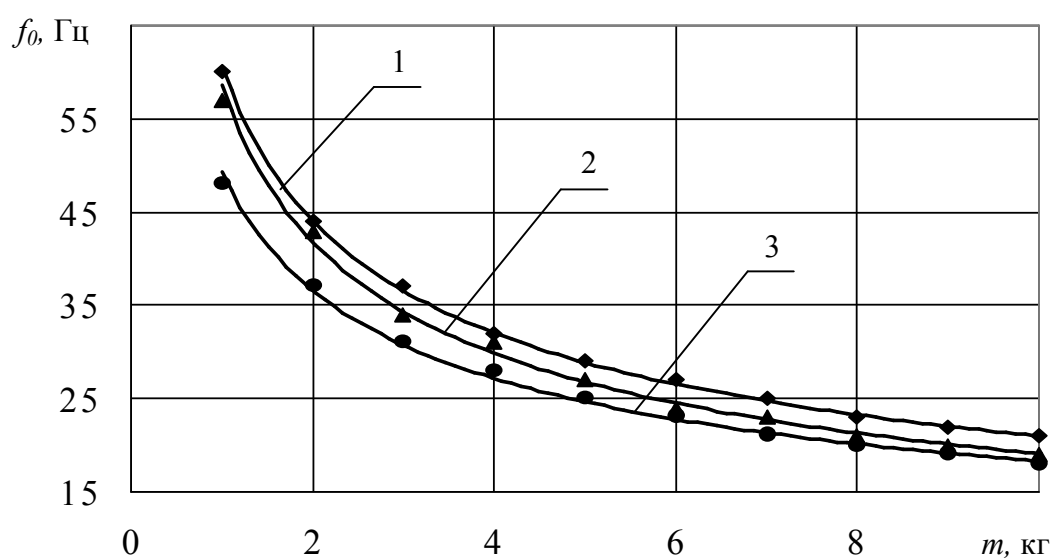


Рисунок 6 – Зависимость собственной частоты колебаний ККВ от массы защищаемого объекта: 1 – для образца с параметрами  $D = 46$  мм,  $d = 3,5$  мм; 2 –  $D = 43$  мм,  $d = 3,5$  мм; 3 –  $D = 41$  мм,  $d = 3,5$  мм

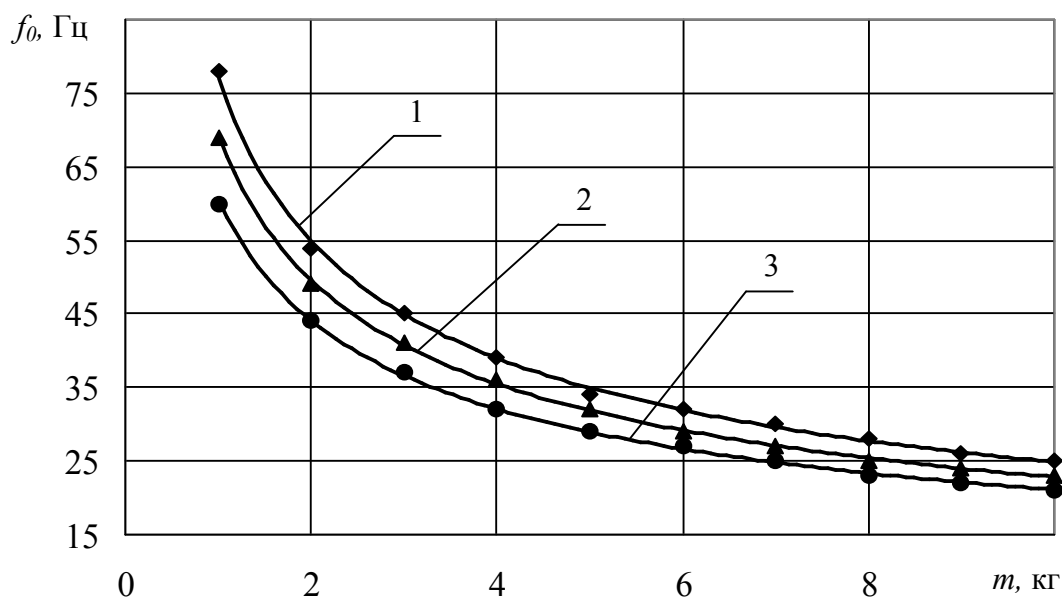


Рисунок 7 – Зависимость собственной частоты колебаний ККВ от массы защищаемого объекта: 1 – для образца с параметрами  $D = 46$  мм,  $d = 8$  мм; 2 –  $D = 46$  мм,  $d = 5$  мм; 3 –  $D = 46$  мм,  $d = 3,5$  мм

Анализ полученных результатов показывает, что при относительно малых значениях  $m$  собственная частота ККВ сильно зависит от мас-



сы, а при больших значениях массы защищаемого объекта собственная частота практически остается постоянной.

Также задачей исследования собственных колебаний является определение влияния параметров ККВ на собственную частоту. Исследования при изменении конструктивных параметров позволили получить зависимости собственной частоты колебаний ККВ от диаметра кольца, рисунок 6, и диаметра каната в кольце виброизолятора, рисунок 7. Из полученных зависимостей следует, что при увеличении диаметра кольца собственная частота ККВ увеличивается. Увеличение диаметра каната в кольце виброизолятора также приводит к увеличению значения собственной частоты.

Испытания ККВ на вибростенде позволили получить амплитудно-частотные характеристики виброизоляторов при изменении их геометрических параметров, а также при различных значениях массы защищаемого объекта. По результатам замеров определяется коэффициент виброизоляции как:

$$\eta = \frac{V}{V_c}, \quad (2)$$

где  $V$  – уровень виброскорости на защищаемом объекте, м/с;  
 $V_c$  – уровень виброскорости на вибростоле, м/с.

Одни из таких амплитудно-частотных характеристик для виброизолятора с параметрами  $D = 46$  мм,  $d = 3,5$  мм приведены на рисунке 8.

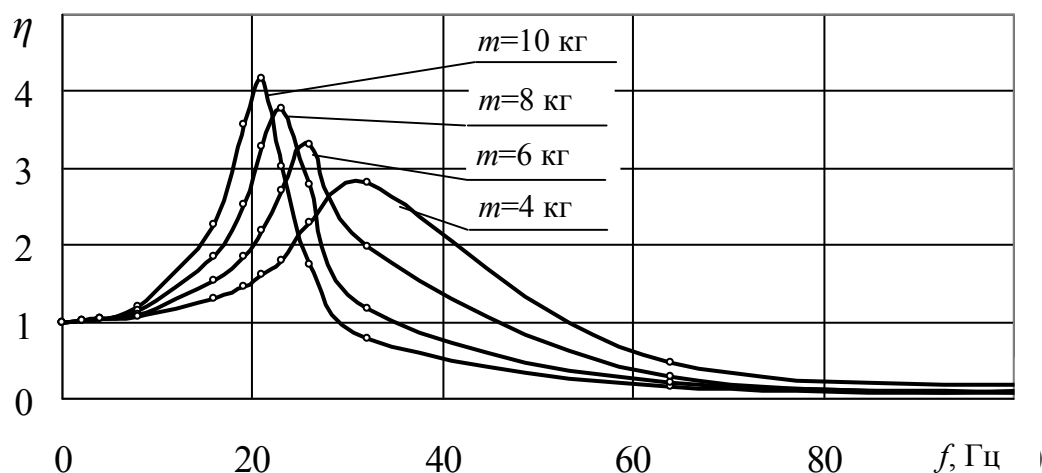


Рисунок 8 – Амплитудно-частотные характеристики ККВ

Экспериментально установлено, что при увеличении защищаемой массы резонансные частоты смещаются в низкочастотную область. Ко-

эфиценты виброизоляции на резонансе при этом увеличиваются, а в зарезонансной области уменьшаются.

### **Выводы и направления дальнейших исследований.**

Таким образом, на основе полученных результатов, можно сделать вывод, что демпфирование ККВ носит нелинейный характер и зависит от амплитуды и размаха колебаний. Регулировать параметры демпфирования ККВ можно, изменяя конструктивные параметры виброизоляторов. Основными параметрами, влияющими на значение собственной частоты ККВ, являются масса защищаемого объекта, а также диаметр кольца и диаметр каната в кольце виброизолятора.

Направление дальнейших исследований связано с использованием полученных экспериментальных данных о характере упруго-демпфирующих свойств ККВ для теоретического исследования предложенных систем виброзащиты ручных ударных машин.

### **Библиографический список**

1. Тимофеева И.Г. *Безопасность труда на виброопасных технологических процессах* – Улан-Удэ, Изд-во ВСГТУ, 2003. – 95с.
2. *Динамические свойства линейных виброзащитных систем.* / А.В. Синев, Ю.Г. Сафронов, В.С. Соловьев и др.: Под ред. К.В. Фролова – М.: Наука, 1982. – 205с.
3. Пат. 19365 Україна, МПК<sup>7</sup> В 25 D 17/24. Пневматична машина ударної дії / О.Ю. Рутковський, В.О. Сурело, Д.В. Мулов, Ю.В. Коробейников; заявник і патентовласник Донбас. держ. техніч. ун.-т. – №200606523; заявл. 13.06.06; опубл. 15.12.06, Бюл. №12 – 3 с.: іл.
4. Пат. 36012 Україна, МПК<sup>8</sup> В 25 D 17/24. Пневматичний молоток / Д.В. Мулов, О.Ю. Рутковський; заявник і патентовласник Донбас. держ. техніч. ун.-т. - №200804423; заявл. 06.04.08. – 3 с.: іл.
5. Рутковский А.Ю., Мулов Д.В., Коробейников Ю.В. Моделирование динамики работы ручной ударной машины новой конструкции // *Наукові праці Донецького національного технічного університету. Випуск 12. Серія: гірничо-електромеханічна.* – Донецьк: ДонНТУ. – 2006. – С. 210-215.
6. Мулов Д.В. Экспериментальные исследования упруго-демпфирующих свойств кольцевых канатных виброизоляторов // *Наукові праці Донецького національного технічного університету. Випуск 16, серія: гірничо-електромеханічна.* – Донецьк: ДонНТУ. – 2008. – С. 198-203.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Финкельштейном З.Л.*

*к.т.н Ларченко В.Г.,  
Хоружая Н.В.  
(ДонГТУ, г.Алчевск, Украина)*

## МОНИТОРИНГ ДЕФОРМАЦИЙ ВЫСОТНЫХ СООРУЖЕНИЙ

*Запропонований спосіб визначення деформацій висотних споруд і пристрій для виміру горизонтальних і вертикальних деформацій їхньої основи, що дозволяє визначити зміну крену висотних споруд за допомогою лазерного пристрою, підвищує точність виміру горизонтальних деформацій до 1500 разів.*

**Ключові слова:** *крен висотних споруд, лазерний прилад, замірна станція, горизонтальні і вертикальні деформації.*

*Предложен способ определения деформаций высотных сооружений и устройство для измерения горизонтальных и вертикальных деформаций их основания, позволяющие определять изменения крена высотных сооружений с помощью лазерного устройства, увеличив точность измерений горизонтальных деформаций до 1500 раз.*

**Ключевые слова:** *крен высотных сооружений, лазерный прибор, замерная станция, горизонтальные и вертикальные деформации.*

Все высотные сооружения в период их длительной эксплуатации испытывают деформации, что часто приводит к отклонению центра верхнего сечения от нижнего, называемому креном сооружения. Увеличение крена может стать необратимым и причиной прекращения эксплуатации сооружения, его ликвидации или остановки промышленного производства.

Анализ публикаций по рассматриваемой теме за последние годы свидетельствует, что крен высотных сооружений определяют традиционными геодезическими измерениями, которые являются трудоемкими, а на их точность влияют погодные условия.

Поэтому эта техническая задача является актуальной, а целью исследований является разработка нового способа мониторинга деформаций высотных сооружений при их длительной эксплуатации, не требующего трудоемких геодезических измерений и их математической обработки.

Опыт эксплуатации высотных сооружений на неподрабатываемых территориях показал [1], что на величину крена значительное влияние оказывают скорость и направление ветра, неравномерный тепловой нагрев дымовой трубы, неравномерные оседания фундамента трубы, изначально-

ный строительный крен и другие факторы. Ветры примерно одного направления действуют на сооружения с переменной однонаправленной нагрузкой, способной привести к значительному увеличению совпадающего по направлению крена. Еще большую опасность представляет собой периодические изменения направления ветра в различных направлениях, что может привести к эффекту «расшатывания» фундамента.

Неравномерный тепловой нагрев, вызванный солнечным излучением, наибольшее влияние оказывает на южную сторону трубы. Вызванное тепловым нагревом расширение материала трубы с южной стороны может увеличить крен сооружения в северном направлении. Особенно опасно суммарное действие ветровой и тепловой нагрузок, совпадающих по направлению с начальным строительным креном, что может привести к превышению допустимого значения крена. Многолетний опыт наблюдений [1] показывает, что при выборе места возведения высотного сооружения следует учитывать особенности геологического строения окружающих фундамент пород и возможную близость водных объектов, увлажняющих породы вокруг фундамента. Однако следует отметить, что проходящие по каналам дымовой трубы газы с высокой температурой своим теплом подсушивают и, следовательно, укрепляют окружающие фундамент породы.

Совместное действие всех этих факторов наблюдалось на дымовой трубе коксового цеха Краматорского металлургического завода им. В.В. Куйбышева. На протяжении 12 летних наблюдений величина крена этой трубы, расположенной на берегу реки, изменялась от 400 до 915 мм (при допустимых 300 мм), причем направление крена было северным и колебалось в пределах  $12^\circ$ . Изгиб трубы резко увеличивался на верхних 15 метрах (при высоте трубы 55 м).

На подрабатываемых территориях основной причиной крена высотных сооружений может быть наклон земной поверхности, что требует систематических трудоемких геодезических наблюдений, а также проведения необходимого ремонта или осуществления защитных мероприятий, связанных с необходимостью временного сокращения выпуска продукции или даже полной остановки работы промышленного предприятия, вследствие чего существенно возрастают затраты, часто приходится проводить ремонтные работы, не прекращая деятельности предприятия [2].

Поэтому нами предложен способ мониторинга крена высотных сооружений, позволяющий вести мониторинг с высокой точностью и многократно снизить трудоемкость наблюдений. Данная техническая задача является актуальной, имеют научное и практическое значение.

На начальной стадии при приемке высотного сооружения в эксплуатацию, определяют крен традиционным методом угловой геодезической засечки с трех пунктов, выполняют угловые измерения точным теодолитом и линейные измерения светодальномером, электронным тахеометром

или компарированной рулеткой с последующей математической обработкой результатов. Затем оборудуют замерную станцию, включающую экран 5 закрепленный хомутом 4 на трубе 1 (башенном копре) (рисунок 1), которая установлена на фундаменте 2 земной поверхности 3. Над экраном 5, устанавливают защитный зонт 6 с подсветкой 20 (рисунок 2), предназначенный для защиты экрана 5 от дождя и снега. Возле объекта исследования 1 установлен первый защитный ящик 7, в котором помещено зеркало 8 на трегере 13 с уровнями 15 и микрометренными винтами 17 для отражения и наведения лазерного луча 9 от лазерного прибора 10 (рисунок 3) в точку на экране с начальным креном. В свободном от вибрации месте во втором защитном ящике 12 на жесткой опоре 11 установлен лазерный прибор 10 (рисунок 1). Зеркало 8, как и лазерный прибор 10, установлено на трегере 13 (рисунок 3) с подъемными винтами 14, и уровнями 15 и микрометренными винтами 17 для приведения его в рабочее положение расположено на другой жесткой опоре 16. Микрометренные винты 17 зеркала 8 необходимы для установки луча 9 лазерного прибора 10 в точку экрана 5, соответствующей строительному (начальному) крену, определенному традиционным геодезическим способом из трех пунктов.

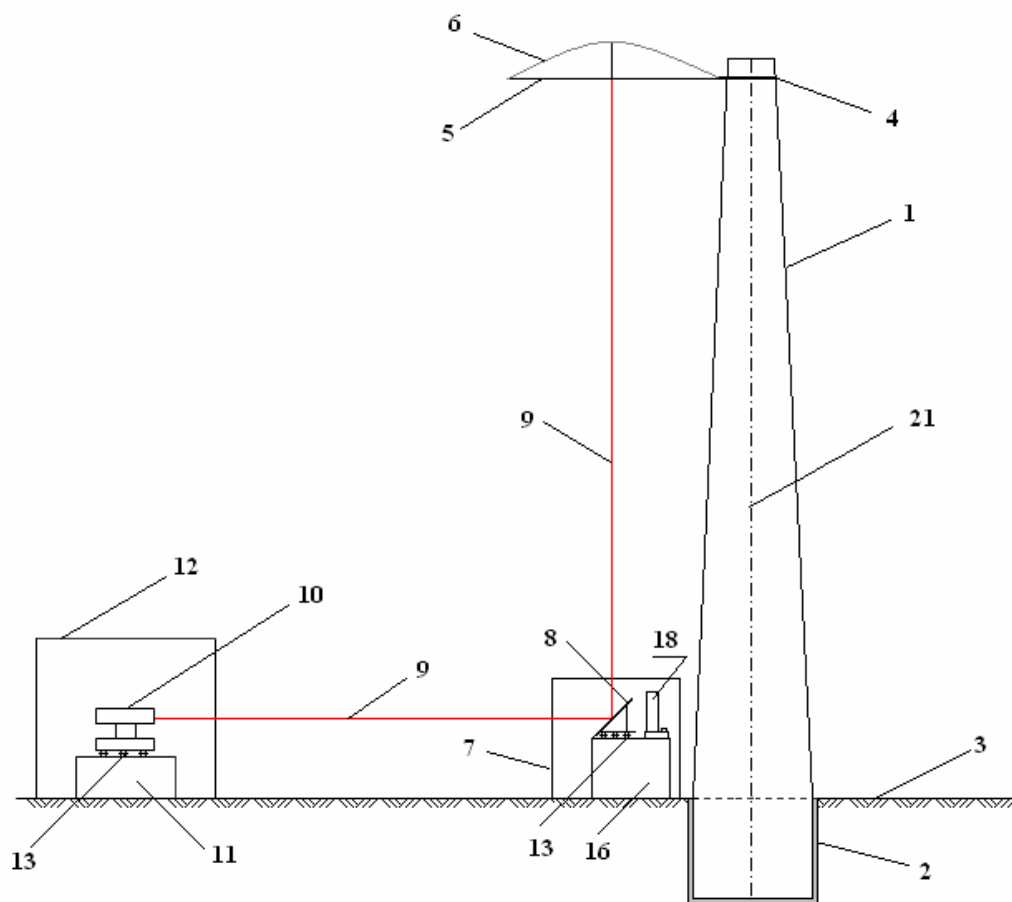


Рисунок 1 - Схема установки способа мониторинга крена высотных сооружений

Рядом с зеркалом 8 установлена зрительная труба теодолита (кипрегеля) 18 с увеличением не менее  $30^{\times}$  и с призмной насадкой 19 для наблюдения за креном на градуированном и ориентированном экране 5.

Установленный в верхней части высотного сооружения градуированный и ориентированный экран (рисунок 2) на матовом стекле с подсветкой 20 позволит вести постоянные наблюдения за изменениями величины и направления крена (вертикальной оси 21 объекта в верхней его части) по изменению положения луча 9, отраженного зеркалом неподвижного лазерного прибора 10, от влияния скорости и направления ветра, теплового нагрева трубы, изменения температуры воздуха, наклона фундамента высотных объектов.

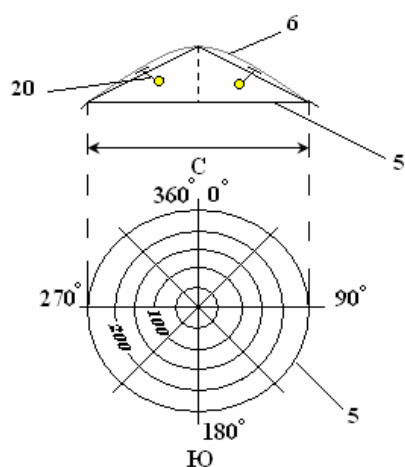


Рисунок 2 - Экран для наблюдений

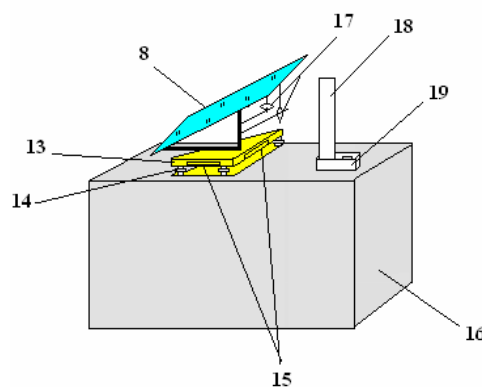


Рисунок 3 - Направляющее зеркало с трегером, уровнями и микрометрическими винтами

Применив устройство для измерения горизонтальных и вертикальных деформаций основания сооружения [3, 4] можно будет определить наклоны земной поверхности (рисунок 4), для чего необходимо установить стенной репер 1, соединенный проволокой 2 с блоком 3 и от него натяжным грузом 4. Напротив второго стенного репера 5 установлена неподвижная шкала 6 с делениями и увеличительной лупой 7 для точности взятия отсчетов. В конце защитной трубки 8 перед блоком 3 помещают на специально оборудованной опоре 9 лазерный прибор 10, объектив 11 которого соединен с проволокой 2 припаянными к ним кольцами 12. Все устройство помещают в защитную пластиковую трубку 8. Чтобы наблюдать за отсчетами в процессе наклона сооружений, в трубке сделаны смотровые окна 13. В данной трубке 8 устанавливают и образный гибкий шланг 14, в который заливают незамерзающую жидкость 15 (технический спирт с добавлением масла для уменьшения испарения спирта). На прозрачные трубки 16 надевают гибкий шланг 14, а

сверху прозрачную трубку покрывают крышкой 17 с отверстиями для воздуха. Концы прозрачных трубок 16 прикреплены к концам защитной пластиковой трубы 8 (или к реперу 5) резиновыми хомутами 18 во избежание вибраций и отклонений прозрачных трубок 16 от вертикали, а u-образный гибкий шланг 14 пропущен по низу защитной трубки 8. При оседании сооружений один конец шланга 14 будет испытывать большее оседания, а жидкость 15 в шланге 14 будет оставаться на одном уровне. Относительное оседание одного из концов шланга 14 будет видно по разности отчетов по вертикальной шкале 19 с миллиметровыми делениями (исходный уровень жидкости установлен на нулевом делении). Напротив лазерного прибора 10 устанавливают градуированный экран 20 (вместо экрана можно использовать стену любого здания). Процесс горизонтальных деформаций основания сооружений наблюдают по движению проволоки 2 со шкалой 6 относительно иглы 21 на втором стенном репере 5 и по движению луча лазерного прибора 10 на градуированном экране 20.

Данное устройство позволяет определять наклоны и горизонтальные деформации участка земной поверхности у основания фундамента, тем самым, выделив влияние одной из главных причин крена высотных сооружений на подрабатываемых территориях.

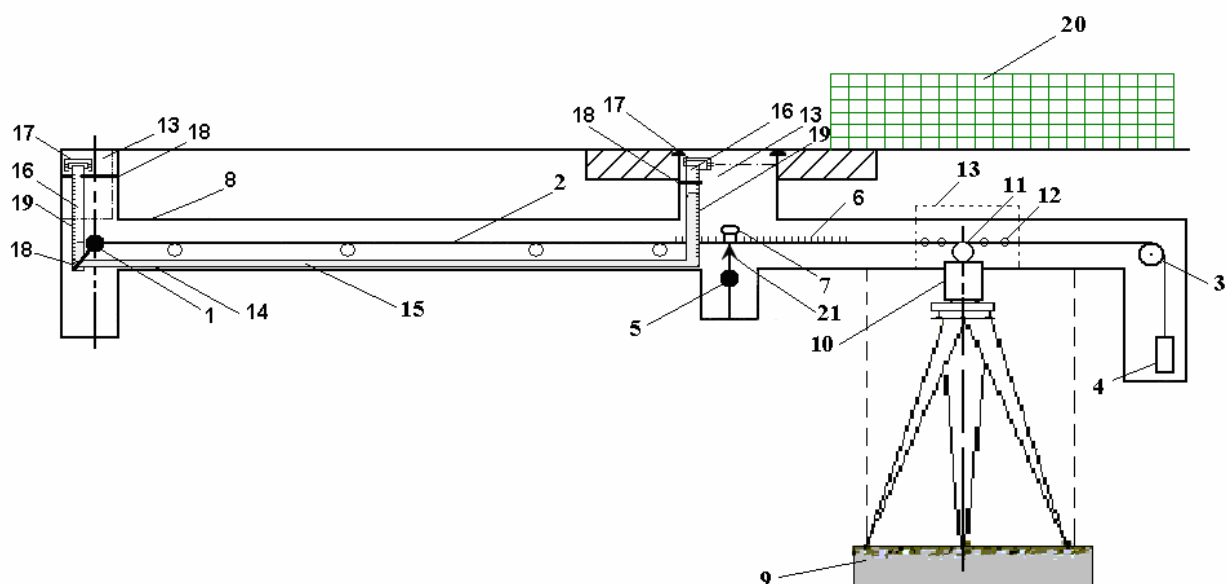


Рисунок 4 - Устройство для измерения горизонтальных и вертикальных деформаций основания сооружений

### **Выводы и направление дальнейших исследований.**

1. Приведенный способ определения изменений крена высотных сооружений дает возможность вести постоянный мониторинг с высокой точностью, исключить необходимость точных трудоемких геодезических

измерений и их математической обработки, устанавливать зависимость крена от влияния определяющих факторов, а также многократно снизить трудоемкость и повысить комфортабельность наблюдений, исключить влияние человеческого фактора на точность определения крена.

2. Дополнительное применение лазерного прибора в устройстве [3] (рисунок 4) позволяет повысить точность определения горизонтальных деформаций сооружений до 1500 раз, что расширяет возможность их использования для наблюдений на любых объектах: подработанных сооружений, оползнях, тектонических разломах, АЭС, ГЭС и решения других инженерных задач (исследований конвергенции горных выработок, деформаций плотин и т.д.).

3. Планируем в дальнейшем внедрить предложенный способ и устройства на производстве.

### **Библиографический список**

1. Ларченко В.Г. Причины изменения величины и направления крена дымовых труб/ В.Г. Ларченко, С.А. Лиман, В.Т. Мирошниченко // Сб. науч. трудов. – Алчевск: ДГМИ, вып.12, 2000. – С.321-327.

2. Кратч Г. Сдвигение горных пород и защита подрабатываемых сооружений. / Пер. с нем. под ред. Р.А. Муллера и И.А. Петухова. – М.: Недра. - 1978. – 494 с.

3. Пат. 35377 U Україна, МПК<sup>8</sup> G 01 C 3/08. Пристрій для виміру горизонтальних і вертикальних деформацій товщі гірничих порід і споруд земної поверхні / В.Г. Ларченко, Н.В. Хоружа (Україна); Донбаський державний технічний університет (Україна). - № и 200805642, заяв. 30.04.2008, опубл. 10.09.2008, Бюл. № 17.

4. Патент України по заявці № и 200909875 від 28.09.09.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Клишиным Н.К.*



*к.т.н. Аверин Г. А.,  
к.т.н. Кирьязов П.Н.,  
Филонюк Ю.В.,  
Доценко О. Г.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

**ВЛИЯНИЕ ОЧИСТНЫХ РАБОТ  
НА НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ  
МАССИВА ПОРОД ВОКРУГ ПОДГОТОВИТЕЛЬНОЙ  
ВЫРАБОТКИ, ПРОЙДЕННОЙ «ВПРИСЕЧКУ»**

*Наведено результати моделювання, спрямованого на аналіз умов проведення пластових підготовчих виробок в розвантажених зонах.*

***Ключові слова:** пластова підготовча виробка, моделювання, МСЕ, розвантажена зона.*

*В статье приведены результаты моделирования, направленного на анализ условий проведения пластовых подготовительных выработок в разгруженных зонах.*

***Ключевые слова:** пластовая подготовительная выработка, моделирование, МКЭ, разгруженная зона.*

**Актуальность работы.** С ростом глубины ведения очистных работ отмечается существенный рост напряженно-деформационных изменений в массиве пород, вмещающих угольный пласт, проявляющиеся в виде нежелательных смещений и деформаций пород кровли, почвы и крепи подготовительных выработок.

Этому влиянию наиболее подвержены подготовительные выработки в зоне влияния опорного давления, образующегося при ведении очистных работ. Снизить проявление опорного горного давления возможно путем расположения подготовительных выработок в зонах с пониженным горным давлением (менее  $\gamma H$ ), в том числе в краевой части отрабатываемого угольного пласта на границе с выработанным пространством [1]. Формирование разгруженных зон происходит в период от начала ведения очистных работ (образования зоны временного опорного давления) до окончания полных сдвижений массива пород в выработанном пространстве (образование стационарного опорного давления).

В период формирования разгруженных зон вмещающие угольный пласт породы в зоне краевой части очистного забоя испытывают сжи-

мающие и растягивающие нагрузки, многократно превышающие предел их прочности. В результате свойства породы - упругость, вязкость, пластичность, ползучесть и др. - изменяются, переходя из одного состояния в другое. Происходит зональная дезинтеграция массива пород в краевой части угольного пласта [2].

**Состояние вопроса.** На шахте «Красный Партизан» ГП Свердловантрацит, начиная с глубины разработки 600 м, в условиях пласта  $k_5^1$  успешно применялась столбовая система разработки с выемкой по простиранию. Откаточный штрек погашался после прохода лавы, а вентиляционный проводился «вприсечку» и располагался в краевой части пласта с оставлением угольного целика шириной 3-5 метров со стороны выработанного пространства. Глубина ведения 900 м оказалась предельной для ведения очистных работ по указанной системе разработки.

**Цель работы.** Установить влияние очистных работ на напряженно-деформированное состояние массива пород вокруг подготовительной выработки, пройденной «вприсечку»

Для определения напряженно-деформированного состояния краевой части угольного пласта и вмещающих пород вокруг подготовительной выработки, проведенной «вприсечку» к выработанному пространству, была разработана трехмерная модель с размерами 1356·792·860 м. Детальному исследованию подвергались угольный пласт и вмещающие его породы впереди работающей лавы со стороны выработанного пространства предыдущих лав. Результаты расчетов получены с применением вычислительного комплекса «Лира 9.4», основанного на методе конечных элементов. Для получения зависимостей были исследованы расчетные  $N_1$ ,  $N_2$ ,  $N_3$  и эквивалентные  $N_e$  напряжения. На рисунке 1 показан фрагмент расчетной схемы модели.

В модели заложены условия отработки пласта  $k_5^1$ : угол падения пласта 14-16°; непосредственная кровля - песчаный сланец мощностью  $m \leq 10$  м, предел прочности на сжатие  $\sigma_{сж} = 65$  МПа и модуль упругости  $E = 2 \cdot 10^4$  МПа; основная кровля - песчаник  $m \leq 8$  м,  $\sigma_{сж} = 80$  МПа и  $E = 2,5 \cdot 10^4$  МПа; почва - сланец песчаный  $m \leq 2,5$  м,  $\sigma_{сж} = 60$  МПа и  $E = 2 \cdot 10^4$  МПа; уголь марки «А»,  $m = 1,5$  м,  $\sigma_{сж} = 20$  МПа и  $E = 500$  МПа. Мощности угольных пластов и породных слоев, расположенных ниже и выше них, принимались усредненными. Модель решалась в упругопластической постановке задачи с использованием пошагового процессора.

В начале была проведена подготовительная выработка и вынут угольный пласт первой лавой. После с оставлением 3-х метрового целика угля, проведена вторая подготовительная выработка «вприсечку» к выработанному пространству и вынута часть угольного пласта второй лавой. За лавами выкладывали деревянные костры.

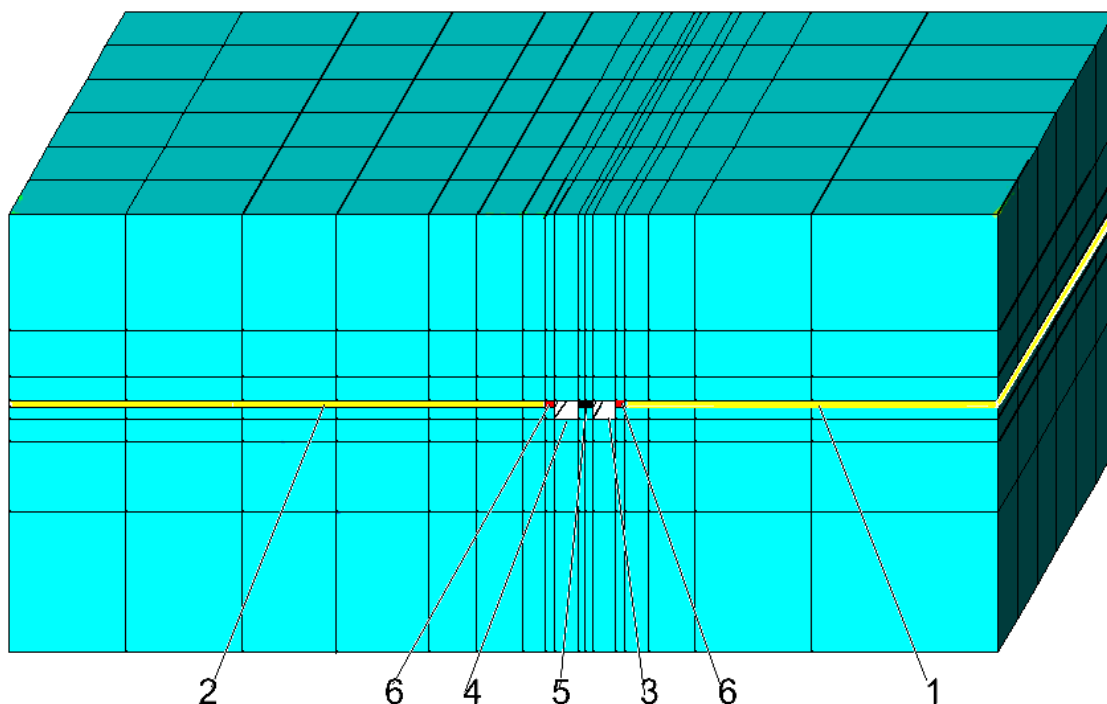


Рисунок 1 – Фрагмент расчётной схемы для определения напряженно-деформированного состояния в краевой части угольного пласта  $k_5^1$ .  
1- предыдущая лава; 2- последующая лава; 3 – откаточная выработка лавы 1; 4 – присечная выработка; 5 – трёхметровый угольный целик; 6 – деревянные костры.

Имитация выработанного пространства лавы осуществлялась путём пошагового изменения модуля деформации обрушенных и уплотнённых пород от 100 МПа до 700 МПа.

При эквивалентных  $N_e = 0$  и более и при достижении расчетных сжимающих  $N_3 = -40$  МПа,  $N_1 = -20$  МПа,  $N_2 = -20$  МПа напряжений можно предположить, что угольный пласт будет разрушен в различной степени, как при одноосном, так и при объёмном нагружении [3].

На рисунке 2 показаны напряжения в плоскости пласта впереди лавы в зоне опорного давления, которые изменяются вдоль присечной выработки.

Изолинии эквивалентных  $N_e = 0$  расчетных сжимающих  $N_3 = -40$  МПа,  $N_1 = -20$  МПа,  $N_2 = -20$  МПа напряжений изменяются по степенным зависимостям (1-4).

Расстояние до изолинии эквивалентных напряжений  $N_e = 0$  определяется по формуле:

$$l_{N_e} = 1557 \cdot b,^{0,79} \quad (1)$$

где  $l_{Ne}$  – расстояние от изолинии нулевых эквивалентных напряжений до краевой части угольного массива присечной выработки, м;  
 $b$  – расстояние от линии очистного забоя вдоль присечной выработки, м. Коэффициент аппроксимации  $R^2$  зависимости (1) составляет 0,92.

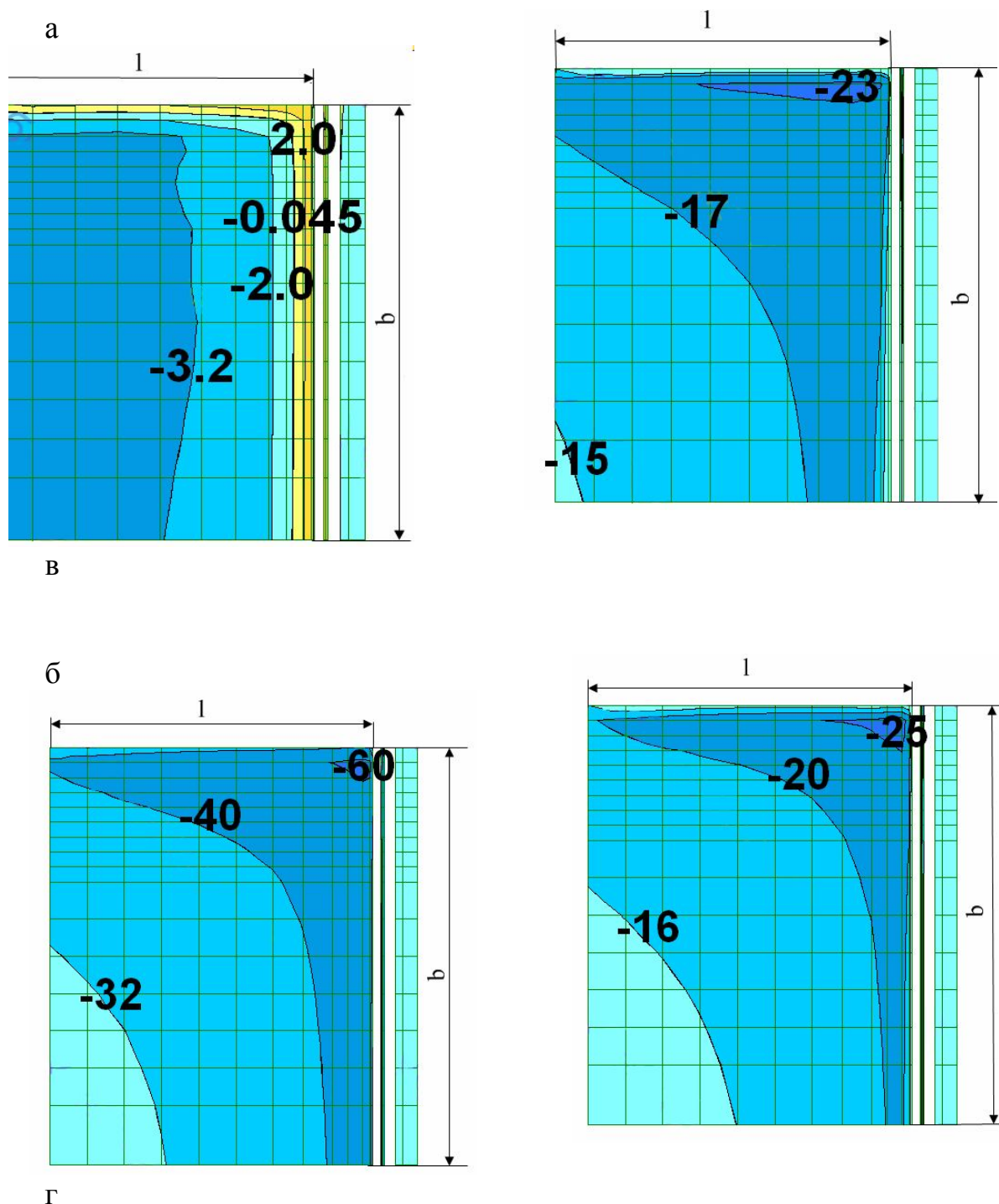


Рисунок 2 – Изолинии напряжений, показанных в плоскости краевой части угольного пласта, имеющих выработанное пространства сверху и справа: а) эквивалентных  $N_e$ ; расчетных б)  $N_3$ ; в)  $N_1$ ; г)  $N_2$

Расстояние до изолинии расчётных сжимающих напряжений  $N_3 = -40$  МПа определяется по формуле:

$$l_{N3} = 1102 \cdot b^{0,65}, \quad (2)$$

где  $l_{N3}$  – расстояние от расчётных сжимающих напряжений  $N_3 = -40$  МПа от краевой части угольного массива, м;

$b$  – расстояние впереди линии очистного забоя вдоль краевой части, м. Коэффициент аппроксимации  $R^2$  зависимости (2) составляет 0,933.

Расстояние до изолинии расчётных сжимающих напряжений  $N_1 = -20$  МПа определяем по формуле:

$$l_{N1} = 282,1 \cdot b^{0,77}, \quad (3)$$

где  $l_{N1}$  – расстояние от изолинии расчётных напряжений  $N_1 = -20$  МПа до краевой части угольного массива, м;

$b$  – расстояние от линии очистного забоя вдоль присечной выработки, м. Коэффициент аппроксимации  $R^2$  зависимости (3) составляет 0,678.

Расстояние до изолинии расчётных сжимающих напряжений  $N_2 = -20$  МПа определяется по формуле:

$$l_{N2} = 1249 \cdot b^{0,78}, \quad (4)$$

где  $l_{N2}$  – расстояние от изолинии расчётных напряжений  $N_2 = -20$  МПа до краевой части угольного массива, м;

$b$  – расстояние от линии очистного забоя вдоль присечной выработки, м. Коэффициент аппроксимации  $R^2$  зависимости (4) составляет 0,757.

Вышеуказанные исследования проведены на уровне угольного пласта, однако наиболее полную картину вокруг присечной выработки о распределении эквивалентных напряжений  $N_e$  в кровле и почве угольного пласта даёт рисунок 3. Растягивающие эквивалентные напряжения  $N_e$  распространяются вглубь пласта от присечной выработки на 14 метров в кровле достигают величины 12 МПа, а в почве до 9 МПа. Это даёт основание утверждать, что породы вокруг присечной выработки будут разрушены при достижении растягивающих напряжений минимум 1 МПа.

#### **Выводы и направление дальнейших исследований.**

Разработанные расчётные схемы и полученные зависимости разгрузки краевой части на границе с выработанным пространством рекомендуются использовать для прогнозирования состояния массива, определение параметров угольного целика, крепи и специальных способов влияния на массив для обеспечения устойчивости подготовительной выработки и кровли в лаве.

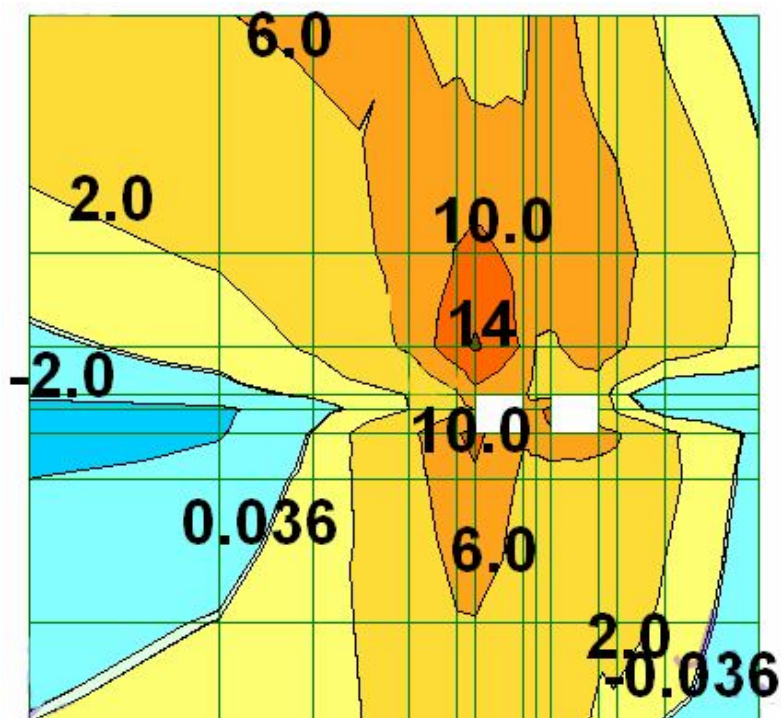


Рисунок 3 – Изолинии эквивалентных напряжений  $N_e$ , показанные в краевой части угольного пласта в 10 м от линии очистного забоя

Изучение поведения вмещающих угольный пласт пород, вокруг присечной выработки, будет являться направлением дальнейших исследований.

### Библиографический список

1. Борzych А.Ф. Проведение выработок в зоне разгрузки как метод их охраны / А.Ф. Борzych, Ю.В. Филонюк, В.А. Тищенко // Уголь Украины.-1982.-№1.-С.13-14.

2. Зональная дезинтеграция горных пород вокруг подземных выработок. Часть III (Теоретические представления) // Шемякин Е.И., Фесенко Г.Л., Курленя М. В. и др.// Физико-технические проблемы разработки полезных ископаемых.-1987. - №1. – С.3-8.

3. Горное давление:[ учеб. для вузов] / Р.Л. Салганик, Г.В. Афанасенко., И.М. Иофис. –М.: Недра, 1992. - 208 с.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Клишиным Н.К.*

Абакумова О.В.,  
Верба Р.В.,  
к.т.н. Денисенко В.П.  
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна, [denisenko@m3x.org](mailto:denisenko@m3x.org))

## МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ ФОРМУВАННЯ ВМІСТУ МЕТАНУ У ДЕГАЗАЦІЙНІЙ СИСТЕМІ ВУГІЛЬНОЇ ШАХТИ

*Наведені результати математичного моделювання вмісту метану у системі дегазації шахти на основі експериментальних шахтних даних.*

**Ключові слова:** дегазаційні свердловини, вилучення метану, метаноповітряні суміші, вміст метану, моделювання

*Приведены результаты математического моделирования содержания метана в системе дегазации шахты на основе экспериментальных шахтных данных.*

**Ключевые слова:** дегазационные скважины, извлечение метана, метановоздушные смеси, содержание метана, моделирование

Досвід ряду країн з розвинутою вуглевидобувною промисловістю, які ведуть розробку метанонасних вугільних родовищ, показав, що метан вугільних родовищ є одним із основних альтернативних видів екологічно чистих енергетичних ресурсів [1]. Україна займає одне з ведучих місць у світі по обсягам видобутку вугілля, загальним ресурсам метану у продуктивних свитах вугленосних відкладень і обсягам виділення метану у вугільних шахтах. По різних оцінках загальні ресурси метану у породах і вугільних пластах дорівнюють від 12 до 25 трлн. м<sup>3</sup>, промислові – 8 – 11,6 трлн. м<sup>3</sup>, у тому числі ресурси, що можуть вилучатися – 3 – 3,7 трлн.м<sup>3</sup> [2]. За станом на 2009 р. 44 шахти Донбасу застосовують штучну дегазацію. На дев'яти з них дегазація застосовується періодично у залежності від рівня метановості діючих видобувних діляниць. Щорічно дегазаційними системами шахт вилучається 315 – 330 млн. м<sup>3</sup> метану, із яких 140 млн. м<sup>3</sup> утилізується різними способами. Більша половина метану, що каптується, викидається у атмосферу із-за низького вмісту його у газоповітряній суміші [3].

Основним способом вилучення метану у вугільних шахтах Донецького басейну, так само, як і у інших вугільних басейнах, є підземна дегазаційна система, яка включає в себе підземні дегазаційні свердловини, котрі буряться із підготовчих виробок видобувної діляниці у ма-



сив покрівлі, що підробляється. Аналіз фактичного стану дегазації на діючих шахтах показує, що обсяги метану, вилученого підземними дегазаційними системами, становлять 80-85 % від загальних обсягів, які каптуються всіма видами свердловинної дегазації. Широке використання підземної дегазації обумовлене її універсальністю, порівняно низькою вартістю, централізованим збором каптованого метану на поверхні, великим ступенем впливу на зниження метановості виробок та іншими факторами.

Результати досліджень складу метаноповітряних сумішей, що видаються з ряду шахт Донбасу дегазаційними системами, показали значні коливання дебіту та вмісту метану у часі (нерідко нижче 25 %). Утилізація метаноповітряних сумішей з таким вмістом метану не можлива з точки зору газової безпеки, і як слідство, значні обсяги каптованого метану переходять у категорію втрат. Необхідна розробка системи управління якістю метану на основі врахування закономірностей його вилучення у залежності від умов ведення гірничих робіт для підвищення повноти утилізації метану вугільних родовищ. Для підтримки відповідних і надійних показників роботи автоматизованої системи контролю й моніторингу на утилізаційній установці необхідно здійснювати адекватні процедури контролю якості газоповітряної суміші та вірогідності різкого зниження вмісту метану в газоповітряній суміші, що вилучається дегазаційною системою.

У зв'язку з цим, встановлення закономірностей формування вмісту метану у газоповітряній суміші під впливом природних та технологічних факторів розробки і параметрів дегазаційних свердловин є актуальною науково-практичною задачею, що має важливе значення як для вугільної промисловості, так і для енергобезпеки країни.

Аналіз останніх досягнень і публікацій по даній проблемі показав, що на теперішній час розроблені і затверджені, як нормативні документи, методики розрахунку загальних та потенційно видобувних ресурсів метану у межах шахтного поля [4,5], але при цьому не враховується динамічний характер метановиділення у свердловини, яке формується під впливом цілого ряду факторів розробки пласту. Якість метаноповітряної суміші оцінюється тільки одним показником – середнім вмістом метану у суміші [6], що недостатньо, якщо врахувати значні коливання цього показника у процесі вилучення.

Мета роботи – розробка моделі формування вмісту метану у дегазаційній системі видобувної ділянки для прогнозу та управління якістю метаноповітряної суміші у процесі її вилучення.

В задачу дослідження входило: встановлення залежності вмісту метану у дегазаційних свердловинах від параметрів ведення очисних



робіт; розробка моделі формування вмісту метану у дільничному дегазаційному газогоні на основі встановлених залежностей.

Дослідження проводились з використанням фактичних поточних вихідних даних про вміст метану у дегазаційних підземних свердловинах і дегазаційному трубопроводі, які одержані технічними службами шахти з використанням стандартних методик технічних засобів і апаратури вимірювань.

Для вирішення поставлених задач були проаналізовані поточні шахтні дані за 2 роки роботи типової вугільної шахти Донбасу. Використовувалися дані одержані при стабільній роботі двох лав (1 Східна уклінна та 1-біс Східна уклінна). На видобувних дільницях вказаних лав застосовувалась комплексна дегазація масиву покрівлі, що підробляється, яка включала в себе підземні свердловини, котрі бурились через 20 м по ходу переміщення вибою лави та поверхневі свердловини з відстанню по простяганню виїмкового стовпу 150 – 200 м. Для встановлення характеристик процесу та залежностей зміни вмісту метану в газоповітряній суміші від умов розробки були застосовані стандартні методи математичної статистики, регресійний аналіз, математичне моделювання.

Досвід роботи вугільних шахт, які застосовують штучну дегазацію, та результати багаторічних досліджень закономірностей зміни вмісту метану у процесі його вилучення показали наступне. Основною ланкою у дегазаційній системі шахти, де спостерігається значне розбавлення метану рудниковим повітрям, є дегазаційні свердловини [7]. При одночасній роботі 4-5 свердловин середньозважений вміст метану у дільничному газогоні підвернений значним коливанням (таблиця 1).

Таблиця 1 – Статистичні показники коливань вмісту метану у газоповітряній суміші

Об'єкт дегазації (лава)	Статистичні характеристики газоповітряної суміші		
	Середній вміст, ( $C_{cp}$ ),%	Стандартне відхилення, ( $\sigma$ ),%	Коефіцієнт варіації, $k_v$
1 Східна уклінна	53,6	14,3	0,27
1-біс Східна уклінна	48,0	15,0	0,31

Коливання вмісту метану закономірно пов'язані із зміною основних факторів розробки: одні – регулярні, другі – мають випадкову природу. Як правило, дія регулярних факторів зумовлює значні періоди коливань і відповідно більші відхилення вмісту метану від середнього значення.

Відповідно до теорії взаємозв'язку зсування гірничого масиву з метановиділенням, інтенсивність виділення метану у свердловини, так само як і вміст метану у суміші, змінюється у залежності від напружено-деформованого стану порід. У зоні ведення очисних робіт газовіддача у свердловини є функцією відстані проекції вибою свердловин на площину пласту до лінії очисного вибою, котрий рухається [8, 9, 10].

Процес виділення метану у свердловини, так само як і інші фізичні процеси, описується функцією щільності розподілу (закону) Вейбулла:

$$q = a(x - x_0)^c \cdot e^{-b(x-x_0)} + d, \text{ м}^3/\text{хв.} \quad (1)$$

де  $a$  – параметр масштабу;  $b, c$  – параметри розподілу Вейбула, що визначають асиметрію функції;  $d$  – фонове метановиділення,  $\text{м}^3/\text{хв.}$ ;  $x$  – відстань між свердловиною та лінією вибою лави, м;  $x_0$  – зсув початку графіку функції, м.

Числові значення вказаних параметрів залежать від конкретних умов розробки, в яких застосовується свердловинна дегазація.

В роботі досліджувалася залежність рівня вмісту метану у газоповітряній суміші, що виділяється у дегазаційні свердловини, від зміни умов розробки у процесі відробки виїмкових стовпів.

Схема розташування дегазаційних свердловин та з'єднання їх з ділянним газогоном представлена на рисунку 1.

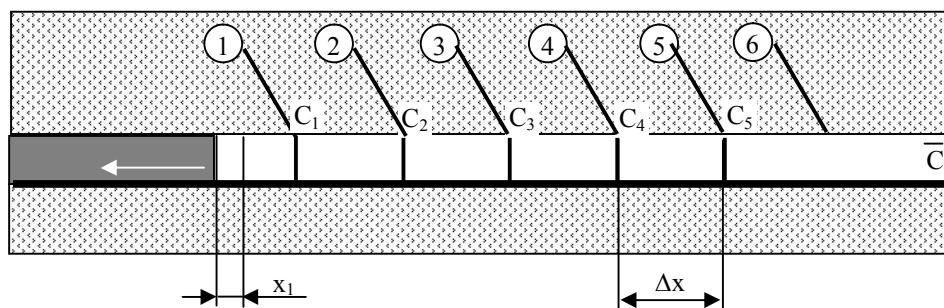


Рисунок 1 – Схема розташування дегазаційних свердловин (кількість одночасно працюючих свердловин – 5)

Аналіз одержаних даних у досліджених умовах розробки показав, що закономірність формування вмісту метану у процесі роботи свердловин описується функцією розподілу (1). При цьому числові значення параметрів щільності розподілу Вейбула змінюються у широкому діапазоні. Так, різке зниження вмісту метану у підземних свердловинах з 80-85 % до 35-40 %, спостерігалось при роботі останніх у зоні впливу вертикальних (поверхневих) дегазаційних свердловин. У свердловинах

які знаходились у зоні впливу параметр положення (відстань до максимального значення вмісту метану) не змінювався і дорівнював 60-70 м. Поза зоною впливу із зростанням значення вмісту метану параметр положення закономірно зменшувався та дорівнював 5-10 м. Виходячи з цього вихідні дані були згруповані у три групи в залежності від максимального вмісту метану в свердловині.

Для математичного опису процесу формування вмісту метану у свердловинах визначалися числові значення параметрів функції щільності розподілу у залежності від зміни відстані між вибоєм свердловини та очисним для кожної виділеної групи. Оскільки у системі дегазації одночасно працюють декілька свердловин для розрахунку вмісту метану за формулою (1) відстань від вибою до  $i$ -ої свердловини визначалася за формулою:

$$x_i = x_0^i + x_1 + \Delta x(i - 1), \text{ м} \quad (2)$$

де  $x_i$  – відстань від вибою до  $i$ -ої свердловини, м;  $x_0^i$  – зсув для  $i$ -ої свердловини, який залежить від умов роботи свердловини, м;  $x_1$  – відстань від вибою до  $i$ -ої свердловини, м;  $\Delta x$  – відстань між двома сусідніми свердловинами, м.

Для отримання параметрів регресії було сформовано оптимізаційну модель, у якості цільової функції якої обрано суму квадратів відхилень оціночних значень концентрації метану від фактичних [11]. Також у моделі були передбачені обмеження:

параметри мають бути більшими від нуля;

відхилення від контрольних точок мають бути меншими від 1, оскільки деякі з вимірів можуть формувати хмару точок в околиці максимального значення метановиділення.

У роботі [9] підбір параметрів регресії виконувався через зв'язок між  $a$ ,  $b$  та  $c$ , методом зміни одного параметру. Вираження  $a$ ,  $b$  через  $c$  приводить до того, що максимум функції, що описує зміну концентрації метану, зафіксований в одному положенні від вибою лави. Проведений нами аналіз отриманих масивів даних вказує на те, що максимум концентрації метану розташовується ближче до вибою, чим вище його вміст. Таким чином, параметри  $a$ ,  $c$ ,  $b$ ,  $d$  різняться, залежно від конкретних умов розробки.

Підбір параметрів регресії виконувався при оптимізації моделі:

$$F = \sum_{i=1}^n (\hat{C}_i - C_i)^2 \rightarrow \min$$

$$\begin{cases} \sum_{j=1}^m (\hat{C}_j - C_j)^2 \leq 1 \\ a, b, c \geq 0 \end{cases}, \quad (3)$$

де  $F$  – функція, що мінімізується;  $\hat{C}_i$  – оціночне значення концентрації метану, що розраховане за формулою (2);  $C_i$  – фактичне значення концентрації метану;  $n$  – кількість фактичних вимірів;  $m$  – кількість точок, для корегування виду кривій.

Для обчислення часток похідних цільових та обмежуючих функцій використовувався метод чисельного диференціювання на основі прямих різниць [12], а пошук екстремуму функції (3) виконувався з використанням методу сполучених градієнтів, який відносять до методів варіаційного типу [13]. Результати підбору параметрів регресії приведені на рисунках 2 та 3.

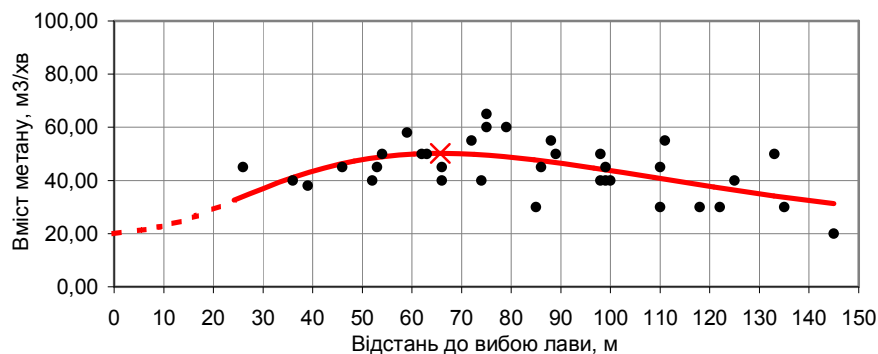


Рисунок 2 – Графік залежності концентрації метану в свердловинах від відстані до вибою лави (1 Східна лави при формуванні консолі масиву покрівлі)

За результатами класифікації свердловин були виділені три види залежностей, параметри яких наведені в таблиці 2.

Таблиця 2 – Параметри регресії при різних умовах роботи свердловин

Умови роботи свердловин	Параметри				
	a	b	c	d, %	x <sub>0</sub> , м
у зоні впливу вертикальних свердловин	0,0160	0,0360	2,3673	20	0
перехідна зона	0,0196	0,0732	3,5310	20	0
поза зоною впливу вертикальних свердловин	5,5160	0,0184	0,8843	20	20

Виводи отримані у роботі [9], що чим далі розташовані інтенсивні джерела метану від робочого пласту, тим менше значення має параметр  $c$  і навпаки, не відповідають результатам отриманим у даній роботі. Як видно з таблиці 2, для групи свердловин, що були згруповані за принципом високого вмісту метану в суміші, значення параметру  $c$  є найменшим у порівнянні з двома іншими групами. Це підтверджує, що параметри регресії не можуть бути зафіксовані та обчислюватися через один змінний параметр.

Залежність вмісту метану в свердловинах від відстані описується рівнянням:

$$\hat{C}_i = a_j (x_0^i + x_1 + \Delta x(i-1))^{c_j} e^{-b_j(x_0^i + x_1 + \Delta x(i-1))} + d_j. \quad (4)$$

Введення в розрахункову формулу (3) відстані від свердловини до лінії вибою за формулою (2) дозволяє встановлювати рівень вмісту метану у залежності від відстані між свердловинами, відстані до першої свердловини та зсуву початку графіку.

З використанням рівняння (4), були отримані наступні види кривих, що описують зміну вмісту метану в свердловинах від відстані до вибою лави в різних умовах їх роботи (рисунок 3).

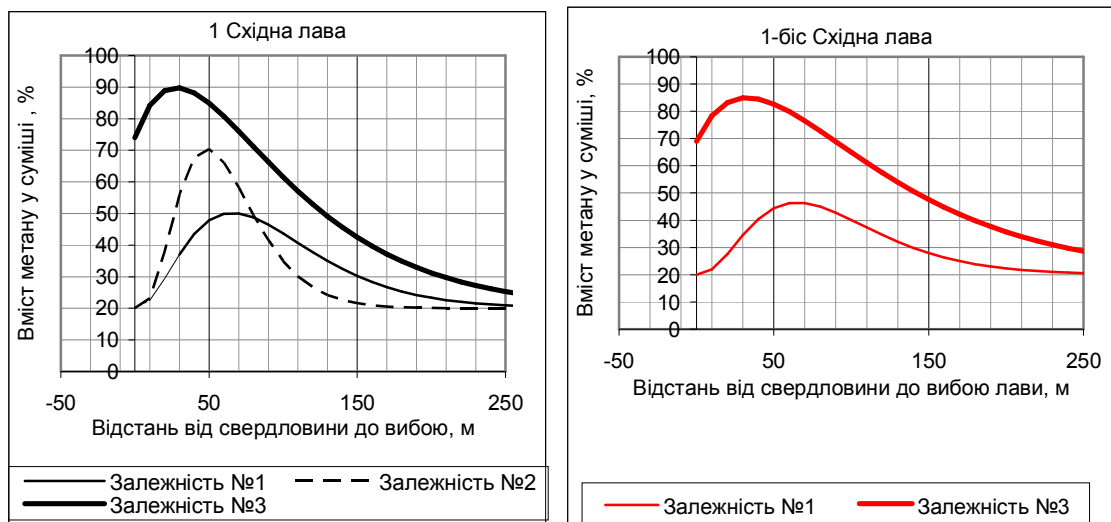


Рисунок 3 – Графіки залежностей концентрації метану в свердловинах від відстані до вибою лави (1 Східна лава та 1-біс Східної лави)

Для умов 1-біс Східної лави у порівнянні із умовами 1 Східної лави відсутня крива другого виду (рисунок 3), але наявні криві першого та третього виду мають однакові параметри регресії. Це свідчить про те, що для прогнозування вмісту метану в суміші можна використовувати універсальні залежності, що однаково підходять для обох лав.

Для моделювання процесу формування середньозваженої концентрації метану у дільничному газогоні були використані отримані залежності та прийняті наступні параметри розташування свердловин:

- відстань між двома ближніми свердловинами дорівнює 20 метрів та є постійною;
- кількість одночасно працюючих свердловин є змінною та відповідає історії роботи свердловин за даними служби дегазації;
- проміжок часу, за який були використані дані для моделювання, дорівнює шести місяцям (1.09.2008 р.– 28.02.2009 р.);
- проходження лавою зон впливу поверхневих дегазаційних свердловин.

Середньозважене значення концентрації метану в газогоні розраховувалось за формулою:

$$C_{cp} = \frac{\sum_{i=1}^n (a_j x_i^{c_j} e^{-b_j x_i} + d_j) Q_i}{\sum_{i=1}^n Q_i} \quad (5)$$

де  $C_{cp}$  – середньозважене значення концентрації метану в газогоні, %;  $Q_i$  – обсяг суміші на виході із свердловини, м<sup>3</sup>/хв;  $\sum_{i=1}^n Q_i$  – обсяг суміші в газогоні, м<sup>3</sup>/хв.

Для реалізації динамічної моделі було розроблено програму, яка дозволяє моделювати стан газоповітряної суміші при зміні різних параметрів (рисунок 4).

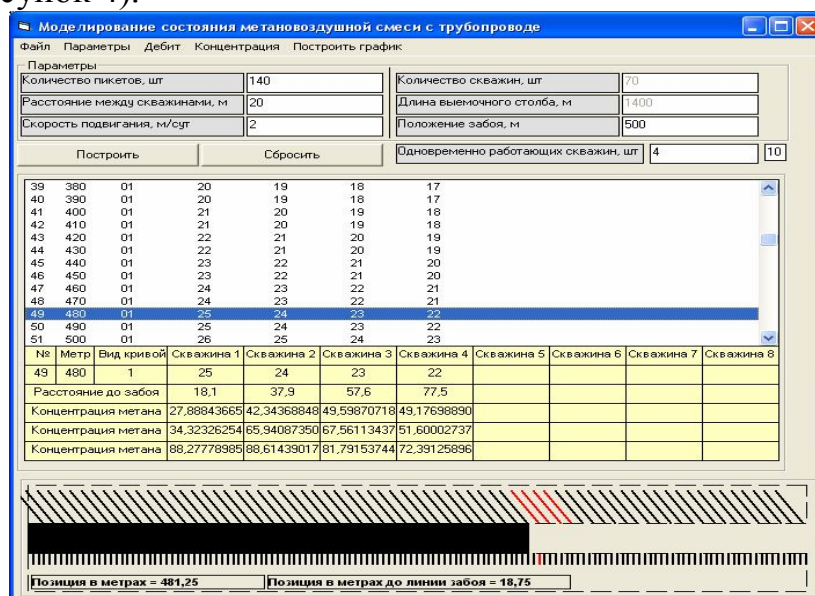
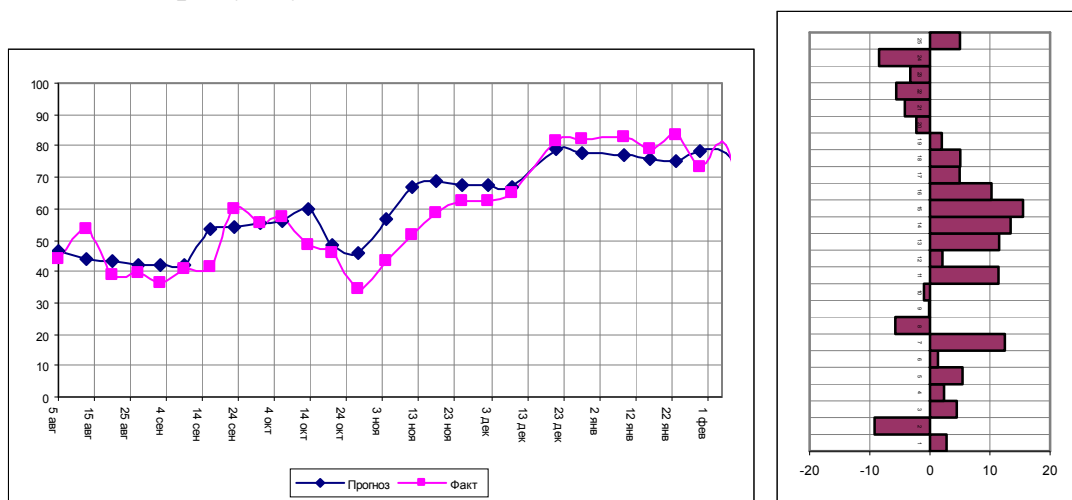


Рисунок 4 – Вікно «Моделювання стану метаноповітряної суміші у газогоні»

Порівняння результатів моделювання з фактичними даними по вмісту метану у газоповітряній суміші, що транспортується газогоном, приведені на рисунку 5.



а) Динаміка вмісту метану у суміші (по фактичним даним та прогнозна)

б) Відхилення прогнозних значень від фактичних

Рисунок 5 – Результати роботи отриманої моделі

Максимальні відхилення прогнозних даних від фактичних знаходяться у межах 15%, а середня помилка не перевищує 7%, що є достатнім для використання отриманої моделі. Розподіл залишків відповідає нормальному закону, а їх рівні та випадковості є незалежними.

**Висновки.** Процес виділення метану у свердловини описується функцією щільності розподілу Вейбула. Встановлені числові параметри функції розподілу дозволи розробити динамічну модель формування середньозваженого вмісту метану у дільничному газогоні. Розроблена модель може бути використана для прогнозу якості метаноповітряної суміші з точки зору її утилізації у залежності від умов розробки метаноносного пласту.

### Бібліографічний перелік

1. Грядущий Б.А. Утилизация шахтного метана, состояние и перспективы / Б.А. Грядущий // Геолог України. – 2009. – №3. – С. 99 – 102.
2. Камышан В.В. Метан угольных месторождений Украины – альтернатива природному газу / В.В. Камышан // Геолог України. – 2009. – №3. – С. 133-135.
3. Кочерга В.Н. Эффективность дегазации на шахтах Донбасса и пути повышения дебита контролируемого метана / В.Н. Кочерга // Геолог України. – 2009. – №3. – С. 141 – 143.

4. Техногенні скупчення метану у порушеному вуглепородному масиві. Методика прогнозування зон підвищеної газонасиченості та визначення їх параметрів. СОУ 10.1.05411357.007:2007. – К.: Мінвуглепром, 2007. – 14 с.

5. Лукинов В.В. Методика расчета извлекаемых запасов метана из под- и надработанного углепородного массива / В.В. Лукинов // Сборник научных трудов ИГТМ НАНУ – Днепропетровск, 2002. – вып. 37. – С. 62 – 69.

6. Булат А.Ф. Научно-технические основы создания шахтных когенерационных энергетических комплексов/ А.Ф. Булат, И.Ф. Чемерис. – К.: Наукова думка, 2006. – 175 с.

7. Абакумова О.В. Оцінка якості шахтного метану при вилученні підземною дегазаційною системою вугільної шахти / О.В. Абакумова, І.М. Єгоров // Сборник научных трудов ИГТМ НАНУ – Днепропетровск, 2009. – вып. 81. – С. 3 – 10.

8. Морев А.М. Дегазация сближенных пластов / А.М. Морев, И.И. Евсеев. – М.: Недра, 1975. – 160 с.

9. Бокий Б.В. Исследование зависимости газовыделения из подработанного массива от расстояния до очистного забоя / Б.В. Бокий, О.И. Касимов, В.П. Евдокимова // Уголь Украины. – 2007. – № 9. – С. 23-27

10. Звягільський Ю.Л. Дослідження процесу перерозподілу метану навколо очисного вибою, що рухається / Ю.Л. Звягільський, Б.В. Бокій, В.В. Назимко. – Донецьк: Норд-Прес, 2005. – 195 с.

11. Гилл Ф. Практическая оптимизация /Ф. Гилл, У. Мюррей, М. Райт. — М.: Мир, 1985. – 205 с.

12 Максимов Ю.А. Алгоритмы линейного и дискретного программирования / Ю.А. Максимов – М.: МИФИ, 1980. – 165 с.

13 Максимов Ю.А. Алгоритмы решения задач нелинейного программирования /Ю.А. Максимов, Е.А. Филиповская. — М.: МИФИ, 1982. – 143 с.

**Рекомендовано до друку д.т.н., проф. Фрумкіним Р.А.**



*Сиидов В.Н.,  
к.т.н. Пупков В.С.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ВЛИЯНИЕ КУСКОВАТОСТИ РАЗРУШЕННЫХ ГОРНЫХ ПОРОД НА ПРОЦЕСС УПЛОТНЕНИЯ**

*Наведені результати лабораторних випробувань зруйнованих гірських порід, встановлена ступінь впливу кусковатості на процес ущільнення.*

**Ключові слова:** *зруйновані гірські породи, кусковатість, ущільнення.*

*Приведены результаты лабораторных испытаний разрушенных горных пород, установлена степень влияния кусковатости на процесс уплотнения.*

**Ключевые слова:** *разрушенные горные породы, кусковатость, уплотнение.*

Одной из актуальных задач современной горной геомеханики является математическое моделирование состояния подработанного угленосного массива. Основная сложность ее решения заключается в задании адекватных прочностных свойств разрушенных пород, которые представляют собой блочно-кусковатую среду различной степени разрыхления с соответствующими физико-механическими свойствами, которые весьма отличаются от их состояния в нетронутом массиве [1-3].

С целью установления степени влияния размера кусков раздробленной горной породы на процесс ее уплотнения были проведены экспериментальные лабораторные испытания. Схема экспериментальной установки для изучения процесса уплотнения раздробленных пород заданной крупности представлена на рисунке 1. Установка помещается между верхней 1 и нижней 2 траверсами универсальной испытательной машины УИМ-50м, при этом верхний поршень 3 установки упирается на неподвижную траверсу 1. Через штоки 4 на нижнюю траверсу 2 передается усилие  $P$ , создаваемое гидроцилиндром универсальной машины. Исследуемая навеска породы 5 помещается в толстостенный цилиндр 6 (с наружным и внутренним диаметрами соответственно 170 и 50 мм). Усадка навески пород фиксируется индикатором 7.

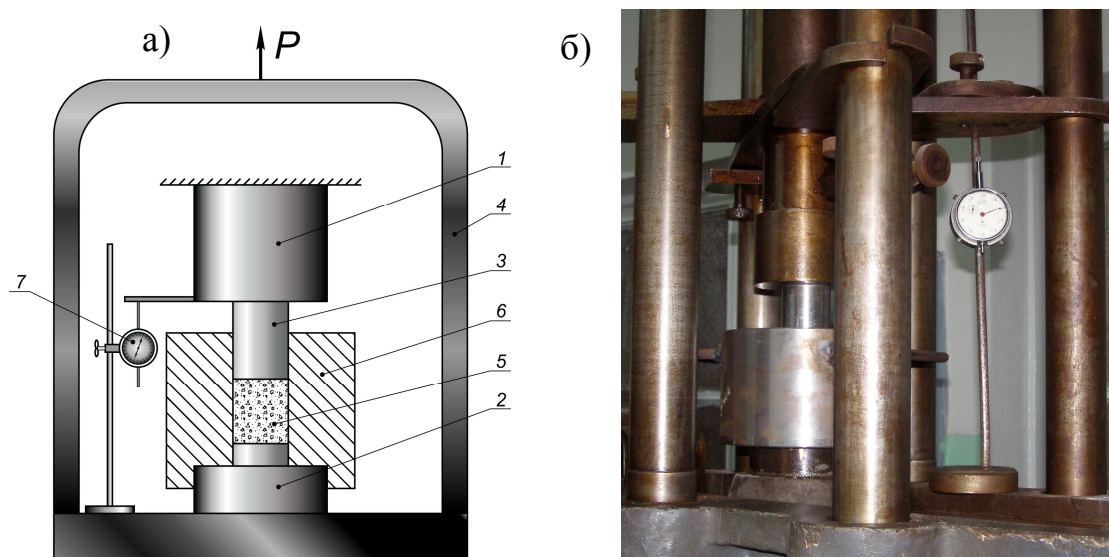


Рисунок 1 – Экспериментальная установка: **а** – схема; **б** – фотофрагмент

Эксперимент проведен для наиболее характерных в антрацитовых шахтах Украинского Донбасса пород: аргиллит, алевролит, песчаник. Испытана навеска пород объемом  $1 \cdot 10^2 \text{ см}^3$  с крупностью фракций 1-2,5; 2,5-5; >5 мм. Размер фракций породы в соседних экспериментальных точках отличается в 2 раза, что примерно соответствует соотношению размеров обломков в близлежащих слоях обрушенных пород.

В результате исследований получены графики связи напряжения сжатия  $\sigma$  с текущей плотностью породы  $\rho_i$ .

Плотность породы при усадке на величину  $\Delta h_i$  определяется следующей зависимостью:

$$\rho_i = \frac{4 \cdot m_0}{\pi \cdot d^2 \cdot (h_0 - \Delta h_i)}, \text{ г/мм}^3, \quad (1)$$

где  $m_0$  – масса породы, г.;

$d$  – внутренний диаметр цилиндрической полости, мм;

$h_0$  – начальная высота насыпки раздробленной породы, мм.

Текущее напряжение сжатия определялось по показаниям силоизмерителя универсальной машины:

$$\sigma_{сж.i} = \frac{P_i}{A_n}, \text{ МПа}, \quad (2)$$

где  $P_i$  – усилие, создаваемое испытательной машиной, Н;

$A_n$  – площадь поршня,  $\text{мм}^2$ .

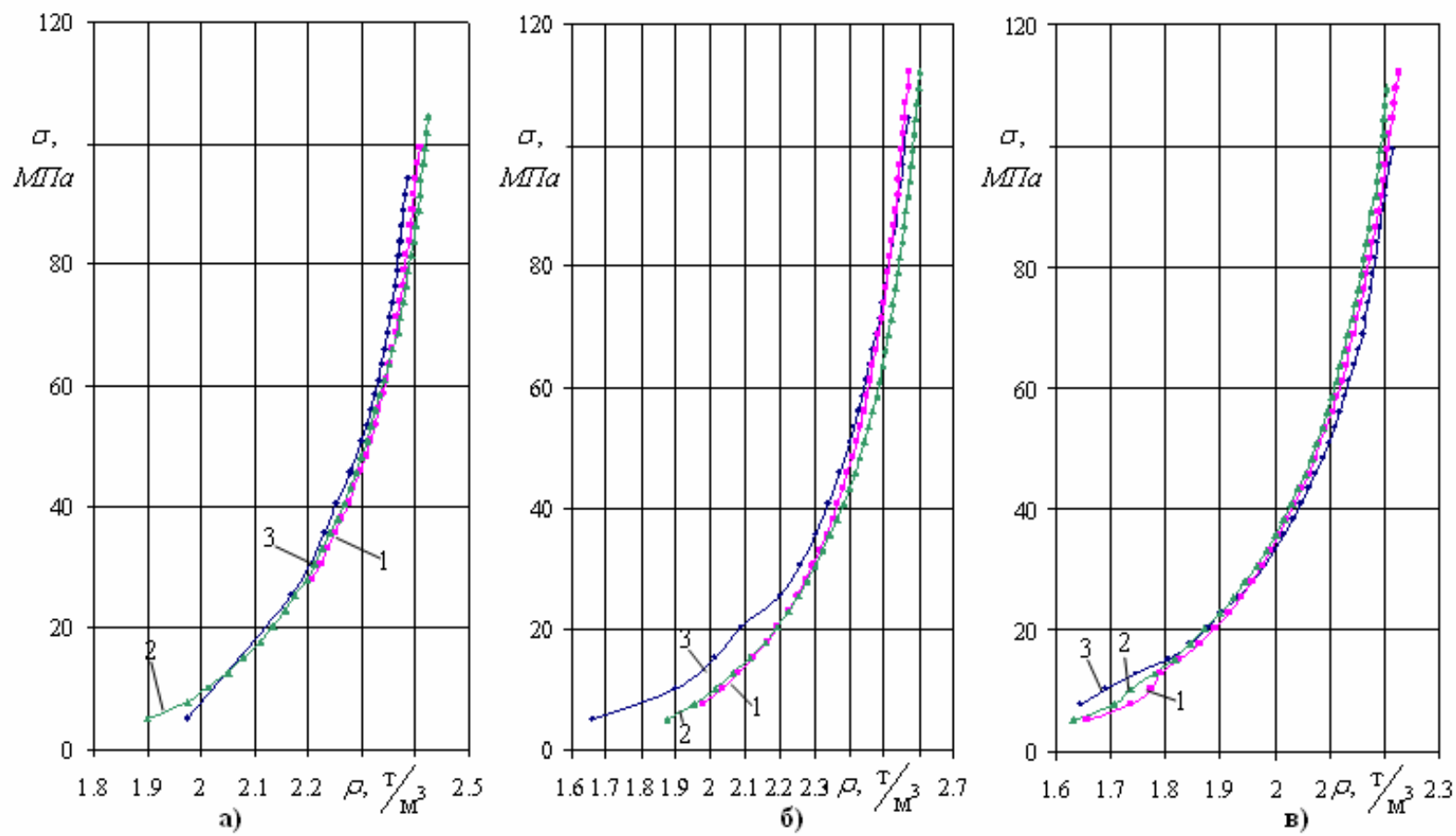


Рисунок 2 – Графики зависимости  $\sigma = f(\rho)$  по результатам эксперимента для аргиллита (а), алевролита (б) и песчаника (в) крупностью: 1 – «1-2,5»; 2 – «2,5-5»; 3 – «>5»

Для каждой крупности породы проведена серия из 3 экспериментов. Результаты обработки всех полученных данных интерпретированы в графическом виде на рисунке 2. Полученные данные показывают, что графики процесса деформирования навесок различной крупности различаются незначительно, исключая самую начальную стадию. Поэтому возникает вопрос оценки степени влияния исходной кусковатости.

В качестве критерия оценки независимости процесса уплотнения разрушенной породы от исходной кусковатости принято условие  $k_p < 1$  (где  $k_p$  – коэффициент относительного расхождения текущей плотности породы  $\rho_i$ , определенной при различных значениях ее крупности и в одинаковых значениях напряжения сжатия ( $\sigma_{сж.i}$ )).

Для вычисления критерия  $k_p$  использована процедура последовательной статистической обработки данных  $\rho_i = \{\rho_i^{(1)}; \rho_i^{(2)}; \rho_i^{(3)}\}$ , определенных в экспериментах с различными значениями крупности пород (отмеченные соответствующими верхними индексами) и одинаковыми напряжениями сжатия  $\sigma_{сж.i}$ . Для всех серий эксперимента значение  $k_p$  не превышает 0,92.

На основании проведенных экспериментальных лабораторных испытаний установлено, что размер кусков разрушенных пород на процесс их уплотнения влияет незначительно. Полученные результаты рекомендуется использовать при математическом моделировании состояния подработанного угленосного массива в разрушенной его части.

### **Библиографический список**

1. Болучевский В.И. Особенности деформирования горного массива под влиянием очистных работ / В.И. Болучевский, А.С. Ведяшкин, А.О. Спроге. – Уголь. – 1988. – №11. – С. 10-12.
2. Свержевский В.Л. Зоны искусственной трещиноватости в кровле и почве очистных выработок / В.Л. Свержевский, В.П. Субботин. – Уголь Украины – 1976. – № 10. – С. 44-45.
3. Юзеф Кабеш Обрушения кровли, сотрясения и метаноопасность / Кабеш Юзеф. – Уголь Украины. – 2001. – №11,12. – С. 67-70.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Борзыхом А.Ф.*

*Лясковец Т.Н.,  
(НИИГМ им.М.М.Фёдорова, г.Донецк Украина)  
докт.филос. Халимов В.В.  
(ДонГТУ, г.Алчевск Украина)*

## ПРОБЛЕМЫ НОРМИРОВАНИЯ ПОТЕРЬ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ЭНЕРГИИ НА УГОЛЬНЫХ ШАХТАХ

*Наведені результати огляду методів визначення втрат електричної енергії на основі розрахунку норм споживання електричної енергії стаціонарними установками. Обґрунтована необхідність удосконалення методів нормування втрат електричної енергії*

**Ключові слова:** *метод, норма, втрати, вугільна шахта, стаціонарні установки.*

*Приведены результаты обзора методов определения потерь электрической энергии на основе расчётов норм потребления электрической энергии стационарными установками угольных шахт. Обоснована необходимость усовершенствования методов нормирования потерь электрической энергии.*

**Ключевые слова:** *метод, норма, потери, угольная шахта, стационарные установки.*

**Постановка проблемы и её связь с научной или практической задачей.** Вопросам экономного расхода электрической энергии, как одного из основных видов энергии, в Украине придают большое значение, что нашло отражение в ряде документов: законе Украины «Про енергозбереження» [1]; постановлениях Кабинета Министров Украины[2]; приказах Государственного комитета по энергосбережению (в настоящее время «Национальное агентство Украины по вопросам обеспечения эффективного использования энергетических ресурсов»).

На основании закона «Про енергозбереження» создана нормативно-правовая база. Эти документы обязывают всех потребителей экономно и рационально расходовать все виды энергии, не допуская сверхнормативных потерь. При этом в разработанных государственных и отраслевых стандартах сформулированы термины и определения, которые применяются при анализе использования электрической энергии, как потребителями, так и индивидуальными токоприемниками [3, 4, 5, 6, 7,8].

На основании нормативно правовой базы по энергосбережению в угольной промышленности разработана и действует система контроля за потреблением электрической энергии, ее рациональным использованием и экономией в процессе выполнения технологического цикла по добыче угля.

Однако в процессе потребления электрической энергии на предприятиях угольной отрасли имеют место потери, которые достигают значительных величин и оцениваются при действующих тарифах в миллионы гривен. На рисунках 1,2,3 приведены диаграммы расчетного баланса электрической энергии ш/у «Луганское», ш. XIX Партсъезда (ГП «Луганскуголь»), построенные по данным полученным при проведении энергетического аудита [9].

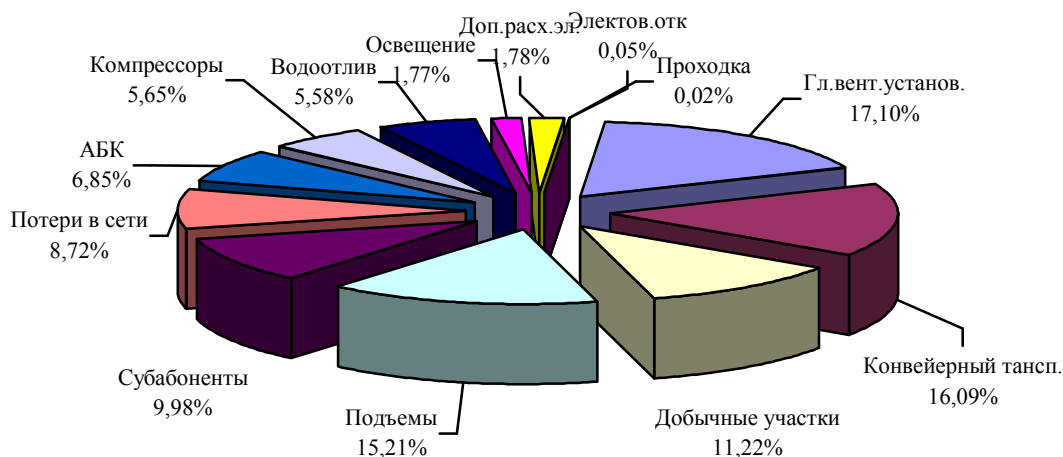


Рисунок 1 – Структура потребления активной электроэнергии блока «Центральный» ш/у Луганское, %

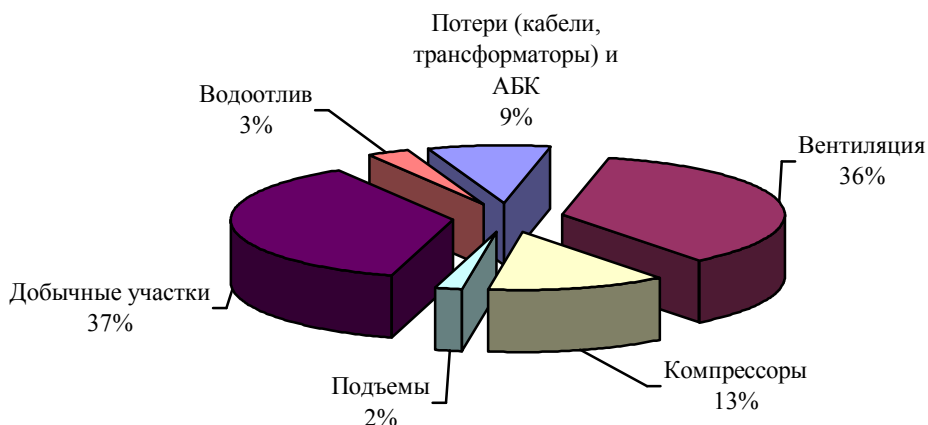


Рисунок 2 – Структура потребления активной электроэнергии токоприемниками Машиного блока ш/у Луганское, %

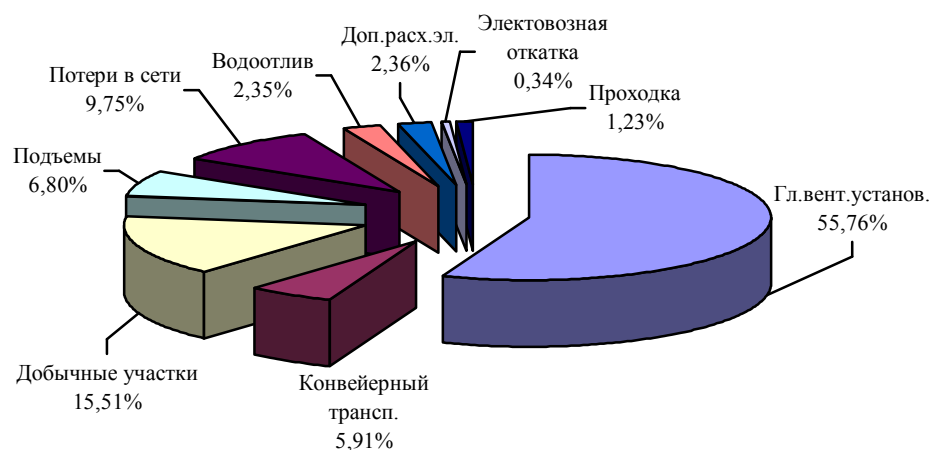


Рисунок 3 – Структура потребления активной электроэнергии по шахте им. XIX Партсъезда, %

Величина потерь в абсолютных величинах за год приведена в таблице 1.

Таблица 1 – Годовое потребление активной электроэнергии и потерь электроэнергии

Шахта	Годовое потребление активной электроэнергии, кВт · ч	Потери электроэнергии, %	Потери электроэнергии, кВт · ч
ш/у «Луганское» Центральный блок	100744554,4	8,2	876476,7
ш/у «Луганское» Машинский блок	21485691	9,0	1933712
ш. им. XIX Парт- съезда	14001518,9	9,8	1364853,9

Эти потери относятся к непроизводственным потерям и поэтому на каждом предприятии необходимо разрабатывать и реализовывать комплекс мероприятий с целью уменьшения потерь и экономии электроэнергии.

**Постановка задачи.** Мероприятия по экономии электроэнергии могут носить пассивный (например, теплоизоляция), активный (регулирование нагрузки, программное управление технологическим процессом и отдельными установками, регенерация энергии и т.п.) или организационный характер (использование установки, процесса или услуг, ко-

которые требуют меньше энергии для работ или изготовление продукции, чем применяемые раньше без изменения качества и количества продукции, изделий, услуг, упорядочение графиков работы машин и установок; использование в конкретном технологическом процесс или услуге вместо традиционно применяемого энергоносителя любого другого, если это замещение имеет преимущества или оно подходит по экономическим, техническим условиям или условиям энергоснабжения).

В [11] рассмотрены способы и средства расчета потерь в электрических сетях предприятий угольной отрасли, методы и пути экономии различных видов энергии и топлива, расчет и анализ норм расхода и балансов электропотребления.

Основные требования к порядку разработки и содержанию норм расхода электроэнергии как меры оценки эффективности ее использования в научном плане не потеряли своей актуальности и в настоящее время. Однако некоторые положения и выводы, сформулированные на правовой и нормативной базе, действующей еще в СССР, необходимо пересмотреть и привести в соответствие с Законом Украины [3,4,5,6].

В соответствии с действующими положениями [12] все промышленные предприятия обязаны иметь разработанные и утвержденные в установленном порядке нормы удельного расхода электрической энергии – плановую величину расхода электроэнергии на единицу продукции установленного качества.

Нормированию подлежит весь расход электроэнергии по предприятию как на основные и вспомогательные технологические процессы, так и на подсобные нужды производства, включая потери в электрических сетях внутреннего электроснабжения.

Разработку норм расхода электроэнергии, анализ эффективности использования энергии в производственных процессах по отдельным установкам, агрегатам, комплексам по шахте в целом можно проводить только на основании баланса потребления электроэнергии всей шахты (ЭБ) [11].

**Целью данной работы является обзор методов расчёта технологических норм электропотребления в целом по шахте так и по стационарным установкам шахт.**

**Изложение основного материала и результаты.** ЭБ должен состоять из двух частей: приходной и расходной. В приходную часть включается электроэнергия, как полученная от энергосистемы, так и выработанная электрическими установками на самом предприятии.

Расходная часть ЭБ состоит, как правило, из следующих частей:

1 Прямые затраты активной электроэнергии на основной технологический цикл без учета потерь;



- 2 Косвенные затраты электроэнергии на основной технологический цикл вследствие его несовершенства;
- 3 Затраты электроэнергии на вспомогательные нужды;
- 4 Потери электроэнергии в элементах системы электроснабжения шахты;
- 5 Отпуск электроэнергии субабонентам.

Баланс реактивной мощности и энергии составляется с учетом выработки реактивной энергии всеми токоприемниками и компенсирующими устройствами. На основании баланса реактивной энергии решаются вопросы компенсации реактивной мощности и определяются потери от реактивных токов, протекающих по активным сопротивлениям электрических цепей.

Баланс угольной шахты может быть получен экспериментальным, расчетным или расчетно-экспериментальным способом [11].

В [6,7,11] нормы электропотребления для угольных шахт подразделяются на технологические и общепроизводственные, при определении которых обязательно должны учитываться потери энергии в энергетическом оборудовании и всех элементах системы электроснабжения. Общепроизводственная норма для шахты в целом вычисляется как отношение затрат активной электроэнергии в целом для шахты за расчетный период по добыче угля за один и тот же период:

$$H_{o.ш} = \frac{W_{o.ш}}{G_{ш}}, \frac{\text{кВт} \cdot \text{ч}}{\text{т}}, \quad (1)$$

где  $W_{o.ш}$  – расход электроэнергии в целом для шахты, вычисляется как сумма общешахтных технологических затрат, затрат на вспомогательные нужды, освещение и потерь электроэнергии в системе электроснабжения шахты:

$$W_{o.ш} = W_{т.ш.} + W_{т.комп.} + W_{з.осв.} + W_{з.др.} + W_{пот.},$$

где  $W_{т.ш.}$  – расход электроэнергии на основной технологический цикл без учета потерь, кВт · ч;

$W_{т.комп.}$  – расход электроэнергии на производство сжатого воздуха, кВт · ч;

$W_{з.осв.}$  – потребление электроэнергии на освещение, кВт · ч;

$W_{з.др.}$  – потребление электроэнергии другими подземными и поверхностными токоприемниками, кВт · ч;

$W_{пот.}$  – потери электроэнергии в системе электроснабжения шахты за расчетный период, кВт · ч;

$G_{ш}$  – добыча угля по шахте за расчетный период, тонн.

Аналогично вычисляется технологическая норма затрат реактивной энергии по шахте:

$$H_{o.ш} = \frac{V_{o.ш}}{G_{ш}}, \frac{\text{кВАр} \cdot \text{ч}}{\text{т}}, \quad (2)$$

где  $V_{o.ш}$  – расход реактивной энергии в целом для шахте. Вычисляется как сумма общешахтных технологических затрат и затрат на вспомогательные нужды:

$$V_{o.ш} = V_{т.ш} + V_{т.комп.} + V_{з.осв.} + V_{з.др.} + V_{пот.}, \quad (3)$$

где  $V_{т.ш}$  – расход электроэнергии на основной технологический цикл без учета потерь, кВАр · ч;

$V_{т.комп}$  – расход электроэнергии на производство сжатого воздуха, кВАр · ч;

$V_{з.осв}$  – расход электроэнергии на освещение, кВАр · ч;

$V_{з.др}$  – расход электроэнергии другими подземными и поверхностными (общешахтными) электропотребителями за расчетный период, кВАр · ч;

$V_{пот.}$  – потери электроэнергии в системе электроснабжения шахты за расчетный период, кВАр · ч.;

$V_{пот.}$  – это часть реактивной энергии, которая генерируется в электрическую сеть токоприемниками при режимах работы отличных от номинальных и создает дополнительные потери в активных сопротивлениях (потери активной мощности).

Определение всех составляющих суммарного расхода потребления электрической энергии достаточно полно описаны [6,11] и их корректность подтверждена многочисленными расчетами [6,11].

На рисунке 4, приведены графики, а в таблицах 2,3,4 – формулы для расчета технологических норм потребления электрической энергии стационарными установками графоаналитическим способом.

### 1. Вентиляторные установки

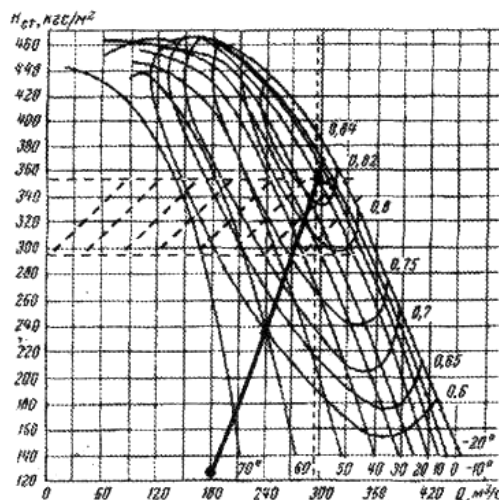


Рисунок 4 – Расчет технологической нормы потребления электроэнергии центробежными вентиляторными установками графоаналитическим способом

Таблица 2 – Определение технологической нормы потребления электроэнергии вентиляторной установкой

Активная энергия, кВт·ч	Реактивная энергия, кВАр	
	Синхронный двигатель	Асинхронный двигатель
$P_{ГВУ} = Q_B \cdot P_{общ} \cdot 1000 \cdot \eta_{р.д.} \cdot \eta_B$ , кВт	$Q_{сд} = P_{ном} \cdot \beta \cdot \operatorname{tg} \varphi$ ,	$Q_{АД} = 0,8 \cdot (P_n / \eta_n) \cdot \operatorname{tg} \varphi +$ $+ \kappa_3^2 [(P_n / \eta_n) \cdot \operatorname{tg} \varphi - 0,08 \cdot$ $\cdot (P_n / \eta_n) \cdot \operatorname{tg} \varphi]$
$W_{ГВУ} = \frac{8760 \cdot Q_B \cdot P_{общ}}{1000 \cdot \eta_B \cdot \eta_{г.д.}}$ ,	$W_{р.сут.} = +Q_{сд} \cdot 24$ ,	$W_{р.сут.} = -Q_{АД} \cdot 24$
$W_{а.в.} = \frac{W_{ГВУ}}{Q_B}$	$W_{р.в.} = \frac{W_{р.сут.}}{Q_B}$	

где  $P_{ГВУ}$  – активная мощность, потребляемая вентиляторной установкой в зоне использования, кВт;

$Q_B$  – производительность вентиляторной установки ( $\text{м}^3/\text{с}$ ), определяемая положением рабочей точки;

$P_{общ}$  – общешахтная депрессия,  $P_{общ} = (P_{мин} + P_{мах})/2$ , Па;

$\eta_{р.д.}$  – реальный КПД электродвигателя вентилятора, вычисленный с учетом коэффициента загрузки  $K_3$ :

$$\eta_{р.д.} = K_3 \cdot \eta_n, \quad (4)$$

где  $\eta_n$  – номинальный КПД электродвигателя вентилятора;

$\eta_B$  – КПД вентиляторной установки, определяемый положение рабочей точки;

$W_{ГВУ}$  – активная электроэнергия потребляемая вентиляторной установкой за год, кВт·ч;

$W_{а.в.}$  – технологическая норма потребления активной энергии вентиляторной установкой, кВт·ч/(1000 $\text{м}^3$ );

$Q_{сд}$  – реактивная мощность, потребляемая синхронным электродвигателем вентиляторной установки, кВАр;

$\beta$  – коэффициент загрузки синхронного электродвигателя по активной мощности

$W_{р.гву}$  – реактивная энергия отдаваемая в сеть синхронным электродвигателем или потребляемая асинхронным, кВАр·ч;

$\operatorname{tg} \varphi$  – тангенс  $\varphi$  асинхронного электродвигателя  $\operatorname{tg} \varphi = \arccos(\cos \varphi)$ .

## 2. Водоотливные установки

Рабочую точку насоса находим решением системы уравнений вида:

$$\begin{cases} H = z(H_0 + A \cdot Q - B \cdot Q^2) \\ H = H_{\Gamma} + a \cdot Q^2 \\ \eta_p = \alpha \cdot Q_p - b \cdot Q_p^2 + c \cdot Q_p^3 \end{cases}, \quad (5)$$

где  $H_{\Gamma}$  – геодезическая высота подачи, м;  $a$  – сопротивление трубопровода.

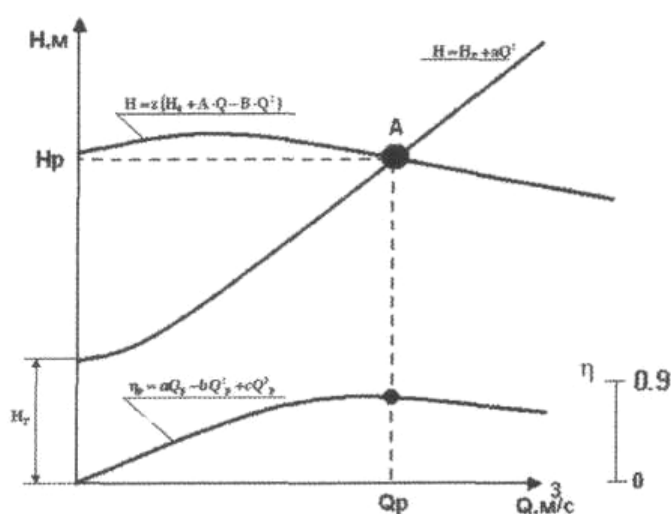


Рисунок 5 – Расчет технологической нормы потребления электроэнергии водоотливными установками графоаналитическим способом

Таблица 3 – Определение технологической нормы потребления электроэнергии водоотливными установками

Активная энергия	Реактивная энергия
$P = \frac{\rho \cdot g \cdot Q_p \cdot H_p}{1000 \cdot 3600 \cdot \eta_p}, \text{ кВт}$	$Q_{\text{Адв}} = 0,8 \cdot (P_{\text{н}} / \eta_{\text{н}}) \cdot \text{tg} \varphi_{\text{н}} +$ $+ \kappa_3^2 [(P_{\text{н}} / \eta_{\text{н}}) \cdot \text{tg} \varphi_{\text{н}} - 0,08 \cdot$ $\cdot (P_{\text{н}} / \eta_{\text{н}}) \cdot \text{tg} \varphi_{\text{н}}]$ кВАр
$W_{\text{ГОД.ВОД}} = \frac{\rho \cdot g \cdot Q_p \cdot H_p}{1000 \cdot 3600 \cdot \eta_p \cdot \eta_{\text{дв.}}} \cdot (305t_{\text{н}} + 60t_{\text{н}}), \text{ кВт} \cdot \text{ч}$	$W_{\text{рГОД.ВОД}} = Q_{\text{Адв}} \cdot (305t_{\text{н}} + 60t_{\text{н}}),$ кВАр·ч
$w_{\text{а.уд.}} = \frac{W_{\text{ГОД.ВОД.}}}{Q_{\text{год}}}, \text{ кВт} \cdot \text{ч} / \text{м}^3$	$w_{\text{р.уд.}} = \frac{W_{\text{рГОД.ВОД.}}}{Q_{\text{год}}}, \text{ кВАр} \cdot \text{ч} / \text{м}^3$

где  $P$  – активная мощность, потребляемая электродвигателем насоса, кВт;

$\rho$  – плотность воды, т/м<sup>3</sup>;

$Q_p$  – расчетная производительность насоса, определяемая положением рабочей точки А, м<sup>3</sup>/с ;

$H_p$  – расчетный напор, м;

$W_{\text{год.вод.}}$  – активная энергии, потребляемая водоотливной установкой за год, кВт·ч;

$\eta_{\text{дв.}}$  – КПД электродвигателя насоса;

$\eta_n$  – КПД насоса;

$t_n$  – число часов работы насоса в сутки при номинальном притоке, ч;

$t_m$  – число часов работы насоса в сутки при максимальном притоке, ч;

$W_{\text{а.уд.}}$  – технологическая норма потребления активной электроэнергии, кВт·ч/м<sup>3</sup>;

$Q_{\text{дв}}$  – реактивная энергии, потребляемая электродвигателем насоса, кВАр·ч;

$\text{tg } \varphi$  – тангенс  $\varphi$  электродвигателя;

$k_3$  – коэффициент загрузки каждого двигателя насоса,  $k_3 = P/P_n$ ;

$W_p$  – реактивная энергия, потребляемая двигателем насоса за год, кВАр·ч;

$W_{\text{р.уд.}}$  – технологическая норма потребления реактивной энергии за год, кВАр·ч/м<sup>3</sup>.

### 3. Компрессорные установки

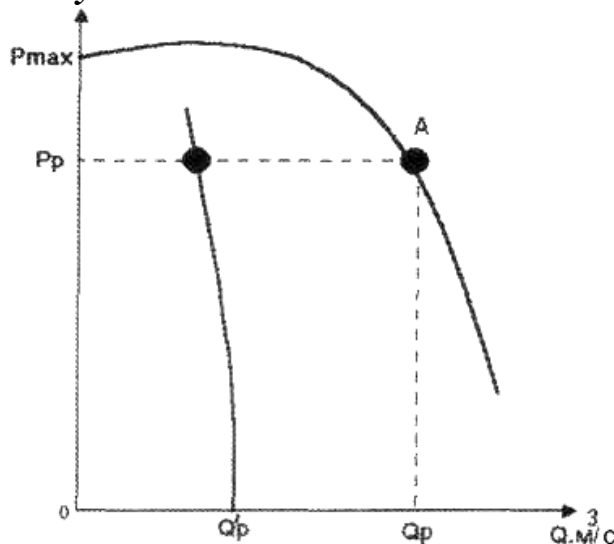


Рисунок 6 – Расчет технологической нормы потребления электроэнергии компрессорными установками графоаналитическим способом

Таблица 4 – Определение технологической нормы потребления электроэнергии компрессорными установками

Активная энергия	Реактивная энергия
$P_k = \frac{A \cdot Q_k}{102 \cdot 60 \cdot \eta_k \cdot \eta_{\Pi} \cdot \eta_{дв.}}, \text{ кВт}$	$Q_{сДк} = P_{ном} \cdot \beta \cdot \operatorname{tg} \varphi, \text{ кВАр}$
$W_{к_{сут}} = \frac{A \cdot Q_k \cdot t_{р.к.} \cdot (1 + \alpha_{вс.к.})}{102 \cdot 60 \cdot \eta_k \cdot \eta_{\Pi} \cdot \eta_{дв.}}, \text{ кВт} \cdot \text{ч}$	$W_{р_{сут}} = Q_{сДк} \cdot 24, \text{ кВАр} \cdot \text{ч} / \text{сут}$
$w_{а.к} = \frac{W_{к_{сут}}}{V_k}, \frac{\text{кВт} \cdot \text{ч}}{1000 \text{ м}^3}$	$w_{р.к} = \frac{W_{р_{сут}}}{V_k}, \frac{\text{кВАр} \cdot \text{ч}}{1000 \text{ м}^3}$

где  $P_k$  – мощность электродвигателя компрессора, кВт;  
 $A$  – работа, необходимая для сжатия  $1 \text{ м}^3$  воздуха до заданного давления, Дж/м<sup>3</sup>;  
 $Q_k$  – подача компрессора, м<sup>3</sup>/с;  
 $\eta_k$  – КПД компрессорной установки:  $\eta_k = 0,6 - 0,8$  для поршневых компрессоров;  $\eta_k = 0,6 - 0,7$  для турбокомпрессоров;  
 $\eta_{\Pi}$  – КПД передачи компрессора;  
 $\eta_{дв.}$  – КПД электродвигателя;  
 $t_{р.к.}$  – продолжительность работы компрессора за расчетный период, ч (определяется исходя из конкретных условий);  
 $\alpha_{вс.к.} = P_{вс.к.} / P_{у.к.}$  – коэффициент, учитывающий часть мощности вспомогательных электродвигателей компрессорной установки;  
 $P_{вс.к.}$  – установленная мощность вспомогательных электроприемников, кВт;  
 $P_{у.к.}$  – установленная мощность электроприемников компрессорной установки, кВт;  
 $W_k$  – активна энергия, потребляемая компрессором за расчетный период, кВт·ч;  
 $W_p$  – реактивна энергия, отдаваемая синхронны двигателем, кВАр·ч;  
 $W_{а.к.}$  – технологическая норма потребления активной энергии компрессорной установкой, кВт·ч/1000м<sup>3</sup>;  
 $W_{р.к.}$  – технологическая норма отдаваемой реактивной энергии компрессорной установкой, кВАр·ч/1000 м<sup>3</sup>;  
 $V_k$  – количество сжатого воздуха, выработанное компрессором за расчетный период времени.

### Выводы.

1 Общепроизводственная норма потребления электроэнергии определяется как сумма технологических норм расхода электроэнергии всех токоприемников шахты с учетом потерь в электрических сетях.

2 Потери электроэнергии в токоприемниках и электрических сетях в общепроизводственной норме представлены как некоторая часть технологической нормы и пределы изменения потерь не устанавливаются.

3 Применяемые расчетно-аналитические, графоаналитические и эмпирические методы определения технологических норм не позволяют устанавливать точность расчетов, которая во многом зависит от опыта и знаний специалистов, выполняющих расчеты.

4 Применяемые методы не учитывают специфику образования потерь электрической энергии в шахтных сетях, а именно: распределение электрических нагрузок в объемном пространстве, постоянное изменение координат расположения части нагрузок во времени и пространстве.

5 Понятие нормы не имеет строгого математического определения.

6 Необходимо разработать новый метод расчета потерь в шахтных электрических сетях, позволяющий нормировать потери с учетом специфики их образования.

### **Библиографический список**

1 Закон України «Про енергозбереження». 01.07.94. № 74/94–ВР, №30, ст. 283.

2 Постанова Кабінету Міністрів України від 7 липня 2000р. №1071 «Про деякі заходи щодо раціонального використання паливно-енергетичних ресурсів».

3 ДСТУ 2339-94. Енергозбереження. Основні положення.

4 ДСТУ 2420-94. Енергоощадність. Терміни та визначення.

5 ДСТУ 3176-95 (ГОСТ 30341-96). Енергозбереження. Методи визначення балансів електроспоживання гірничих підприємств.

6 ДСТУ 3224-95 (ГОСТ 30356-96). Енергозбереження. Методи визначення норм витрат електроенергії гірничими підприємствами.

7 СОУ 10.1-00185790-005:2006 Енергозбереження. Засоби зниження витрат електроенергії у системах електроспоживання вугільних шахт. – Київ: Мінвуглепром України, 2006 г. – 84с.

8 Методика «Нормирования удельных расходов топливно-энергетических ресурсов на шахтах Госуглепрома Украины». – Донецк, Донуги, 2001 г. – 28 с.

9 Отчет о проведении технико-экономического анализа уровня энергетического оборудования и выявления резервов энергосбережения на предприятии «ОП шахта им. XIX Партсъезда» ГП «Луганскуголь».

10 Эффективное использование электроэнергии и топлива в угольной промышленности/Н.И. Волощенко, Э. П. Островский, В.И. Мялковский и др. Под ред. Э.П. Островского, Ю.П. Миновского. – М.: Недра, 1990. – 407 с.

*11 Грядиций Б.А., Халимов В.В., Стукан Р.Н. Баланс электропотребления угольных шахт. – Донецк: ООО «Бго-Восток, ЛТД», 2005 г. – 250 с.*

*12 Постановление Кабинета Министров Украины от 15 июля 1997 г. №786 «Про порядок нормирования удельных затрат топливно-энергетических ресурсов в общественном производстве».*

***Рекомендована к печати д.т.н., проф. Заблодским Н.Н.***



*Кизияров О.Л.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ОЦЕНКА СОСТОЯНИЯ КРОВЛИ В ЛАВЕ, УПРОЧНЕННОЙ НАГНЕТАНИЕМ СКРЕПЛЯЮЩИХ СОСТАВОВ**

*Наведені результати досліджень напруженого стану покрівлі очистного забою, при її зміцненні нагнітанням скріплюючих речовин.*

**Ключові слова:** *нагнітання скріплюючих речовин, зони втрати стійкості, еквівалентні напруження.*

*Приведены результаты исследований напряженного состояния кровли очистного забоя при ее упрочнении нагнетанием скрепляющих составов.*

**Ключевые слова:** *нагнетание скрепляющих составов, зоны потери устойчивости, эквивалентные напряжения.*

Упрочнение кровли нагнетанием скрепляющих составов является эффективным способом предотвращения вывалообразований, особенно в условиях сильнотрещиноватых пород. Способ основан на принудительной подаче в нарушенный массив кровли полимерных смол холодного отверждения, заполняющих трещины, пустоты и склеивающих отдельные блоки пород в монолит. Наибольшее распространение для упрочнения кровли в очистном забое получили пенополиуретановые скрепляющие составы, характеризующиеся высокими адгезионными показателями, пластическими свойствами и низким временем отверждения.

Нормативным документом [1] рекомендуемая длина шпуров для нагнетания составляет 3 - 4 м, расстояние между шпурами - 3 м, а расход составов - 80 л/шпур. В работе [2] авторами установлены параметры нагнетания с учетом фильтрационных свойств: длина шпуров до 2 м, расстояние между шпурами 2 - 3 м, расход - 10 - 30 л/шпур. Недостаточно изучено влияние параметров трещиноватости неустойчивого слоя, параметров технологии упрочнения, а также выемки угля на напряженное состояние упрочненной кровли.

Цель работы - оценить напряженное состояние кровли в очистном забое при упрочнении скрепляющими составами.

Объект исследования - технология упрочнения неустойчивой кровли в лаве нагнетанием скрепляющих составов.

Предмет исследования - устойчивость кровли в лаве, упрочненной скрепляющими составами.

Для исследования напряженного состояния кровли в окрестности очистного забоя решена объемная задача с использованием численных методов [3]. Моделирование осуществлялось для следующих условий: глубина разработки - 600 м, мощность пласта - 1 м, мощность неустойчивой кровли - 1 м. Модуль упругости неустойчивого слоя кровли определялся с учетом числа систем  $n$  и среднего раскрытия трещин  $\delta$ , а также расстояния между плоскостями ослабления  $d$  [4]. В исследованиях использован коэффициент ослабления  $K_{ос}$ , численно равный отношению модулей упругости ненарушенного и нарушенного (упрочненного) слоя кровли.

На рисунке 1 приведены графики влияния раскрытия трещин  $\delta$  и расстояния между плоскостями ослабления  $d$  на коэффициент ослабления неустойчивого слоя кровли и кровли, упрочненной скрепляющими составами при числе систем трещин  $n = 3$ .

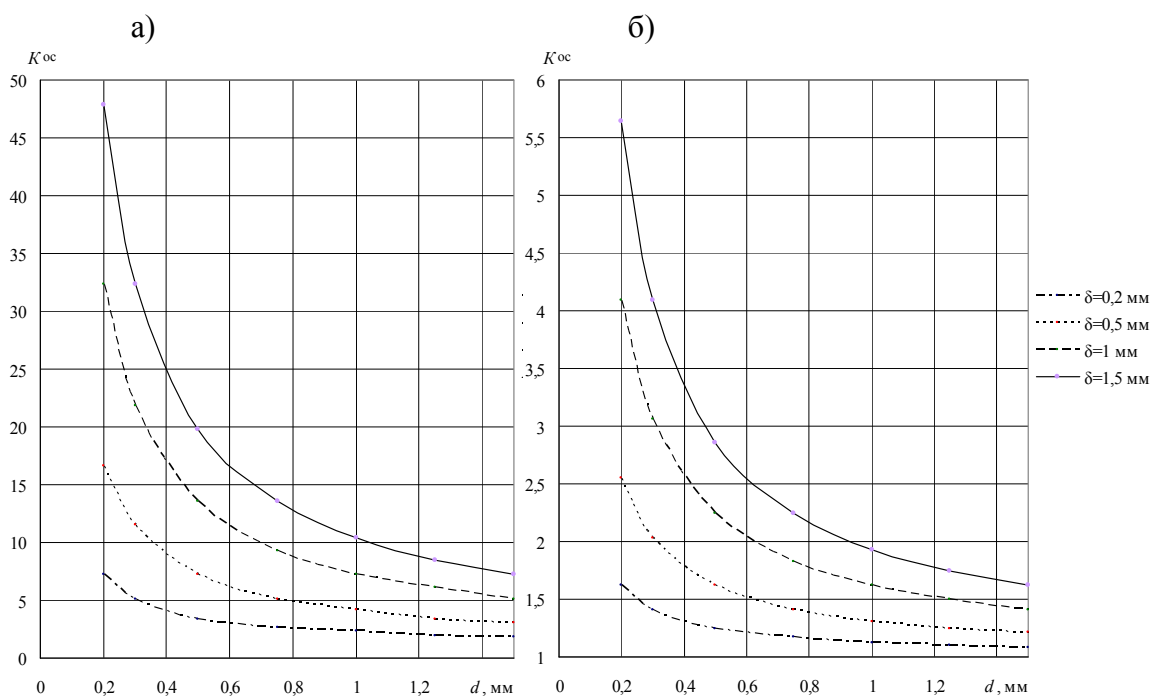


Рисунок 1 - Влияние параметров трещиноватости на коэффициент ослабления слоя кровли: а - нарушенного; б - упрочненного полиуретановыми составами

Согласно рисунку 1, при расстоянии между трещинами 0,2 м и раскрытии трещин  $\delta = 0,2$  мм модуль упругости нарушенного слоя кровли в 7 раз меньше, а при упрочнении полиуретановым составом - в 1,6 раз по сравнению с ненарушенным слоем.

Расчетный процесс всех задач разбит на 3 стадии:

- 1) нагружение модели со снятой полосой угля и наличием вывала в кровле призабойного пространства;
- 2) упрочнение кровли нагнетанием составов;
- 3) снятие полосы угля.

Критерием оценки состояния кровли в окрестности очистного забоя являлись вертикальные, горизонтальные и эквивалентные напряжения, рассчитанные согласно теории прочности Мора.

Анализ результатов расчета проводился в сечениях:

- вертикальное сечение перпендикулярно линии очистного забоя по шпuru (А-А);
  - вертикальное сечение перпендикулярно линии очистного забоя в неупрочненной зоне (Б-Б);
  - горизонтальное сечение в плоскости шпуров нагнетания (В-В);
  - вертикальное сечение параллельно линии очистного забоя через границу герметизации (Г-Г).
- Расчетная схема модели с указанием характерных сечений приведена на рисунке 2.

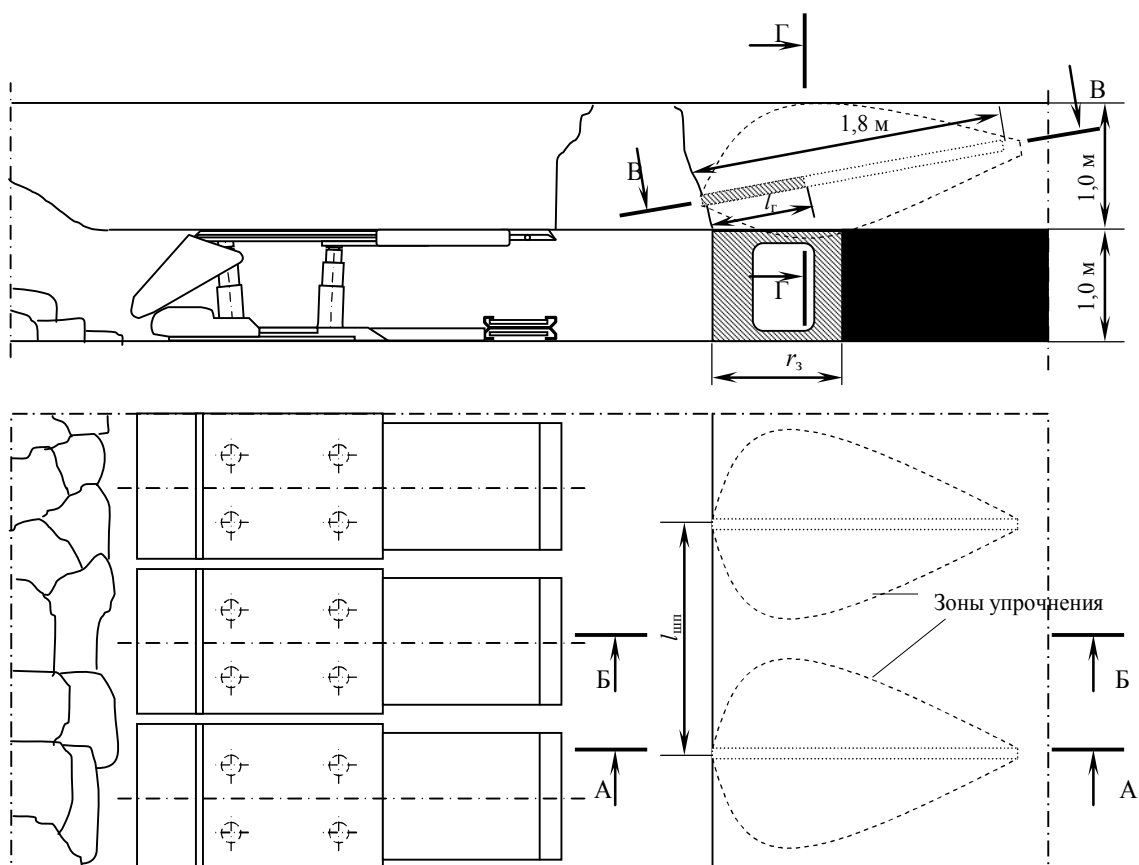


Рисунок 2 - Расчетная схема модели с указанием характерных сечений

Глубина герметизации  $l_r$  принята 0,4 м. Расстояние между шпурами  $l_{\text{шп}} = 1,8 - 2,4$  м. Угол наклона шпуров к напластованию -  $10^\circ$ . Ширина снимаемой полосы  $r_3 = 0,8$  м.

На первом этапе проводилось исследование напряженного состояния кровли при расстоянии между шпурами 1,8 м, при этом зоны упрочнения не пересекаются. На рисунке 3 приведены изополя вертикальных напряжений кровли в сечении А-А после снятия полосы угля в нарушенном и упрочненном массиве.

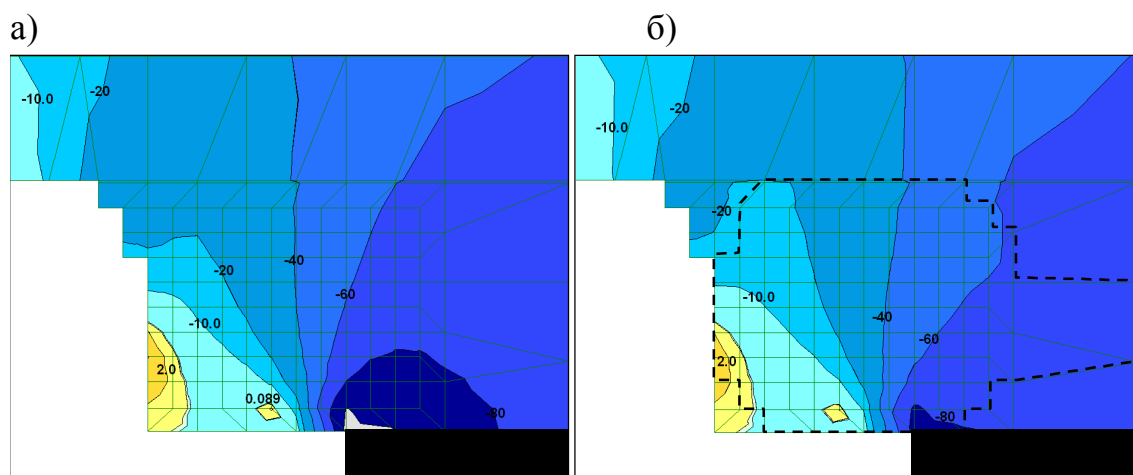


Рисунок 3 - Изополя вертикальных напряжений  $\sigma_z$  после снятия полосы угля в сечении А-А: а) в нарушенном массиве; б) в упрочненном массиве кровли

Из рисунка 3 видно, что упрочнение кровли приводит к заметному снижению действующих на пласт напряжений (характерная изолиния  $\sigma_z = -80$  МПа), вследствие чего уменьшится величина отжима угля. В целом, в кровле пласта преобладают сжимающие напряжения, и лишь в уступной части вывала наблюдаются зоны растягивающих напряжений размером 0,2х0,4 м.

Анализ горизонтальных напряжений поперек очистного забоя показал, что влияние процесса упрочнения на напряженное состояние незначительное.

Для оценки состояния кровли и выявления зон потерь устойчивости кровли проведен анализ эквивалентных напряжений. На рисунках 4 и 5 представлены изополя эквивалентных напряжений в сечении А-А кровли пласта после снятия одной и двух полос угля соответственно.

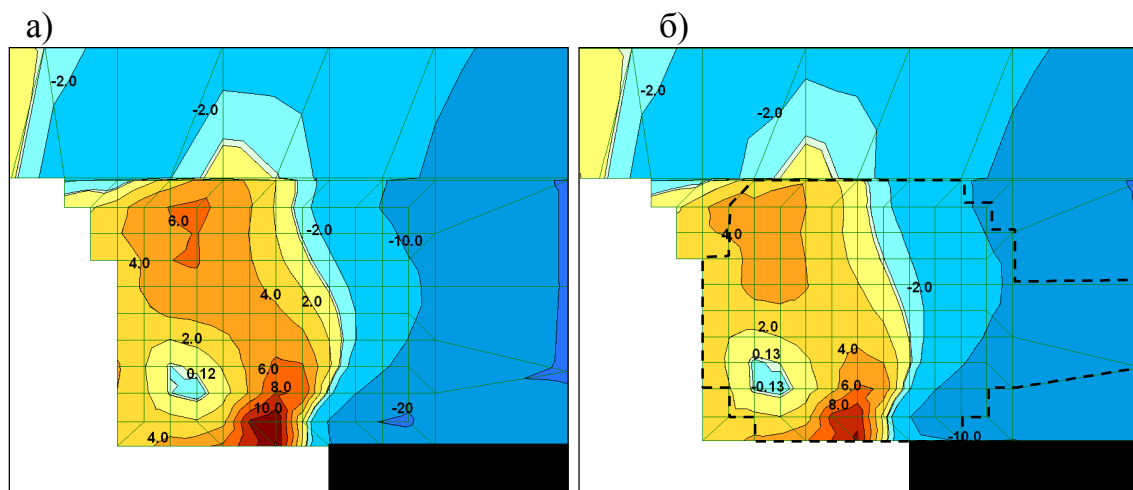


Рисунок 4 - Изополя эквивалентных напряжений  $\sigma_e$  после снятия полосы угля в сечении А-А: а) в нарушенном массиве; б) в упрочненном массиве кровли

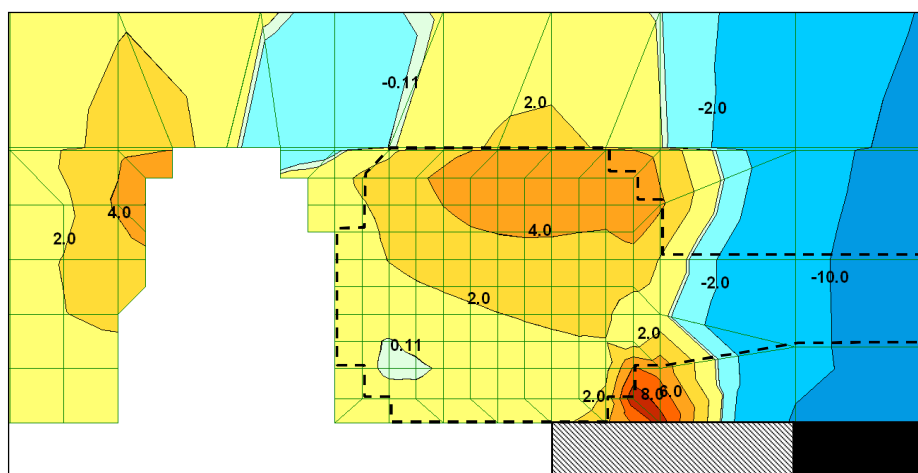


Рисунок 5 - Изополя эквивалентных напряжений  $\sigma_e$  в сечении А-А после снятия двух полос угля

Из рисунка 4а видно, что в верхней части нарушенного слоя эквивалентные напряжения превышают предел прочности на растяжение, что может привести к возникновению вывала и его дальнейшему развитию. При упрочнении кровли (рисунок 4б) величина растягивающих напряжений составляет  $\sigma_e = 4$  МПа, что не превышает предел прочности кровли на растяжение. В этом случае зона потери устойчивости не образуется. В нижнем слое кровли перед забоем возможно образование сколов, незначительных высыпаний и дополнительное трещинообразование. Исходя из рисунка 5 при повторном снятии полосы угля размеры области максимальных растягивающих напряжений возрастают, однако зона потери устойчивости также не образуется. На рисунке 6 представлены изополя эквивалентных напряжений в сечении Б-Б неупрочненной кровли после снятия одной и двух полос угля.

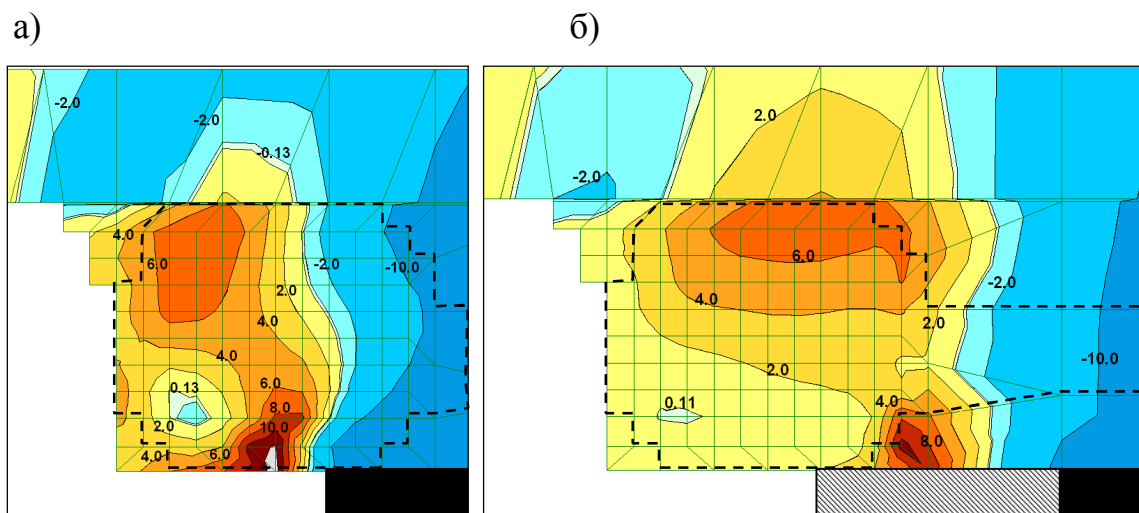


Рисунок 6 - Изополя эквивалентных напряжений  $\sigma_e$  в сечении Б-Б в упрочненном массиве кровли после снятия: а) одной полосы; б) двух полос угля

Согласно рисунку 6, между областями упрочнения в верхней части неустойчивой кровли образуется зона потери устойчивости, ширина которой возрастает при повторном снятии полосы угля. На практике этот участок находится над крепью, которая удерживает отслоившиеся породы и препятствует их высыпанию. Эта зона значительно лучше наблюдается в сечении Г-Г, представленном на рисунке 7.

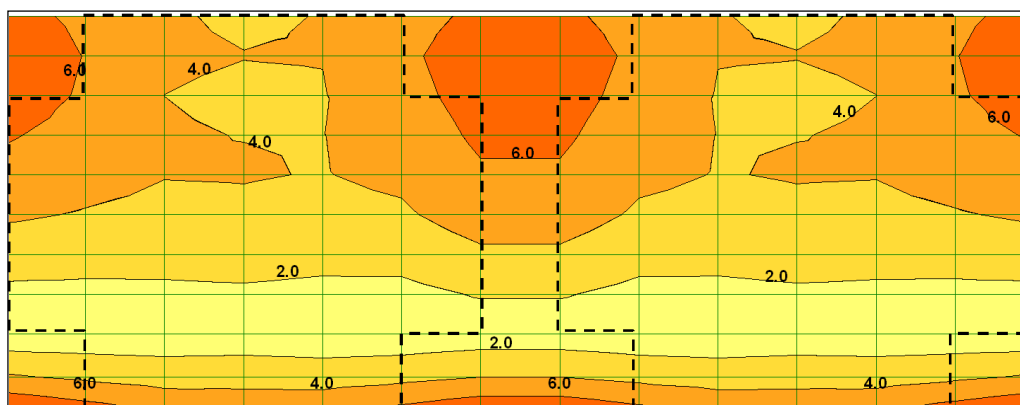


Рисунок 7 - Изополя эквивалентных напряжений  $\sigma_e$  в сечении Г-Г в упрочненном массиве кровли после снятия полосы угля

Ширина зоны потери устойчивости составляет 0,6 м, высота 0,35 м, глубина 0,3 м. За счет бокового распора упрочненными породами в данном случае вывал не образуется, однако при дальнейшем увеличении неупрочненной области возможно его возникновение.

На следующем этапе рассмотрена задача с перекрытием областей упрочнения. На рисунке 8 представлено сравнение характера распре-

ления эквивалентных напряжений в сечении В-В кровли пласта без перекрытия и с перекрытием областей упрочнения.

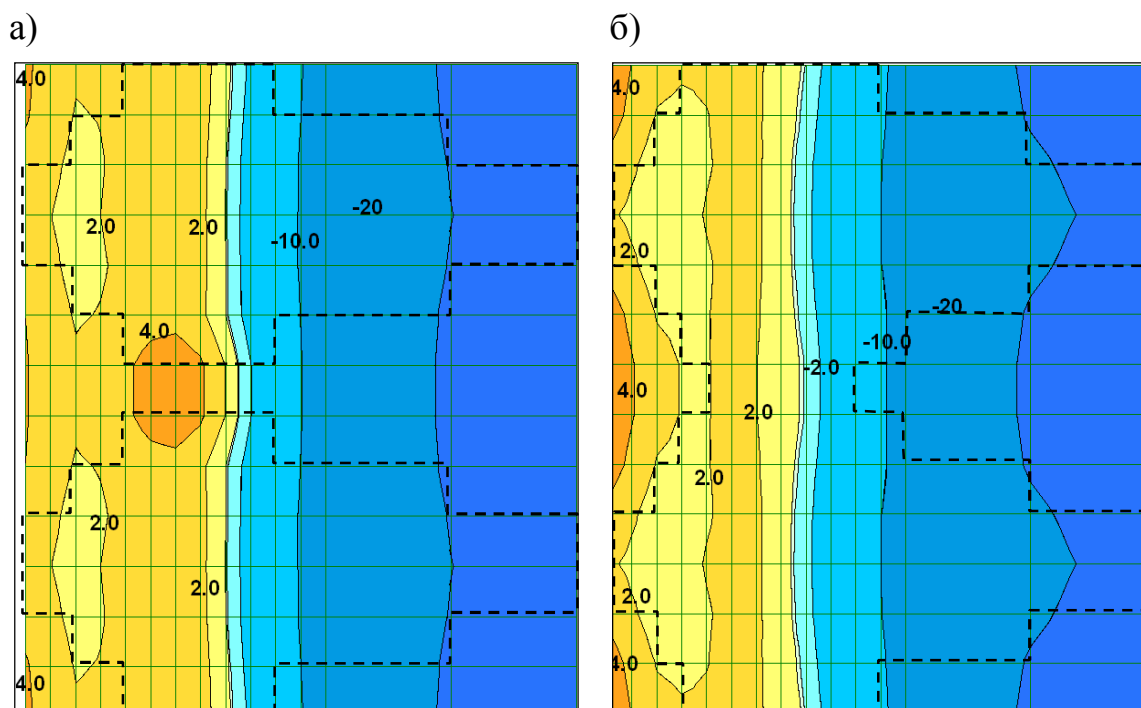


Рисунок 8 - Изополя эквивалентных напряжений  $\sigma_e$  в сечении В-В после снятия полосы угля: а) без перекрытия; б) с перекрытием областей упрочнения

Из рисунка 8 видно, что наибольшие растягивающие напряжения возникают между областями упрочнения, однако их величина не превышает предела прочности кровли на растяжение и потеря устойчивости не наблюдается. Перекрытие областей упрочнения приводит к значительно лучшему состоянию кровли, о чем свидетельствует снижение величины растягивающих эквивалентных напряжений и более равномерному их распределению.

На заключительном этапе рассмотрена задача с расстоянием между шпурами нагнетания  $l_{ш} = 2,4$  м (ширина неупрочненной области 1,6 м). Изополя эквивалентных напряжений в характерных сечениях при снятой полосе угля приведены на рисунке 9.

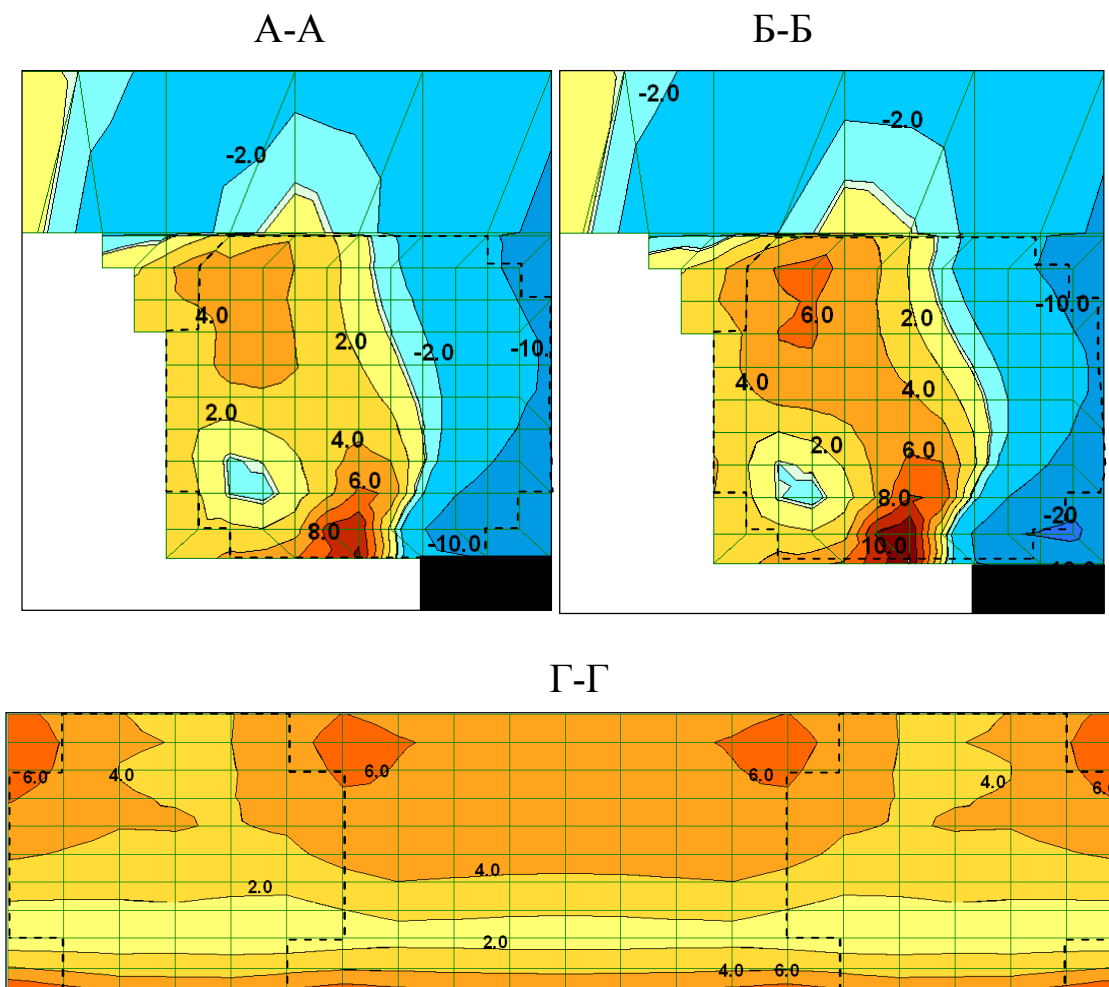


Рисунок 9 - Изополя эквивалентных напряжений  $\sigma_e$  в характерных сечениях кровли после снятия полосы угля

Проанализируем полученные результаты. В сечении шпура А-А эквивалентные напряжения практически не изменились. В сечении Б-Б (между областями упрочнения) величина напряжений в верхнем слое нарушенной кровли также превышает предел прочности пород на растяжение, образуя при этом зоны потери устойчивости. Учитывая большой пролет неупрочненной кровли (сечение Г-Г) существует большая вероятность возникновения вывала. В этом случае целесообразно применить дополнительно анкерование, что обеспечит удержание неустойчивого слоя от обрушения.

Выводы. Упрочнение неустойчивой кровли в лаве нагнетанием скрепляющих составов приводит к снижению величины эквивалентных напряжений в упрочняемой области, что улучшает состояние кровли и уменьшает отжим угля. На участках с неупрочненной кровлей наблюдается рост эквивалентных напряжений и при достаточной ширине неупрочненной области происходит вывалообразование в кровле пласта.



Направления дальнейших исследований: обоснование параметров технологии упрочнения неустойчивой кровли нагнетанием скрепляющих составов в сочетании с химическим анкерованием.

### **Библиографический список**

1. *Руководство по упрочнению неустойчивых горных пород и угля нагнетанием пенополиуретанового состава.* - М.: Ин-т горн. дела им. А.А. Скочинского, 1988. - 28 с.

2. Клишин Н.К., Склепович К.З., Герасько О.А. Упрочнение кровли в лавах// *Уголь Украины.* – 2004. - №2. – С. 15 – 19.

3. Кизияров О.Л. Модель для исследования параметров технологии комбинированного упрочнения кровли в лавах// *Сборник научных трудов.* - Алчевск: 2004, вып. № 18. – С. 87 - 91.

4. Руппенейт К.В.. *Деформации массивов трещиноватых горных пород.* М.: Недра, 1975. - 224 с.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Клишиным Н.К.*

*Крупко И. В.  
(ДГМА, г. Краматорск, Украина)*

## **ИССЛЕДОВАНИЯ СИЛОВЫХ И КИНЕМАТИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ В ЧЕТЫРЕХОПОРНОМ ШАГАЮЩЕМ ДВИЖИТЕЛЕ ЭКСКАВАТОРА**

*Наведені результати теоретичних досліджень, отримані залежності на основі розроблених структурної і розрахункової схем, які описують процес пересування кар'єрного екскаватора з чотирьохопорним крокуючим рушієм.*

**Ключові слова:** екскаватор, функціонально закінчений елемент, чотирьохопорний крокуючий рушій.

*Приведены результаты теоретических исследований, получены зависимости на основании разработанных структурной и расчетной схем, которые описывают процесс передвижения карьерного экскаватора с четырехопорным шагающим движителем.*

**Ключевые слова:** экскаватор, функционально законченный элемент, четырехопорный шагающий движитель.

Повышение эффективности использования экскаваторной техники, работающей на карьерах, может быть достигнуто за счет снижения времени простоя таких машин, связанных с отказами отдельных узлов и механизмов. Как показал анализ отказов одноковшовых экскаваторов типа ЭКГ-5 и ЭКГ-10Н, проводимый на ЗАО НКМЗ, до 25% отказов от общего числа приходится на гусеничные механизмы передвижения. С целью повышения надежности механизмов передвижения на ЗАО НКМЗ разработан четырехопорный шагающий движитель [1]. Отличительной особенностью от существующих шагающих механизмов является наличие в таком движителе двух пар опорных башмаков, внутренних и внешних, приводимых в движение двумя парами эксцентриков. В процессе движения в таком механизме происходит подъем и опускание тележки за счет попарно поднимаемых и опускаемых внутренних и внешних опорных башмаков, т.е. пара опорных башмаков (лыж) приводится в движение синфазно вращающимися вокруг оси эксцентриками, а вторая пара лыж, эксцентриками. При работе экскаватора в забое вес машины равномерно распределяется на все четыре опорных башмака. Учитывая конструкцию такого движителя (отсутствие значительного

количества быстро изнашиваемых деталей, например, по сравнению с гусеничным ходом, а так же сравнительно меньшую массу по сравнению с шагающими трехопорными механизмами [2], ввиду отсутствия опорной базы), можно предположить, что в процессе эксплуатации такой движитель окажется весьма эффективным.

Целью данной работы является установление закономерностей изменения силовых и кинематических параметров четырехопорного шагающего движителя в процессе перемещения.

В работе ДонНТУ [3] предложен метод исследования горных и подъемно-транспортных машин в процессе выполнения технологических операций в виде функционирования системы «машина – внешняя среда». Основными компонентами этой системы являются такие подсистемы, как внешняя среда и машина, причем каждая из подсистем имеет свою структуру, а структура состоит из элементов, связанных между собой.

Применительно к одноковшовым карьерным экскаваторам структурная схема состоит из взаимосвязанных между собой следующих основных элементов: рабочего органа – ковша (к); рукояти (Рк) со стрелой (Стр), исполнительных механизмов ( $M_{под}$ ,  $M_{нап}$ ), установленных на поворотной платформе ( $M_{пп}$ ), которая с помощью опорно-поворотного устройства (ОП), механизма поворота (Пм) и центральной цапфы (Цц), связана с нижней рамой ( $M_{нр}$ ). Нижняя рама опирается на ходовую часть, состоящую из четырех опорных башмаков (лыж 1-4), соединенных с помощью шарниров ( $O1 \dots O8$ ).

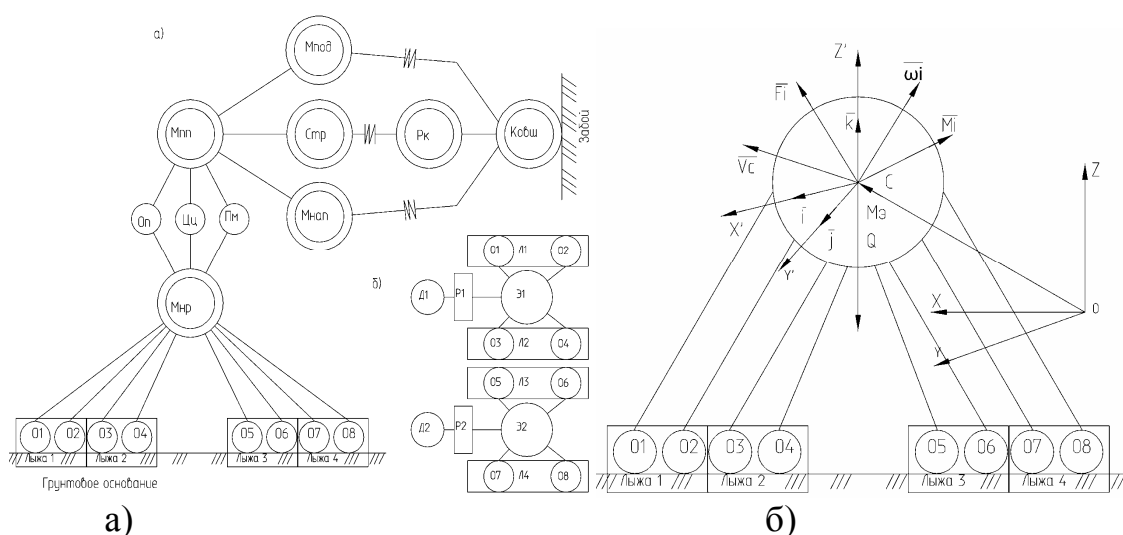


Рисунок 1 – Структурная а) и расчетная б) схемы экскаватора и механизма передвижения соответственно

На основании структурной (рисунок 1а) составлена расчетная схема четырехопорного шагающего движителя (рисунок 1б), которая

позволяет учесть конструкцию ходового оборудования, его взаимосвязи в структуре экскаватора, взаимодействие с внешней средой и формирование нагрузок в процессе перемещения экскаватора. Учитывая основные положения теории многокритериального анализа [3], разработанная математическая модель процесса перемещения экскаватора как системы, состоящей из последовательно соединенных функционально-законченных элементов (ФЗЭ), при этом учитываем следующее:

- экскаватор это горная машина, представляющая собой техническую систему, включающую металлоконструкцию, исполнительные механизмы, рабочее и ходовое оборудование взаимодействующие с внешней средой;

- механизмы экскаватора рассматриваем с учетом их роли и значения для функционирования механической системы для выполнения горных работ по вскрыше, добыче и погрузке полезных ископаемых, перемещении машины в забое, устойчивому положению при выполнении технологических операций;

- внешнее воздействие на механизм передвижения представим в виде поступательно-перемещающейся массы (Мэ) с центром в точке С (рисунок 1а), шарнирно-соединенной в шарнирах (О1 – О8) с опорными башмаками (Л1 – Л4), на которые оказывает воздействие внешняя среда со стороны опорной поверхности забоя.

Математическую модель процесса передвижения экскаватора с учетом функционально законченных элементов (ФЗЭ) ходового оборудования по аналогии с горной машиной можно представить в виде вектор функции, записанной в неявном виде [3]:

$$f_i(\bar{X}, \bar{P}, \bar{Y}) = 0, \quad (1)$$

где  $\bar{X}$  - вектор входных параметров;

$\bar{P}$  - вектор структуры и параметров машины;

$\bar{Y}$  - вектор выходных параметров.

На расчетной схеме (рисунок 1б) показаны:

OXYZ – неподвижная система координат, жестко связанная с забоем;

CX'Y'Z' - система координат, жестко связанная с ППМ, с началом координат в центре масс, оси которой направлены по главным осям инерции;

$\bar{i}, \bar{j}, \bar{k}$  - единичные векторы направления осей CX', CY' и CZ' в системе координат OXYZ;

$\bar{r}_C \{x_C, y_C, z_C\}$  - радиус-вектор центра масс ППМ в системе координат OXYZ;

$\bar{v}_C \{v_{CX}, v_{CY}, v_{CZ}\}$  - скорость центра масс ППМ в системе координат OXYZ;

$\bar{\omega}' \{\omega'_X, \omega'_Y, \omega'_Z\}$  - угловая скорость ППМ в системе координат CX'Y'Z';

$\bar{F} \{F_X, F_Y, F_Z\}$ ,  $\bar{M}' \{M'_X, M'_Y, M'_Z\}$  - главный вектор и главный момент системы внешних сил, приложенных к ППМ в узлах взаимодействия; центр приведения – центр масс С, главный вектор задан в системе координат OXYZ, главный момент – в системе координат CX'Y'Z'.

Математическую модель шагающего механизма, как поступательно перемещающейся массы (ППМ), можно представить в общем виде [3]:

$$\left\{ \begin{array}{l} m\ddot{\bar{r}}_C = \bar{F} + \bar{G}; \\ J_X \dot{\omega}'_X + (J_Z - J_Y) \omega'_Y \omega'_Z = M'_X; \\ J_Y \dot{\omega}'_Y + (J_X - J_Z) \omega'_Z \omega'_X = M'_Y; \\ J_Z \dot{\omega}'_Z + (J_Y - J_X) \omega'_X \omega'_Y = M'_Z; \\ \dot{\bar{i}} = \bar{i} \times \bar{\omega}'; \\ \dot{\bar{j}} = \bar{j} \times \bar{\omega}'; \\ \dot{\bar{k}} = \bar{k} \times \bar{\omega}'; \\ (C') = (\bar{i}, \bar{j}, \bar{k})^T, \end{array} \right. \quad (2)$$

где  $m$  – масса ППМ;

$\bar{G}$  - вес пространственно перемещающейся массы, заданный в системе координат OXYZ;

$J_X, J_Y, J_Z$  - главные моменты инерции ППМ.

$(C')$  - матрица направляющих косинусов системы координат CX'Y'Z' относительно OXYZ, позволяющая определить положение массы (M1) относительно системы координат OXYZ.

Для вектора выходных параметров с целью оптимизации конструкции, оценки ее технического уровня основными компонентами можно считать векторы нагрузок, приложенные к узлам взаимодействия масс ( $\bar{F}_i$ ), крутящих моментов ( $\bar{M}$ ), угловых скоростей ( $\bar{\omega}$ ), мощности привода ( $\bar{N}$ ), скорости перемещения машины ( $\bar{V}_M$ ).

С учетом зависимости (1) и обоснованных составляющих векторов  $\bar{X}, \bar{P}, \bar{Y}$  математическую модель процесса перемещения экскаватора по подошве забоя и взаимодействия его с грунтом в процессе работы можно представить в следующем виде:

$$f_i(\overline{C}_i, \overline{P}_i, \overline{Y}_T, \overline{Y}_O, \overline{C}_K, \overline{C}_T, \overline{P}_K, \overline{P}_T, \overline{F}_i, \overline{Y}, \overline{M}, \overline{\omega}, \overline{N}) = 0. \quad (3)$$

Для механизмов передвижения компонентами вектора входных параметров являются параметры внешней среды, обозначим их через  $(\bar{C}_i, \bar{P}_i)$ , а управляющие воздействия на привод и трансмиссию через  $(\bar{Y}_T)$ , начальное состояние системы «экскаватор – внешняя среда»  $(\bar{Y}_O)$ . Для вектора параметров шагающего механизма экскаватора основными компонентами являются векторы структуры конструкции  $(\bar{C}_K)$  и трансмиссии  $(\bar{C}_T)$ , а так же векторы силовых параметров составных элементов конструкции и трансмиссии  $(\bar{P}_K, \bar{P}_T)$ .

В данной математической модели, представленной в виде вектор – функции, учитываются режимы работы механизма передвижения экскаватора, его взаимодействие с внешней средой, структура и параметры экскаватора и шагающего движителя, а так же влияние внешних воздействий на механизм, которые вызывают изменения положения экскаватора в пространстве и времени.

Для исследования процесса перемещения четырехопорного механизма передвижения структурную (рисунок 1а) и расчетную (рисунок 1б) схемы механизма следует рассматривать более подробно, т.е. необходимо установить взаимосвязи в структуре привода отдельных функционально-законченных элементов (ФЗЭ). Исходя из конструкции привода, рассматриваемого ходового оборудования [1], составим структурную схему одной части (половины) привода (рисунок 2).

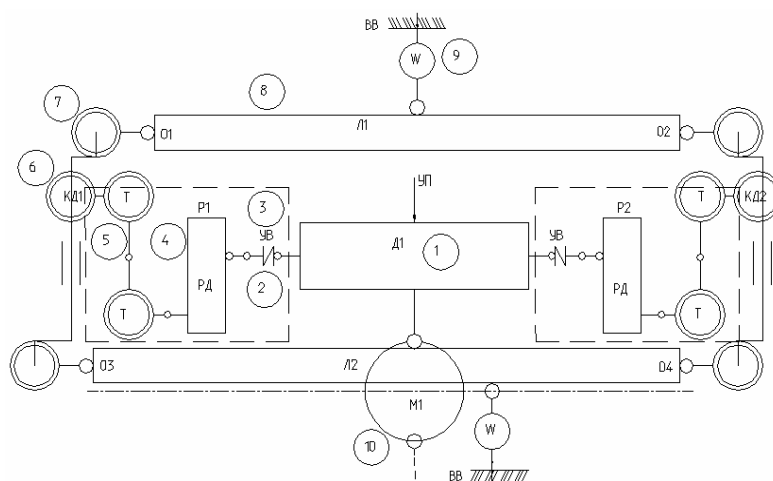


Рисунок 2 - Структурная схема привода четырехопорного шагающего движителя (половина привода относительно оси симметрии)

Представленная схема отражает конструкцию ходового оборудования экскаватора с массой (М1), структуру его трансмиссии (Р1) и (Р2) и взаимодействие опорной части (Л1, Л2) с грунтовым основанием забоя.

На рисунке 2 условно отражены связи между элементами привода в последовательности и направлении силового потока: от электродвигателя (Д1)-1 через трансмиссии (Р1, Р2), которые включают последовательное соединение функционально-законченных элементов – вала (УВ)-3 с муфтой – маховиком 2, редуктора (РД)-4, зубчатые передачи (Т)-5, эксцентрики (КД)-6,7, опорные башмаки (Л1, Л2)-8, соединенные с эксцентриком с помощью цилиндрических шарниров (О1 – О4). Опорные башмаки (лыжи) взаимодействуют с внешней средой (W). Реализация процесса перемещения механизма с массой (М1) обеспечивается управляющим воздействием на привод (УП).

Таким образом, структурная схема, представленная на рисунке 2, отражает состав элементов, входящих в ходовое оборудование, связи этих элементов между собой и с внешней средой, т.е. структуру системы «машина – движитель – внешняя среда».

Используем программное обеспечение для решения математических моделей с ФЗЭ, которое включает последовательное выполнение следующих операций:

1. Формирование базы данных (входных параметров)
2. Формирование файла \*.txt
3. Формирование ММ процесса перемещения машины как ФЗЭ ППМ
4. Моделирование ФЗЭ и их взаимодействия в структуре машины
5. Решение ММ с помощью метода Рунге-Кутты

В результате реализации вычислительного эксперимента были получены графики изменения параметров привода четырехопорного механизма шагания, которые представлены на рисунке 3.

Анализ графиков изменения параметров показывает:

- моменты на валу эксцентрика изменяются за период движения (один цикл 6,5с) по закону косинусов, причем на  $\frac{1}{2}$  цикла шагания приходится режим рекуперации энергии (при опускании машины);

- мощность за один цикл движения изменяется от  $P_{\max} \approx 1.4P_{\text{ном}}$  до  $P_{\min} \approx 0.4P_{\text{ном}}$ ;

- усилия на валу эксцентрика изменяются в довольно широких пределах и при опирании на стойку (ногу) возникает  $F_{\text{дин}} = k_F \times F_{p.\max}$  с коэффициентом динамики  $k_d > 2$ , что для работы деталей хода нежелательно;

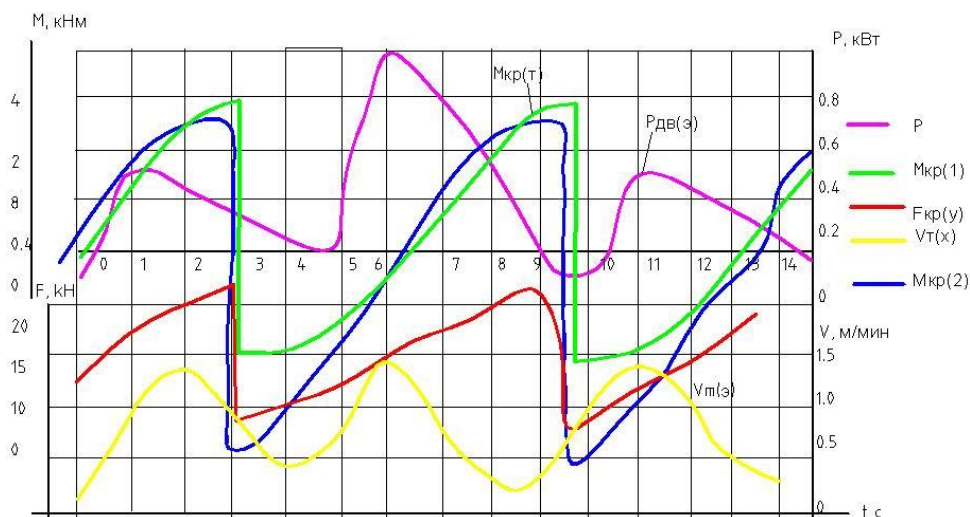


Рисунок 3 - Результаты вычислительного эксперимента механических параметров по математической модели четырехопорного шагающего механизма

- расчетное значение скорости  $V_{т(x)}$  близкое к экспериментальному, а значение скорости  $V_{т(y)}$  в некоторые моменты в 2 раза превышает  $V_{т(x)}$ .

В целом проверка показала, что ММ адекватна физической модели и расхождения составляют до 15% [4].

Таким образом, разработана математическая модель привода четырехопорного механизма шагания, особенностью которой является представление структуры механизма в виде взаимосвязанных функционально законченных элементов, взаимодействующих между собой и с внешней средой, которая позволила установить соотношения силовых и кинематических параметров привода. Направление дальнейших исследований заключается в совершенствовании структуры привода четырехопорного шагающего движителя экскаватора.

### Бibliографический список

1. Марченко А. І., Буренко О. Г., Калашиников О. Ю., Литвинов Л. І. Крокуючий хід важких кар'єрних екскаваторів – лопат. Патент України №46019 кл. E02F9/04, опублікований 15.05.2002 бюл. №5.
2. Подэрни Р. Ю. Горные машины и автоматизированные комплексы для открытых работ в 2 т. –М.: 2001 (Т.2 – 322с).
3. Семенченко А.К., Кравченко В.М., Шабает О.Є. Теоретичні основи аналізу і синтезу гірничих машин і процесу їх відновлення, як динамічних систем – Донецьк: РВА ДонНТУ, 2002.-302с.-ISBN 966-7559-57-2.
4. Крупко І.В. Експериментальні дослідження чотирьохопорного ексцентрикового крокуючого механізму. Підйомно-транспортна техніка. –Дніпропетровськ: 2009-№4 (32)-с.75-81.

**Рекомендована к печати д.т.н., проф. Корнеевым С.В.**



# **МЕТАЛЛУРГИЯ**



*д.т.н. Луценко В.А.,  
к.т.н. Боровик П.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## МЕТОДИКА ОЦЕНКИ ЗАГРУЗКИ КАЛИБРОВ ПРОКАТНЫХ ВАЛКОВ

*Розроблена методика оцінки завантаження калібрів прокатних валів прокатних станів, використання якої дозволяє оцінити раціональність режиму обтискань і розташування калібрів на валках по критерію довговічності.*

**Ключові слова:** калібр, блюмінг, поломка валів, режим обтискань, утомленість.

*Разработана методика оценки загрузки калибров прокатных валков прокатных станов, использование которой позволяет оценить рациональность режима обжатий и расположения калибров на валках по критерию долговечности.*

**Ключевые слова:** калибр, блюминг, поломка валков, режим обжатий, усталость.

В прокатном производстве имеют место значительные нагрузки на оборудование, что приводит к частым авариям, приводящим к простоям, нарушающим ритм работы других цехов. Поэтому увеличение срока службы оборудования, уменьшение числа поломок является актуальной задачей. Одним из важных вопросов в этом направлении, наряду с созданием надежной защиты оборудования и перегрузок и поломок, является разработка инженерных методов определения условий нагружения и разрушающих нагрузок.

Следует отметить, что в прокатных цехах особенно часто имеют место поломки прокатных валков, имеющих среди других элементов главной линии стана минимальный запас прочности. При этом доля валков в себестоимости проката составляет значительную часть. Поэтому снижение количества поломок валков позволяет получить значительный экономический эффект.

Работа валков характеризуется действием нагрузок, изменяющихся по величине и по величине и знаку. Поэтому основная часть встречающихся в практике разрушений валков — это разрушения вследствие усталости.

Работа блюмингов характеризуется многообразием схем прокатки, а, следовательно, и нагрузок на элементы валка. При этом в зависимости от схемы прокатки и схемы расположения калибров на валке изменяются условия нагружения каждого калибра. При отсутствии прогноза нагружения каждого калибра один из калибров может оказаться перегруженным, что приведет к разрушению валка.

Валки блюминга имеют обычно 3-5 прямоугольных калибров, расположенных в разном порядке. Обычно первый калибр располагают на краю валков, а последующие – по ходу прокатки. Такое расположение приводит к минимальным паузам между проходами в связи с перемещением раската по мере прокатки в одном направлении имеет преимущество. Но при этом подшипники валков нагружены неравномерно, поэтому расположение первого калибра посередине бочки хорошо себя зарекомендовало, особенно при прокатке слябов.

В работе [1] достаточно полно изложена разработанная методика классификации и расчета нагрузок, основанная на использовании статистических критериев, которая позволяет с заданной вероятностью прогнозировать величину нагрузок, действующих на прокатную клеть с учетом катаемого и проектируемого сортамента проката и рассчитать ресурс и запасы прочности главной линии стана.

Однако приведенная методика не позволяет определить целесообразность конкретного режима обжарки и схемы расположения калибров на валке с точки зрения равномерной загрузки калибров.

Целью данной работы является разработка методики оценки загрузки калибров преимущественно валков блюминга.

В качестве критерия загрузки калибров предлагается использовать сумму произведений напряжения изгиба в данном калибре ( $q$ ) на количество циклов при прокатке слитка во всех калибрах:

$$Z_q = \sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^m \sigma_{ij}^q \cdot n_{ij}, \quad (1)$$

где  $\sigma_{ij}^q$  – напряжение изгиба в  $q$ -м калибре при прокатке слитка во всех калибрах;

$n_{ij}$  – количество циклов при прокатке слитка в  $j$ -м калибре;

$k$  – количество проходов при прокатке слитка;

$m$  – количество калибров.

При этом суммарная загрузка валка определяется выражением:

$$Z_{\Sigma} = \sum_{q=1}^m Z_q. \quad (2)$$

Методика расчета загрузки калибров валков включает в себя следующие блоки:

**Расчет скоростного и температурного режимов прокатки при заданном режиме обжатий**, в результате которого определяется максимальная и средняя скорость в каждом проходе с использованием методики Тягунова В.А. [2] и температура металла в каждом проходе [3]. Предусмотрено использование также экспериментальных данных, учитывающих особенности конкретного стана.

**Расчет усилий прокатки по проходам по формуле**

$$P = p_{cp} \cdot F, \quad (3)$$

где  $F$  – площадь контакта металла с валком;

$p_{cp}$  – среднее контактное давлений.

Среднее контактное давление определяется по методике [3]:

$$p_{cp} = \gamma \cdot n_{\sigma} \cdot \sigma_{и}, \quad (4)$$

где  $\gamma$  – коэффициент, учитывающий влияние среднего главного напряжения;

$n_{\sigma}$  – коэффициент напряженного состояния;

$\sigma_{и}$  – сопротивление деформации.

Коэффициент  $\gamma$  определяется по Смирнову В.С. [3]:

$$\begin{aligned} \gamma &= 1 + \mu_y \cdot \frac{b_{cp}}{h_{cp}} \quad \text{при} \quad \frac{b_{cp}}{h_{cp}} \leq \frac{0,465}{\mu_y}; \\ \gamma &= 1,15 \quad \text{при} \quad \frac{b_{cp}}{h_{cp}} > \frac{0,465}{\mu_y}, \end{aligned} \quad (5)$$

где  $b_{cp}$  и  $h_{cp}$  – средняя ширина и высота очага деформации;

$\mu_y$  – коэффициент трения в установившемся процессе прокатки, определяемый по известной формуле Грудева А.П. [4].

Коэффициент напряженного состояния определяется в зависимости от величины фактора формы  $\frac{l_d}{h_{cp}}$  [3]:

$$\begin{aligned} n_{\sigma} &= \left( \frac{l_d}{h_{cp}} \right)^{-0,4} && \text{при } \frac{l_d}{h_{cp}} < 1; \\ n_{\sigma} &= 1 + \frac{l_d}{6 \cdot h_{cp}} && \text{при } 1 \leq \frac{l_d}{h_{cp}} \leq 2; \\ n_{\sigma} &= \frac{2 \cdot h_n}{\Delta h \cdot (\delta - 1)} \left[ \left( \frac{h_n}{h_1} \right)^{\delta} - 1 \right] && \text{при } 2 < \frac{l_d}{h_{cp}} \leq 5; \\ n_{\sigma} &= 1 + \frac{l_d}{4 \cdot h_{cp}} && \text{при } \frac{l_d}{h_{cp}} > 5, \end{aligned} \quad (6)$$

где  $\delta = \frac{2 \cdot \mu_y \cdot l_d}{\Delta h}$ ;

$\Delta h$  – величина обжатия;

$h_n$  – высота раската в нейтральном сечении;

$h_1$  – высота раската после обжатия.

При прокатке в калибрах среднее контактное давление определяется с учетом влияния формы калибра  $n_{\phi}$ :

$$p_{cp} = \gamma \cdot \sigma_{и} \cdot [1 + (n_{\sigma} - 1) \cdot n_{\phi}]; \quad n_{\phi} = \frac{\Pi}{2 \cdot b_{\kappa}}, \quad (7)$$

где  $\Pi$  – периметр калибра;

$b_{\kappa}$  – ширина калибра по разъему.

Сопротивление деформации  $\sigma_{и}$  определяется по методике Андreyuka Л.В.–Тюленева Г.Г. [5]:

$$\sigma_{и} = S \cdot \sigma_0 \cdot u^a \cdot (10 \cdot \varepsilon)^b \cdot \left( \frac{t}{1000} \right)^{-c}, \quad (8)$$

где  $\sigma_0$  – базовый предел текучести при  $u = 1 \text{ c}^{-1}$ ;

$\varepsilon$  – степень деформации, доли единицы;

$t$  – температура, °C;

$S, a, b, c$  – постоянные величины для каждой марки стали.

**Расчет загрузки калибров** производится в следующей последовательности.

Определяются моменты и напряжения изгиба во всех калибрах при прокатке слитка в первом калибре по формулам (для валка с тремя калибрами):

$$M_1 = P_1 \cdot x_1 \cdot \left(1 - \frac{x_1}{L}\right); \quad M_2 = \frac{M_1 \cdot (L - x_2)}{(L - x_1)}; \quad M_3 = \frac{M_1 \cdot (L - x_3)}{(L - x_1)}. \quad (9)$$

$$\sigma_1 = \frac{M_1}{0,1 \cdot D_1^3}; \quad \sigma_2 = \frac{M_2}{0,1 \cdot D_2^3}; \quad \sigma_3 = \frac{M_3}{0,1 \cdot D_3^3}. \quad (10)$$

Затем определяются моменты изгиба во всех калибрах при прокатке слитка во втором калибре по формулам:

$$M_2 = P_2 \cdot x_2 \cdot \left(1 - \frac{x_2}{L}\right); \quad M_1 = \frac{M_2}{x_1}; \quad M_3 = \frac{M_2}{(L - x_3)} \quad (11)$$

и напряжения изгиба по формулам (10) при значении катающего диаметра второго калибра.

Моменты изгиба во всех калибрах при прокатке в третьем калибре определяются по формулам:

$$M_3 = P_3 \cdot x_3 \cdot \left(1 - \frac{x_3}{L}\right); \quad M_1 = \frac{M_3 \cdot x_1}{x_3}; \quad M_2 = \frac{M_3 \cdot x_2}{x_3}, \quad (12)$$

а напряжения изгиба также по формулам (10) при значении катающего диаметра третьего калибра.

Количество циклов в каждом проходе определяется по формуле:

$$n_i = \frac{l_i}{\pi \cdot D_j}. \quad (13)$$

В формулах (9) – (13):

$P_1, P_2, P_3$  – усилия при прокатке в  $j$ -м калибре;

$M_1, M_2, M_3$  – изгибающие моменты при прокатке в  $j$ -м калибре;

$L, x_1, x_2, x_3$  – соответственно расстояние между нажимными винтами, расстояние до середины 1-го, 2-го и 3-го калибра (рисунок 1);

$l_i$  – длина раската в  $i$ -том проходе;

$D_j$  – катающий диаметр  $j$ -го калибра.

Применение предложенной методики позволяет оценить загрузку калибров и выбрать режим, способствующий повышению срока службы валков.

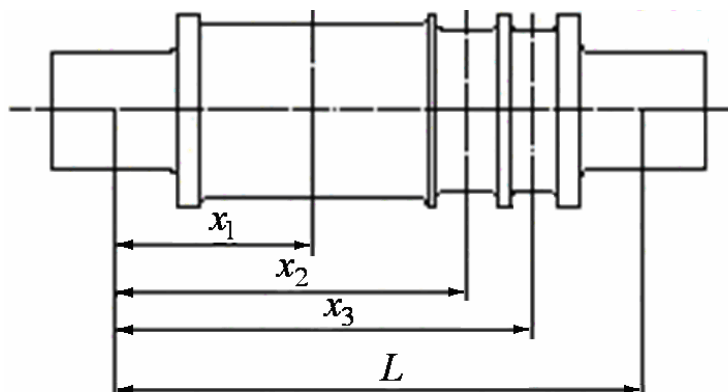


Рисунок 1 – Расчетная схема валка блюминга

Например, для условий блюминга 1250 ОАО "АМК" было произведено сравнение загруженности калибров для двух режимов прокатки слэбов из слитка  $\frac{732 \times 1390}{590 \times 1300} \times 2650$  мм, сталь 15Г, (таблица 1).

Расчет производился при следующих исходных данных:  $L = 3,7$  м,  $x_1 = 1,396$  м,  $x_2 = 2,480$  м,  $x_3 = 2,949$  м,  $D_1 = 1,167$  м,  $D_2 = 1,060$  м,  $D_3 = 1,060$  м.

Были получены следующие величины критерия загрузки:

1-й вариант режима –  $Z_1 = 2700, Z_2 = 1992, Z_3 = 1296, Z_{\Sigma} = 5998$ ;

2-й вариант режима –  $Z_1 = 2148, Z_2 = 1593, Z_3 = 1042, Z_{\Sigma} = 4783$ ,

исходя из чего можно сделать вывод о более рациональной загрузке, как всего валка, так и калибров при прокатке по второму варианту режима обжатий. Кроме этого полученные результаты позволяют прогнозировать вероятность разрушения калибров при наличии дополнительных факторов, ухудшающих условия работы калибра. Так, на указанном стане наиболее частые поломки наблюдаются по второму калибру ( $Z_2 = 1992$ ) при постоянном его локальном перегреве по сравнению с другими калибрами.



Таблица 1 – Режимы прокатки слябов на обжимном стане 1250

Первый вариант режима				Второй вариант режима			
№	Калибр	Сечение, мм	Обжатие, мм	№	Калибр	Сечение, мм	Обжатие, мм
		732x1390				732x1390	
1	1	670x1390	62	1	1	620x1390	112
2	1	630x1390	40	2	1	580x1390	40
3	1	590x1390	40	3	1	540x1390	40
4	1	550x1390	40	4	1	500x1390	40
5	1	510x1390	40	5	1	460x1395	40
6	1	470x1390	40	6	1	420x1400	40
7	1	435x1390	35	7	1	380x1405	40
8	1	400x1390	35	8	1	340x1410	40
9	1	365x1395	35	9	1	300x1415	40
10	1	330x1400	35	10	1	260x1420	40
11	1	295x1405	35	Кантовка			
12	1	260x1410	35	11	3	1340x260	80
Кантовка				12	3	1230x270	110
13	3	1310x270	100	Кантовка			
14	3	1220x280	90	13	1	220x1240	50
Кантовка				14	1	175x1245	45
15	1	240x1230	40	15	1	130x1250	45
16	1	200x1240	40				
17	1	160x1245	40				
18	1	130x1250	30				

В условиях АМК первый калибр (бочка) расположен на краю валков. Режим обжатий блюмов сечением 310×310 мм из слитка

$\frac{810 \times 930}{660 \times 780} \times 2530$  мм представлен в таблице 2.

При этом величины критерия загрузки калибров и валка составили:  $Z_1 = 1117$ ,  $Z_2 = 1497$ ,  $Z_3 = 997$ ,  $Z_{\Sigma} = 3611$ .

В случае расположения бочки в средней части валка критерии загрузки калибров равны:  $Z_1 = 1139$ ,  $Z_2 = 1128$ ,  $Z_3 = 740$ ,  $Z_{\Sigma} = 3007$ .

Меньшая нагрузка калибров и, в итоге, меньшая суммарная нагрузка валка свидетельствует о преимуществе второй схемы расположения калибров.

Таблица 2– Режим обжатий блюмов на обжимном стане 1250

№	Калибр	Сечение, мм	Обжатие, мм	Уширение, мм
0		830x930		
1	1	700x930	110	-
2	1	630x935	70	5
Кантовка				
3	1	810x640	125	10
4	1	720x650	90	10
5	1	630x660	90	10
6	1	540x670	90	10
7	1	450x680	90	10
8	1	370x690	80	10
Кантовка				
9	2	620x375	70	5
10	2	540x385	80	10
11	2	460x395	80	10
12	2	380x405	80	10
Кантовка				
13	2	345x385	60	5
14	2	295x395	50	10
Кантовка				
15	3	315x315	80	20

Выводы: предложенный критерий и разработанная методика оценки загрузки калибров, например, валков блюминга, позволяют на стадии подготовки производства оценить рациональность режимов обжатия и расположения калибров на валке с позиции долговечности работы валков.

### Библиографический список

1. Режимы нагружения и прочность прокатных станов/ В.М. Клименко, Л.В. Коновалов, В.С. Горелик, К.Д. Шумилов, В.И. Погорельский.- Киев: Техника, 1976.- 172 с.
2. Швейкин В.В., Тягунов В.А. Технология прокатного производства.- Свердловск: Металлургиздат, 1956.- 444 с.
3. Теория прокатки. Справочник/А.И. Целиков, А.Д. Томленов, В.И. Зюзин и др.- М.: Металлургия, 1986.- 334 с.
4. Грудев А.П. Теория прокатки.- М.: Металлургия, 1988.- 240 с.
5. Клименко В.М., Онищенко А.М. Кинематика и динамика процессов прокатки.- М.: Металлургия, 1984.- 232 с.

*д.т.н. Кравченко В.М.*  
*(ПГТУ, г. Мариуполь, Украина),*  
*к.т.н. Сидоров В.А.*  
*(ДонНТУ, г. Донецк, Украина),*  
*к.т.н. Буцукин В.В.*  
*(ПГТУ, г. Мариуполь, Украина, butsukin@mail.ru)*

## **ОСОБЕННОСТИ ЭКСПЛУАТАЦИИ ПОДШИПНИКОВ КАЧЕНИЯ ХОДОВЫХ КОЛЕС ТЕЛЕЖЕК ГАЗОРЕЗКИ МНЛЗ**

*Наведені результати досліджень відмов підшипників качення ходових колес газорізних візків сортової МБЛЗ, виконан розрахунок терміну їхньої служби та аналіз можливих причин відмов підшипників, надані рекомендації щодо їх усунення.*

**Ключові слова:** *машина безперервного лиття заготовки, ходові колеса газорізних візків, підшипники качення, термін служби, аналіз причин відмов.*

*Приведены результаты исследования отказов подшипников качения ходовых колес тележек газорезки сортовой МНЛЗ, дана расчетная оценка срока их службы, проанализированы возможные причины отказов, разработаны рекомендации по их устранению.*

**Ключевые слова:** *машина непрерывного литья заготовки, ходовые колеса газорезательных тележек, срок службы, анализ причин отказов.*

### **Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.**

Переход к получению непрерывнолитой заготовки является одной из основных тенденций в развитии отечественного сталеплавильного производства. Эффективность эксплуатации машин непрерывного литья заготовки (МНЛЗ) определяется, помимо совершенства технологии собственно разливки, также надежностью и сроком службы как установки в целом, так и отдельных её элементов. Особо важную роль играет при этом верность решений, принимаемых техническими службами предприятий, эксплуатирующих подобное оборудование, в период окончания гарантийных сроков и авторского надзора со стороны фирм – изготовителей.

**Анализ исследований и публикаций.** Анализ отечественных и зарубежных исследований и разработок показывает [1-3], что одним из основных способов оценки эффективности принимаемых на этой стадии

жизненного цикла оборудования решений является проведение исследований эксплуатационной надежности оборудования в реальных производственных условиях [4]. Поэтому, изучение отказов оборудования МНЛЗ в период после окончания гарантийных сроков на изделие в целом и отдельные его элементы, является вопросом актуальным.

**Постановка задачи.** Проанализировать отказы подшипников качения ходовых колес тележек газорезки шестиручьевого сорта МНЛЗ с целью выявления возможных причин отказов и разработать мероприятия по их устранению.

**Изложение материала и его результаты.** Установленная на одном из отечественных заводов шестиручьевого сорта МНЛЗ криволинейного типа предназначена для производства заготовки с квадратным сечением до 150 мм и круглым сечением до 120 мм. На горизонтальном участке зоны вторичного охлаждения (рисунок 1) над заготовками 1 расположена система горизонтальных направляющих 2, на базе водоохлаждаемых сварных балок, связанных общим водяным коллектором через который подается охлаждающая вода. По направляющим перемещаются тележки газорезательного устройства 3.

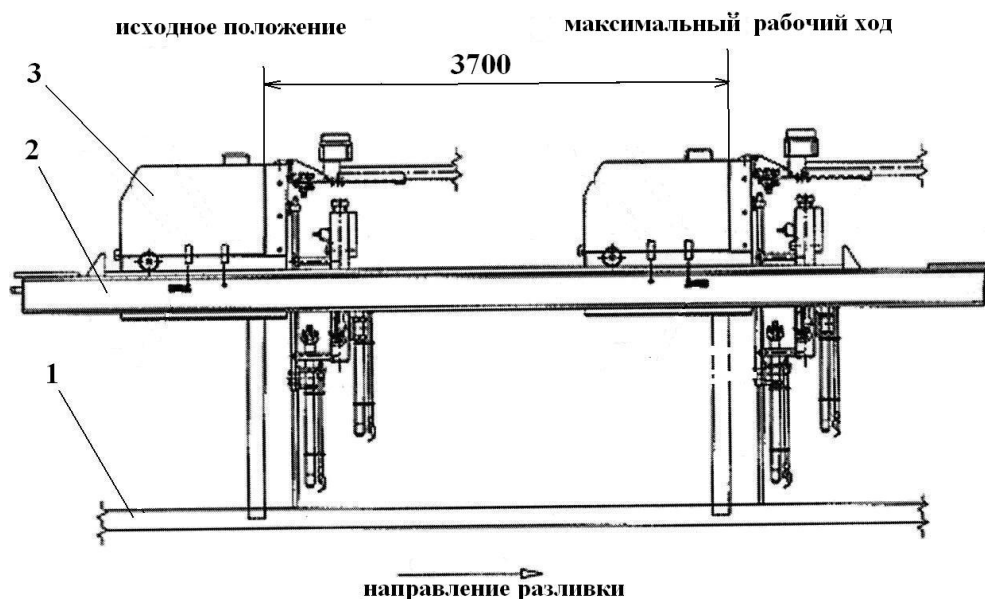


Рисунок 1 – Размещение тележек газорезки на МНЛЗ

Рама тележки 1 (рисунок 2) опирается на ходовые колеса 2 (опорные ролики с цапфой), оси которых жестко связаны с рамой 1. Перемещение тележки осуществляется при помощи приводной шестерни 3, находящейся в зацеплении с зубчатой рейкой, размещенной на горизонтальных направляющих, по которым движется тележка.



Рисунок 2 – Тележка газорезки, установленная на ремонтном стенде

Вес тележки, согласно проектной документации, составляет  $Q = 12000$  Н, количество резов при разливке по одному ручью – 10...25 за 1 час. Расстояние, на которое перемещается тележка газорезки при порезке заготовки – 3700 мм. С целью уменьшения габаритов направляющих за счет сближения нижнего и верхнего опорных элементов (соответственно верхняя и нижняя полка направляющих), фирмой-изготовителем МНЛЗ в качестве опор ходовых колес были применены игольчатые подшипники. При одинаковых диаметрах отверстия и радиальной грузоподъемности эти подшипники обладают меньшими габаритами в радиальном направлении, чем подшипники других типов. Наружное кольцо подшипника выполняет в рассматриваемой конструкции функцию обода ходового колеса, перекатываясь в направляющих. Диаметр качения (внешний диаметр наружного кольца подшипника)  $D = 78$  мм.

В течении пяти первых лет эксплуатации использовались рекомендованные фирмой – изготовителем подшипники, смазывавшиеся пластичной смазкой Mobil TEMP 78 или Mobil TEMP 1. В этот период, по данным агрегатных журналов, основными эксплуатационными событиями, приводившими к остановке газорезки и МНЛЗ для ревизии подшипников ходовых колес тележек и, при необходимости, к их замене, были подклинивания, вызывавшие наблюдавшееся обслуживающим персоналом проскальзывание колес при перемещении по направляющим. Если такой дефект своевременно не выявлялся и не устранялся путем смазывания или замены подшипника, то, из-за перекоса тележки в направляющих, возникал дефект на торцах разрезаемой заготовки – так называемый «косой рез». В ряде случаев, в агрегатных журналах фиксировался только сам факт замены подшипника, без указания события (подклинивание или косой рез), приводившего к необходимости замены подшипника. В таблице 1 приведены, на основе агрегатных журналов, данные о количестве вышеуказанных событий за первые пять лет эксплуатации МНЛЗ.

Таблица 1 – Отказы привода перемещения тележек газорезки, связанные с подшипниками ходовых колёс за первые пять лет эксплуатации

Событие	Ручей №1	Ручей №2	Ручей №3	Ручей №4	Ручей №5	Ручей №6
Подклинивание	3	4	7	8	3	3
Косой рез	4	3	2	4	4	4
Замена подшипника	10	12	12	11	8	10
ВСЕГО:	17	19	21	23	15	17

Из данных таблицы 1 видно, что наибольшее число отказов за рассматриваемый период имело место по 2...4 ручьям. Число отказов по крайним ручьям – 1-му, и 6-му а также 5-му несколько меньше. Это указывает на возможность того, что число наблюдаемых отказов связано с различными температурными условиями работы тележек – охлаждение крайних тележек (1-й и 6-й ручей) интенсивнее за счет омывания более холодным воздухом.

В январе месяце шестого года эксплуатации была проведена замена всех подшипников новыми. Использованы роликоподшипники игольчатые 50ZZ600 (рисунок 3): ширина наружного кольца  $B = 20,6$  мм; диаметр наружного кольца  $D = 78$  мм; диаметр ролика (иглы)  $d_w = 4,96$  мм; длина ролика (иглы)  $l = 14,9$  мм;  $d_{\text{отв.смазки}} = 2,3$  мм. Ориентировочная динамическая грузоподъемность  $C = 44000$  Н.



Рисунок 3 – Общий вид опорного игольчатого подшипника с цапфой

Для этих подшипников рекомендована пластичная смазка с бен-тонитовым загустителем. Класс NLGI – 2 (пенетрация 265 – 295 мм/10). Температура каплепадения (ASTM) – более 260°C. Тест SKF R2F В при 165°C (1500 об/мин, 11 дней). Тест SKF R2F С при 165°C (600 об/мин,

11 дней). Тест SKF R0F при 150°C – более 1000 часов. Стабильность хранения – отделение масла 0,5% (168 часов при 40°C DIN 51817). Кинематическая вязкость - 484 мм<sup>2</sup>/с при 40°C; 32,1 мм<sup>2</sup>/с при 100°C. Классификация по DIN 51825 часть 1 – K2N; классификация по DIN 51502 – KH2R.

После замены всех подшипников тележек газорезки МНЛЗ было зафиксировано резкое увеличение числа отказов, связанных с подшипниками ходовых колес. Данные о количестве отказов в период шестого года эксплуатации, приведены в таблице 2.

Из данных таблиц 1 и 2 следует, что, по сравнению с первыми пятью годами эксплуатации, среднегодовое количество отказов существенно возросло. Так, для тележки ручья №1 этот показатель увеличился в 1,76 раза (с 3,4 до 6) а для тележки наиболее проблемного ручья №2 – в 3,94 раза (с 3,8 до 15). Для определения причин такого явления выполнены оценка фактического состояния демонтированных подшипников, проверочный расчет подшипника, анализ геометрии направляющих и теплового состояния зоны, в которой он работает, оценка решений по смазке подшипниковых узлов, реализованных в исследуемом агрегате.

Таблица 2 – Отказы привода перемещения тележек газорезки, связанные с подшипниками ходовых колёс за шестой год эксплуатации

Событие	Ручей №1	Ручей №2	Ручей №3	Ручей №4	Ручей №5	Ручей №6
Подклинивание	0	0	0	0	0	1
Косой рез	2	4	2	3	2	1
Замена подшипника	4	11	11	10	7	8
ВСЕГО:	6	15	13	13	9	10

Осмотр элементов демонтированных подшипников показал, что:

1. На поверхностях качения внутренних колец имеется локальный износ, свидетельствующий о воздействии местной нагрузки, постоянной по направлению.

2. На роликах (иголках) имеются следы износа, смещенные к одной стороне.

3. Следы износа на внутреннем кольце указывают на перекося подшипника.

4. На наружном кольце также имеется смещение следов износа, ступенчатое расположение площадок износа, что может быть результатом проскальзывания подшипника.

4. Имеет место засветление торцов роликов, что является результатом действия осевой нагрузки.

Анализ полученных результатов свидетельствует, что работа подшипника сопровождается перекосами его колец друг относительно друга. Такое явление не допустимо при нормальной работе игольчатых подшипников.

Расчет долговечности подшипника проведен по модифицированному уравнению долговечности, принятому организацией ИСО [5]. Принятое количество резов при разливке по одному ручью – 10...25 за 1 час. Расстояние перемещения кабины резака – 3700 мм. Количество оборотов при одном резе 30. Количество оборотов за день  $30 \cdot (10...25) = 300...750$ . Максимальное количество оборотов подшипника за год (при 300 рабочих сутках в году) составит  $750 \cdot 300 = 225000$  оборотов. Из результатов расчета следует, что по нагрузочным характеристикам при уровне надежности 90% срок службы подшипника должен составить (с учетом остановок оборудования) порядка сорока лет, что явно не соответствует действительности.

Частично такое несоответствие может быть объяснено тем, что для нормальной работы игольчатых подшипников на них должна при работе воздействовать нагрузка не менее 0,02 С (С – статическая грузоподъемность подшипника) [5]. В нашем случае такая минимально необходимая сила  $P_{мин} = 0,02 \cdot 44000 = 880$  Н. Реально действующая нагрузка, из-за возможного отрыва ходовых колес от направляющих (опирание тележки на три из четырёх колёс) меняется в диапазоне 0...4000 Н. Это создает условия для проскальзывания подшипников. Способствует этому и установленный при измерениях цеховой ремонтной службой неравномерный износ направляющих тележек газорезки по отдельным ручьям. В ходе измерений, выполнявшихся в октябре шестого года эксплуатации МНЛЗ проведено определение ширины колеи и расстояния между полками направляющих для каждого ручья через 1 метр пути. Измерения проводились с использованием мерительного инструмента (штангенциркуля, щупов) и эталонной линейки. При номинальном расстоянии между верхней и нижней полкой направляющих 79,0 мм фактическая величина составила от 79,0 до 80,8 мм. Наибольшее значение этого размера для ручья №5. При номинальной ширине колеи 856,0 мм фактическая величина составила от 856,0 до 864,0 мм. Наибольшее значение этого размера для ручьёв №№ 1,2 и 5. В наилучшем состоянии оказался крайний ручей №6. Кроме этого на нижних полках направляющих были обнаружены следы пластической деформации, что также может быть объяснено перемещением заклиненных колес по нагретым свыше ожидаемой температуры направляющим.

Для оценки возможности причин неравномерного нагрева направляющих была проанализирована техническая документация на водяной коллектор, через который подается охлаждающая вода к водоохлаждае-



мым сварным балкам, на которых расположена система горизонтальных направляющих. Анализ показал, что существующая конструкция коллектора для подвода воды к водоохлаждаемым балкам приводит к неравномерному распределению воды между ручьями. Следствием может являться различие температуры водоохлаждаемых балок. Для проверки этого предположения в октябре и декабре шестого года эксплуатации с помощью тепловизора была измерена, в процессе работы МНЛЗ, температура на днищах тележек газорезки. Результаты замеров:

Замеры температуры (октябрь) на днищах тележек ручьев №№:  
1 – 152 °С; 2 – 188 °С; 3 – 96 °С; 4 – 89 °С; 5 – 143 °С; 6 – 139 °С.

Замеры температуры (декабрь) на днищах тележек ручьев №№:  
1 – 134 °С; 2 – 85 °С; 3 – 99 °С; 4 – 101 °С; 5 – 147 °С; 6 – 138 °С.

Таким образом, направляющие нагреваются неравномерно, существующая система охлаждения не обеспечивает их эффективного и равномерного охлаждения. Температура в зоне работы подшипников привода тележек газорезки составляет примерно 90...140 °С. Это приводит к окислению обычной смазки с верхней температурной границей около + 140 °С в течение 5...100 дней исходя из положений, приведенных в работе [6].

Учитывая, что, сходные по конструкции с примененными в рассматриваемой МНЛЗ, опорные ролики на игольчатых подшипниках фирмы SKF поставляются для диапазона рабочих температур от – 30 °С до + 110 °С заполненными литиевой пластичной смазкой с вязкостью 3 по NLGI, следует перейти к смазке ходовых колес тележек газорезки пластичной высокотемпературной смазкой класса NLGI – 4 (пенетрация 175 – 205 мм/10) с периодичностью пополнения не реже одного раза в сутки. Перспективным представляется также переход на жидкую смазку с противозадирной присадкой, в том числе с использованием пленочной системы подачи смазки «масло - воздух». Условием возможности перехода к жидкой смазке является повышение эффективности системы охлаждения направляющих.

### **Выводы и направление дальнейших исследований.**

1. После полной замены игольчатых подшипников в опорах ходовых колес тележек газорезки шестиручьевого МНЛЗ, несмотря на высокую расчетную долговечность работы, имеет место ускоренный их выход из строя, приводящий к неплановым простоям всего комплекса МНЛЗ. Среднегодовое количество отказов по таким подшипникам существенно возросло - в 1,76...3,94 раза.

2. Характер дефектов, выявленных на демонтированных подшипниках, свидетельствует о том, что их работа сопровождается перекосами колец подшипников друг относительно друга, что не допустимо при ис-

пользовании игольчатых подшипников и, в сочетании с коксованием неудачно выбранной смазки, ведет к заклиниванию ходовых колес.

3. Экспериментально установлено, что температура в зоне работы подшипников привода тележек газорезки составляет 90...140 °С, что требует применения высокотемпературной пластичной смазки класса NLGI – 4 (пенетрация 175 – 205 мм/10) с периодичностью пополнения не реже одного раза в сутки вместо используемой обычной смазки класса NLGI – 2 (пенетрация 265 – 295 мм/10).

4. Считаем целесообразным проведение дальнейших исследований направленных на поиск конструктивных, технологических и иных решений, направленных на исключение вышеописанных вредных явлений, приводящих к неплановым простоям МНЛЗ.

### **Библиографический список**

1. Гребеник В.М., Цапко В.К. *Надёжность металлургического оборудования (оценка эксплуатационной надёжности и долговечности)*. – М.: Металлургия, 1980. – 344 с.

2. Кравченко В.М. *Техническое обслуживание и диагностика промышленного оборудования*. – Донецк: Юго-Восток, 2004. – 504 с.

3. Гребеник В.М., Гордиенко А.В., Цапко В.К. *Повышение надёжность металлургического оборудования* – М.: Металлургия, 1988. – 688 с.

4. Кравченко В.М., Сидоров В.А., Буцукин В.В. *Особенности организации взаимосвязи проектных, машиностроительных и горнометаллургических предприятий в процессе эксплуатации оборудования* //Захист металургійних машин від поломок: Зб. наук. пр. – Вип.10. – 2008. – С. 7 – 11.

5. *Общий каталог SKF. Каталог 6000 RU. Октябрь 2006 г.* 1129 с.

6. *Справочник SKF по техническому обслуживанию подшипников качения. Публикация 4100 R. Reg. 70 3000 1995 г.* 335 с.

*к.т.н. Рутковский Ю.А.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина gem2007@mail.ru)*

## **ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ В ПОРШНЕВЫХ КОМПРЕССОРАХ ПРИ РЕЗОНАНСНОЙ ИНТЕНСИФИКАЦИИ ИХ РАБОТЫ**

*Приведені результати теоретичного дослідження теплових процесів в поршневих компресорах при всмоктуванні газу в умовах наявності резонансних коливань тиску у всмоктуючих системах. Отримані формули для визначення приросту температури газу в циліндрі і температурних коефіцієнтів залежно від опору всмоктуючих клапанів і інтенсивності коливального процесу у всмоктуючому трубопроводі.*

**Ключові слова:** поршневий компресор, коливання тиску, резонанс, температурний коефіцієнт.

*Приведены результаты теоретического исследования тепловых процессов в поршневых компрессорах при всасывании газа в условиях наличия резонансных колебаний давления во всасывающих системах. Получены формулы для определения приращения температуры газа в цилиндре и температурных коэффициентов в зависимости от сопротивления всасывающих клапанов и интенсивности колебательного процесса во всасывающем трубопроводе.*

**Ключевые слова:** поршневой компрессор, колебания давления, резонанс, температурный коэффициент.

Выявление и использование внутренних резервов поршневых машин для повышения их эффективности является весьма актуальной задачей. Одним из наиболее результативных и экономически обоснованных способов интенсификации поршневых компрессоров является использование резонансных (акустических) колебаний давления газа во всасывающих системах, которые позволяют повысить производительность компрессора до 20-25% практически без капитальных затрат, путем реконструкции всасывающей системы [1-3]. Однако, несмотря на большое количество работ, посвященных этой проблеме, резонансные явления пока не нашли широкого использования в практике эксплуатации компрессорных машин. Одной из причин такого положения является отсутствие сведений о влиянии интенсивных колебаний давления газа во всасывающей системе, настроенных на резонанс по второй гармо-

нике возмущающих импульсов, на температурные режимы компрессоров с цилиндрами двухстороннего действия в первой ступени.

Интенсификация поршневых компрессоров путем использования резонансных колебаний давления, как показали экспериментальные исследования, сопровождается повышением температуры газа, нагнетаемого цилиндром первой ступени, до  $20^{\circ}$  [4]. Это обстоятельство, несмотря на отмеченные выше положительные стороны способа, может ограничить область его практического использования, так как системы охлаждения компрессоров, особенно в летнее время года, недостаточно эффективны, и температура газа при нагнетании его из цилиндра первой ступени может достичь предельно допустимого значения, когда компрессор следует остановить.

Основной задачей данного исследования является установление термодинамических закономерностей влияния резонансных колебаний давления газа во всасывающей системе на температурные режимы поршневых компрессоров с цилиндрами двухстороннего действия, а также теоретическое и экспериментальное определение влияния переменной длины всасывающего трубопровода на температурные характеристики поршневых компрессоров.

Как показано в работе [6], приращение температуры газа в цилиндре в процессе всасывания происходит за счет влияния трех основных факторов: 1. теплообмена с горячими стенками цилиндра; 2. перехода работы по преодолению сопротивления всасывающих клапанов в тепло и передачи его всасываемому газу; 3. за счет адиабатического сжатия в процессе колебаний давления газа во всасывающем трубопроводе.

Ввиду большой тепловой инерционности системы, изменение теплообмена с горячими стенками цилиндра при наличии колебаний давления пренебрежимо мало. Определим приращение температуры газа в цилиндре и тепловые коэффициенты от влияния остальных главных двух факторов: дросселирования газа через всасывающие клапаны и колебаний давления во всасывающей системе. Отметим, что, как в том, так и в другом случаях, происходят дополнительные затраты работы компрессора  $\Delta L_{вс}$ , связанные с преодолением сопротивления всасывающих клапанов  $\Delta L_{др}$  и необходимостью поддержания резонансных колебаний давления в трубопроводе  $\Delta L_{кол}$ , т.е.

$$\Delta L_{вс} = \Delta L_{др} + \Delta L_{кол}. \quad (1)$$

Работа по преодолению гидравлического сопротивления всасывающих клапанов определяется выражением [7]

$$\Delta L_{\partial p} = \Delta P_{\partial p} V_{\text{вс}}, \quad (2)$$

где  $\Delta P_{\partial p}$  – средняя потеря давления в клапанах в ходе всасывания, Н/м<sup>2</sup>;

$V_{\text{вс}}$  – объем всасываемого газа, м<sup>3</sup>.

Потеря давления на дросселирование газа во всасывающих клапанах определяется формулой

$$\Delta P_{\partial p} = \beta_a P_{\text{вс}}, \quad (3)$$

где  $\beta_a$  – относительная потеря давления при всасывании, определяемая экспериментальным путем. По данным [1],  $\beta_a = 0,03 \dots 0,07$ .

$P_{\text{вс}}$  – номинальное давление в С.Т.В. (стандартная точка всасывания) первой ступени, принимаемое равным атмосферному давлению, Н/м<sup>2</sup>.

Затраты работы на поддержание колебательного процесса определяется уравнением [8]

$$\Delta L_{\text{кол}} = \frac{P_{\text{вс}} (\varepsilon_{mp} - 1)}{3} V_{\text{вс}}, \quad (4)$$

где  $\varepsilon_{mp}$  – степень повышения давления газа в процессе колебания давления во всасывающем трубопроводе, настроенного на резонанс по второй (главной) гармонике ( $m = 2$ ).

Работа всасывания идеального компрессора [2], во всасывающем патрубке которого имеют место резонансные колебания давления газа при  $m = 2$ , определяется формулой [8]

$$L_{\text{вс}} = P_{\text{вс}} V_{\text{вс}} \left( \frac{4 - \varepsilon_{mp}}{3} \right), \quad (5)$$

а относительные затраты энергии с учетом выражений (1)...(5)

$$\frac{\Delta L_{\text{вс}}}{L_{\text{вс}}} = \frac{3\beta_a + \varepsilon_{mp} - 1}{4 - \varepsilon_{mp}}. \quad (6)$$

С учетом приращения удельной энтальпии газа при дросселировании и затрат энергии на поддержание резонансных колебаний давле-

ния газа во всасывающей системе, получены выражения для определения теоретического приращения температуры газа в цилиндре за весь период всасывания:

а) за счет дросселирования

$$\Delta T_{dp}'' = \frac{K-1}{K} \frac{(3\beta_a + \varepsilon_{mp})(4 - \varepsilon_{mp})}{9\varepsilon_{mp}^{\frac{1}{K}}(1 + \beta_a)} T_{вс}; \quad (7)$$

б) за счет затрат энергии на поддержание колебательного процесса

$$\Delta T_{кол}'' = \frac{K-1}{K} \frac{(\varepsilon_{mp} - 1)(4 - \varepsilon_{mp})}{9\varepsilon_{mp}^{\frac{1}{K}}(1 + \beta_a)} T_{вс}; \quad (8)$$

в) суммарное приращение температуры газа при всасывании

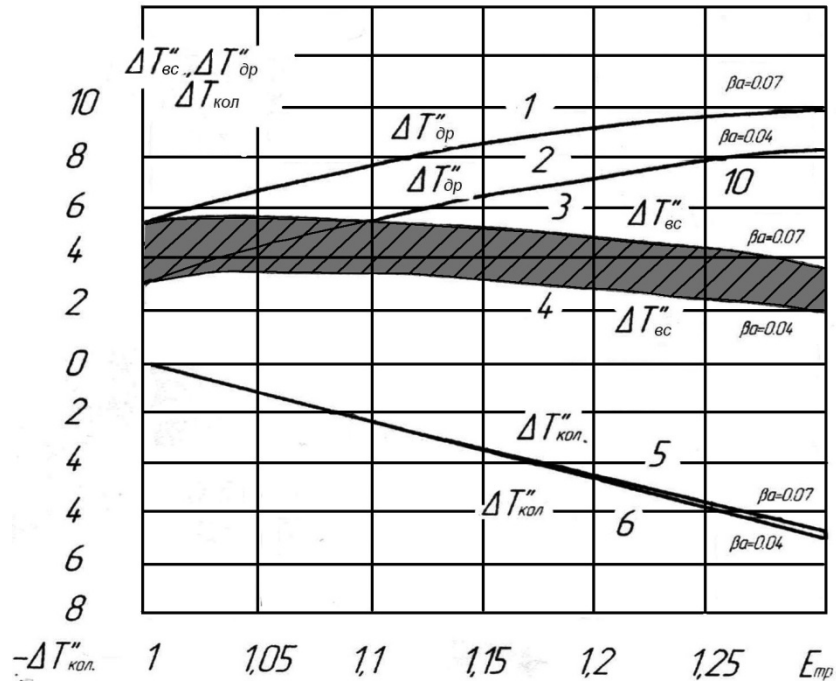
$$\Delta T_{вс}'' = \frac{K-1}{K} \frac{\beta_a(4 - \varepsilon_{mp})}{3\varepsilon_{mp}^{\frac{1}{K}}(1 + \beta_a)} T_{вс}, \quad (9)$$

где  $T_{вс}$  – номинальная абсолютная температура газа в С.Т.В. первой ступени;

$K$  – показатель адиабаты.

На рисунке 1 показаны зависимости изменения температуры газа в цилиндре первой ступени компрессора в результате дросселирования и колебаний давлений газа. Зависимости носят практически линейный характер и показывают, что положительное приращение температуры газа в цилиндре в результате дросселирования (кривые 1 и 2) зависит от сопротивления всасывающих клапанов и степени  $\varepsilon_{mp}$ , в то время как снижение температуры всецело определяется амплитудой волнового процесса, т.е.  $\varepsilon_{mp}$ , и не зависит практически от сопротивления всасывающих клапанов (прямые 5 и 6).

На этом же рисунке показано результирующее изменение температуры газа в цилиндре  $\Delta T_{вс}'' = \varphi(\varepsilon_{mp})$  (кривые 3 и 4) при  $\beta_a = 0,07$  (кольцевые клапаны) и  $\beta_a = 0,04$  (прямоточные клапаны). Эти кривые могут быть получены путем алгебраического вычитания ординат линий 5 и 6 из ординат линий 1 и 2 при одинаковых значениях  $\varepsilon_{mp}$ .



- 1 и 2 – повышение температуры  $\Delta T''_{vc,dp}$  за счет дросселирования;  
 5 и 6 – понижение температуры  $\Delta T''_{vc,kol}$  за счет адиабатического расширения газа в фазе в волнового процесса;  
 3 и 4 – результирующее изменение температуры в цилиндре в процессе всасывания.

Рисунок 1 – Изменение температуры газа в цилиндре первой ступени от степени  $\varepsilon_{mp}$  адиабатического сжатия и разряжения газа во всасывающем трубопроводе при различных значениях  $\beta_a$

Такой же результат дает формула (9), которая при  $T_{vc}=300^\circ$ ,  $K=1,4$  принимает расчетный вид

для  $\beta_a = 0,04$

$$\Delta T''_{vc} = \frac{1,1(4 - \varepsilon_{mp})}{\frac{1}{\varepsilon_{mp}^K}}; \quad (10)$$

для  $\beta_a = 0,07$

$$\Delta T''_{vc} = \frac{1,87(4 - \varepsilon_{mp})}{\frac{1}{\varepsilon_{mp}^K}}. \quad (11)$$

Зависимости результирующего изменения температуры  $\Delta T''_{vc} = \varphi(\varepsilon_{mp})$  (кривые 3 и 4) лежат в пределах изменения температуры  $2^\circ$  и свидетельствуют о том, что температура газа в цилиндре при вса-

сывании в течении времени прохождения поршня основного участка  $A - B$  (рисунок 2), остается практически постоянной. Таким образом, положительный прирост температуры газа в цилиндре в результате дросселирования газа через всасывающие клапаны компенсируется практически равнозначным отрицательным изменением температуры за счет фазы снижения давления в волновом процессе. Отсюда можно сделать вывод, что величина теплового коэффициента  $\lambda T$ , а следовательно, и изменение производительности, будет определяться исключительно влиянием положительной волны колебания давления во всасывающем трубопроводе, максимальное значение которого при резонансе совпадает с моментами прихода поршня в М.Т. в цилиндре двухстороннего действия.

На рисунке 2 показано изменение давления газа в С.Т.В. первой ступени компрессора ВП-50/8М при наличии резонансных колебаний давления во всасывающем трубопроводе, осуществляемых по второй гармонике вынуждающих импульсов. Колебания давления в трубопроводе и давления в цилиндре первой ступени записывались пневмоэлектрическим индикатором МАИ-2. Расчетные значения температур воздуха в цилиндре определялись по формулам (10) и (11).

Как показывает анализ индикаторных диаграмм, время повышения давления на участке хода поршня  $B - C$  длится не более 10% времени половины оборота коленчатого вала. Для компрессора ВП-50/8М это время составляет 0,008 с. На этом участке, ввиду уменьшения скорости поршня, а следовательно, и скорости газа, потери давления от сопротивления всасывающих клапанов уменьшаются до минимального значения, а давление и температура адиабатически возрастают за счет процесса сжатия газа в волне колебательного процесса во всасывающем трубопроводе (рисунок 2), распространяющейся в полость цилиндра при всасывании без изменения [6].

Как видно из рисунка 2, температура газа в цилиндре первой ступени за время фазы сжатия (участок  $B - C$ ) при степени сжатия  $\varepsilon_{mp} = 1,25$ , повышается с  $T_{вс} = 300^\circ \text{ К}$  до температуры в точке  $E$  (момент нахождения поршня в МТ), равной  $321^\circ \text{ К}$ , т.е. теоретическое увеличение температуры составляет  $21^\circ$ . Следует указать, что теплообмен с горячими стенками на это повышение температуры практически не влияет и при сравнительном анализе его можно не учитывать.



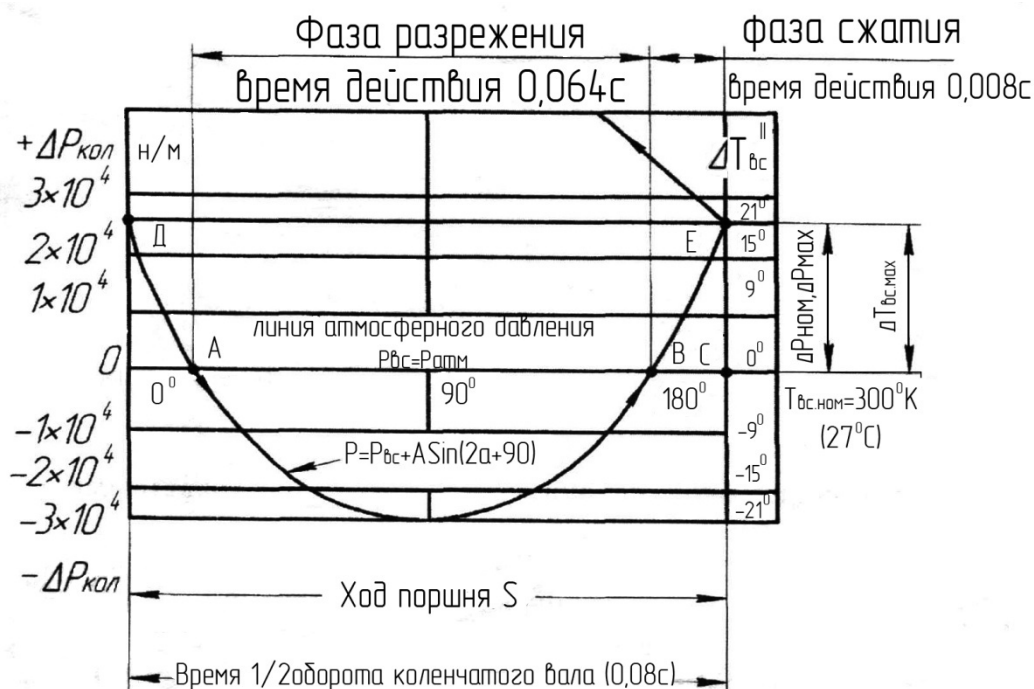


Рисунок 2 – Изменение давления и температуры в С.Т.В. первой ступени компрессора ВП-50/8М при резонансных колебаниях давления воздуха во всасывающем трубопроводе за время половины оборота коленчатого

вала ( $n = 375 \frac{\text{об}}{\text{мин}}$ ; клапаны прямоточные типа ПИК; температура воздуха  $T_{\text{вс.ном}} = 300^\circ \text{K}$ ).

Дадим аналитическую и графическую оценки влияния резонансных колебаний давления газа во всасывающем трубопроводе на значения тепловых коэффициентов  $\lambda_{T1}$ ,  $\lambda_{T2}$ ,  $\lambda_{T3}$  и результирующий тепловой коэффициент  $\lambda_T$ , учитывающий совместное влияние всех тепловых факторов на наполнение цилиндра газом.

Тепловой коэффициент  $\lambda_{T1}$  учитывает уменьшение производительности компрессора за счет непосредственного нагрева газа в цилиндре в результате теплообмена между нагретыми стенками цилиндра и всасываемым газом. Ориентировочно он может быть определен по формуле [7]:

$$\lambda_{T1} = 1 - \frac{0,06}{(D \rho C_{cp})^{0,2}} \left( \frac{S}{D} + 1 \right) \left( \varepsilon^{\frac{K-1}{K}} - 1 \right), \quad (12)$$

где  $D$  – диаметр цилиндра, м;

$S$  – ход поршня, м;

$\varepsilon$  – относительное повышение давления в цилиндре;

$C_{cp}$  – средняя скорость поршня, м/с;

$\rho$  – плотность газа, кг/м<sup>3</sup>.

При использовании резонансного способа интенсификации поршневого компрессора плотность и масса газа в цилиндре увеличиваются и, как видно из формулы (12), увеличивается коэффициент  $\lambda_{T1}$ . Однако, изменение его величины незначительно. Расчет по формуле (12) показывает, что при наличии в трубопроводе резонансных колебаний газа со степенью  $\varepsilon_{mp} = 1,25 \left( \Delta P_{кол.мах} = 24525 \frac{H}{M^2} \right)$ , повышение теплового коэффициента  $\lambda_{T1}$  составит не более 0,1%.

Тепловой коэффициент  $\lambda_{T2}$  учитывает уменьшение массовой производительности компрессора за счет влияния затрат работы на дросселирование газа через всасывающий клапан и поддержание резонансных колебаний давления во всасывающем трубопроводе. Его значение определяется формулой [5]

$$\lambda_{T2} = 1 - \frac{K-1}{K} \frac{\beta_a (4 - \varepsilon_{mp}) - (\varepsilon_{mp} - 1)}{3 \varepsilon_{mp}^{\frac{1}{K}} (1 + \beta_a)}. \quad (13)$$

Тепловой коэффициент  $\lambda_{T3}$  учитывает уменьшение массовой производительности компрессора из-за повышения температуры газа в цилиндре в конце всасывания за счет адиабатического сжатия газа в фазе повышения давления в колебательном процессе. Его значение определяется формулой [6]

$$\lambda_{T3} = 2 - \varepsilon_{mp}^{\frac{K-1}{K}}. \quad (14)$$

Таким образом, интегральный тепловой коэффициент при наличии резонансных по второй гармонике колебаний давления газа во всасывающей системе можно определить по формуле

$$\lambda_T = 1 - \frac{\Delta T_{\text{вс}}''}{T_{\text{вс}}} = \lambda_{T1} \lambda_{T2} \lambda_{T3}. \quad (15)$$

На рисунке 3 представлены зависимости четырех тепловых коэффициентов  $\lambda_{T1} = \varphi(\varepsilon_{mp})$ ,  $\lambda_{T2} = \varphi(\varepsilon_{mp})$ ,  $\lambda_{T2} = \varphi(\varepsilon_{mp})$  и результирующего  $\lambda_T = \varphi(\varepsilon_{mp})$  от степени  $\varepsilon_{mp}$ . Как видно, резонансные колебания давления не повлияли на значения тепловых коэффициентов  $\lambda_{T1}$  и  $\lambda_{T2}$ . Из анализа рисунка следует, что наибольшее изменение претерпевает третий тепловой коэффициент  $\lambda_{T3}$ , отражающий влияние резонансных процессов во всасывающем трубопроводе, и вместе с ним, результирующий тепловой коэффициент  $\lambda_T$ . Вероятные значения этих коэффициентов находятся в заштрихованных областях рисунка 3. Верхняя граница относится к компрессорам большой производительности и быстроходным при условии хорошего охлаждения цилиндра и невысоких скоростей газа во всасывающих клапанах, а нижняя граница к компрессорам тихоходным малой производительности и с воздушным охлаждением[4].

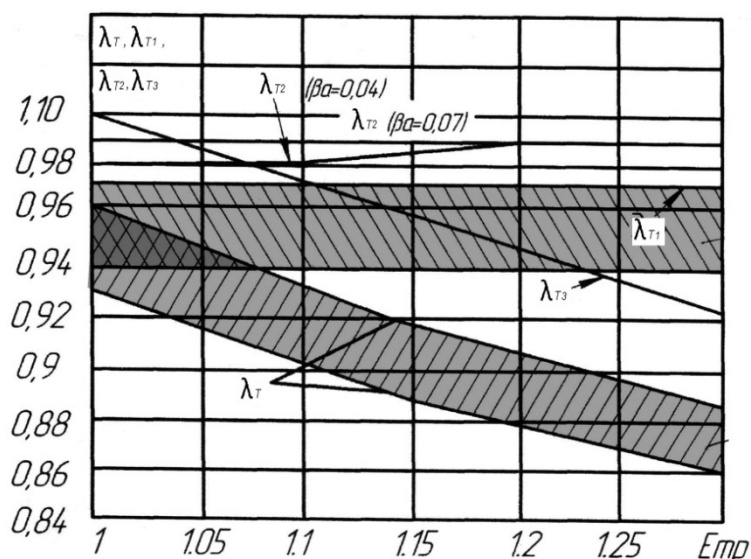


Рисунок 3 – Тепловой коэффициент  $\lambda_T$ , первый тепловой коэффициент  $\lambda_{T1}$ , второй тепловой коэффициент  $\lambda_{T2}$ , третий тепловой коэффициент  $\lambda_{T3}$  в зависимости от степени  $\varepsilon_{mp}$  газа во всасывающем трубопроводе поршневого компрессора

Анализ поведения кривых  $\lambda_T = f(\varepsilon_{mp})$  показывает, что в диапазоне изменения  $\varepsilon_{mp} = 1,0 \dots 1,25$  снижение величины теплового коэффициента  $\lambda_T$  составляет 6,2 % (0,95...0,9), что, в свою очередь, повлияет на уменьшение коэффициента подачи  $\lambda$  и снижение производительности компрессора.

Факт снижения коэффициента подачи  $\lambda$  нашел отражение при испытании компрессора ВП-5018М на стенде Краснодарского компрессорного завода [4]. Прирост производительности при интенсификации

компрессора резонансным способом составил 15,8 % вместо 19,6 %, получаемого теоретическим путем без учета изменения температурного коэффициента. При этом температура воздуха после первой ступени в С.Т.Н. изменилась с 130°C до 150°C, т. е. возросла на 20° градусов. Температура воздуха в С.Т.В. второй ступени возросла на 8° градусов. Температура воздуха в С.Т.Н. второй ступени оказалась практически без изменения. Такая же картина наблюдалась и при испытании других типов двухступенчатых компрессоров с цилиндрами двухстороннего действия в первой ступени[4].

### **Выводы и направление дальнейших исследований**

На основании теоретического исследования тепловых процессов в поршневых компрессорах в условиях резонансной интенсификации их работы можно сделать следующие выводы:

1. Впервые определено влияние резонансных колебаний давления газа во всасывающей системе на изменение температуры газа в цилиндре при всасывании. Получены расчетные формулы для определения приращения температуры газа в цилиндре при всасывании в зависимости от амплитуды резонансных колебаний давления газа во всасывающем трубопроводе и сопротивления всасывающих клапанов. Установлен возможный диапазон изменения температур газа в условиях резонансной интенсификации поршневого компрессора.

2. Получены аналитические формулы для определения тепловых коэффициентов  $\lambda_{T2}$ ,  $\lambda_{T3}$  и результирующего  $\lambda_T$ , которые позволяют всесторонне учесть влияние затрат энергии на поддержание резонансных колебаний давления газа и преодоление сопротивления всасывающих клапанов на изменение производительности компрессора. В практику теоретического анализа термодинамических процессов введен новый тепловой коэффициент  $\lambda_{T3}$  учитывающий уменьшение производительности компрессора за счет повышения температуры газа в фазе адиабатического сжатия в колебательном волновом процессе. Вывод подтвержден результатами экспериментальных исследований.

3. Полученные в исследовании новые теоретические положения резонансной интенсификации поршневых компрессоров позволяют более полно оценить влияние термодинамических и газодинамических процессов в системе “всасывающий трубопровод – всасывающий клапан – цилиндр” и получить в дальнейшем аналитические и экспериментальные температурные характеристики машин, необходимые для определения оптимальных режимов работы поршневых компрессоров в промышленных условиях их эксплуатации.

### **Библиографический список**

1. Фотин Б.С., Пирунов И.Б., Прилуцкий И.К., Пластинин П.И. *Поршневые компрессоры*-Л.: Машиностроение, 1987,-372 с.
2. Пластинин П.И. *Поршневые компрессоры. Том 1. Теория и расчет*.- М.: Колос, 2000.-456 с.
3. Видякин Ю.А., Кондратьева Т.Ф., Петрова Ф.П., Платонов А.Г. *Колебания и вибрации в поршневых компрессорах*- Л.: Машиностроение, 1972.-224 с.
4. Гогин Ю.Н., Рутковский Ю.А., Усачев М.Г. *Оптимальные режимы работы поршневых компрессоров* // Вестник машиностроения, 1967-№11-С. 47-50.
5. Рутковский Ю.А. *Термодинамические и газодинамические процессы в поршневых компрессорах в условиях резонансных явлений во всасывающих системах* // Сб. науч. тр. Дон ГТУ, вып. 29-Алчевск, 2009.- С. 137-156.
6. Рутковский Ю.А. *Тепловые процессы и температурные характеристики поршневых компрессоров при наличии резонансных колебаний давления газа во всасывающей системе* // Компрессорное и энергетическое машиностроение. 2009.-№4(18)- С. 87-92.
7. Френкель М.И. *Поршневые компрессоры*-М.: Машиностроение, С. 1949.-742.
8. Рутковский Ю.А. *Работа поршневого компрессора при наличии колебаний давления воздуха во всасывающем трубопроводе* // Компрессорное и энергетическое машиностроение. 2008.-№(13)- С. 83-93.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Литвинским Г.Г.*

*к.т.н. Ершов В.М.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ТЕРМОЭЛЕКТРИЧЕСКИЙ КОНТРОЛЬ ОСТАТОЧНОГО АУСТЕНИТА ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ШЛИФОВАННЫХ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ СТАЛЕЙ**

*Приведені експериментальні результати рентгенографічного і термоелектричного аналізів змісту залишкового аустеніту в шліфованому шарі ряду інструментальних сталей .*

**Ключові слова:** *інструментальні сталі, шліфовка, залишковий аустеніт, рентгеновський аналіз, термоелектричний контроль.*

*Приведены экспериментальные результаты рентгеновского и термоэлектрического анализов содержания остаточного аустенита в шлифованном слое ряда инструментальных сталей.*

**Ключевые слова:** *инструментальные стали, шлифовка, остаточный аустенит, рентгеновский анализ, термоэлектрический контроль.*

### **Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.**

Известно [1], что поверхностный слой термоупрочненных инструментальных сталей при шлифовке разогревается до температур частичной или полной аустенитизации. Последующее за разогревом, резкое охлаждение слоя создает эффект вторичной закалки и появление в поверхностном слое значительного количества остаточного аустенита. Этот аустенит существенно снижает теплостойкость стали и тем самым уменьшает ресурс работы инструмента. Для оптимизации режимов шлифовки и особенно переточки инструмента, необходимо контролировать содержание остаточного аустенита в поверхностном слое.

В настоящее время для определения количества аустенита в слое чаще всего используется рентгеноструктурный анализ, который позволяет прецизионно измерять содержание всех фаз структуры стали. Однако у этого метода имеется ряд недостатков, существенно ограничивающих его применение в инструментальном производстве. Это прежде всего касается ряда требований к форме поверхности контролируемого изделия: для анализа нужна плоская поверхность размером не менее 5 – 10 мм<sup>2</sup>, а сам инструмент не должен иметь больших размеров и значительного веса.

В настоящей работе, являющейся продолжением ряда наших работ [2,3], сделана попытка применения термоэлектрического метода для контроля содержания остаточного аустенита в шлифованных инструментальных сталях. Этот метод обладает высокой чувствительностью к фазовому составу сталей [4] и лишен вышеназванного недостатка рентгеновского метода анализа. Он позволяет локально определять содержание остаточного аустенита в слое независимо от конфигурации поверхности инструмента и его размеров.

#### **Анализ исследований и публикаций.**

Структурная чувствительность термоэлектрического метода контроля фазового состава сталей и сплавов была неоднократно подтверждена рядом исследований [4 - 6]. При этом было обнаружено, что состав и количество той или иной фазы сплава влияет на величину термоЭДС сплава. Этот факт дает основание для использования термоэлектрического метода для анализа фазового состава шлифованного слоя инструментальных сталей.

#### **Постановка задачи.**

Задачей настоящей работы является исследование зависимости величины термоЭДС шлифованных сталей от содержания остаточного аустенита в их поверхностном слое.

#### **Изложение материала и его результаты.**

Исследование выполняли на торцевой поверхности цилиндрических образцов диаметром 20-25 мм и высотой 20 мм из высокоуглеродистых инструментальных сталей следующих марок: ШХ15, Х12М и Р6М5. Химический состав этих сталей соответствовал ГОСТ 5950-73, 19265-73.

Все образцы выбранных сталей проходили типовую упрочняющую термическую обработку: закалку и отпуск. После отпуска их подвергали шлифовке по режимам, приведенных в наших ранних работах [2.3].

Далее шлифованные образцы проходили рентгеновский анализ фазового состава с использованием дифрактометра ДРОН-1,5. На дифрактограммы, снятых в фильтрованном железном излучении, регистрировали линии аналитической пары: мартенсита – (110) – (011) и аустенита – (111). Количество остаточного аустенита - %А в поверхностном слое каждого образца рассчитывали по известной формуле:  $\%A = (100 - \kappa) / (1 + \alpha (I_m / I_a))$ , где  $\kappa$  обозначает процентное содержание в анализируемом слое карбидной фазы,  $\alpha$  – коэффициент, учитывающий отношение интенсивностей дифракционных линий мартенсита –  $I_m$  и аустенита –  $I_a$ .

В низкоотпущенной стали ШХ15 карбидная фаза в структуре отсутствует, а в высокохромистой и быстрорежущей сталях Х12М и Р6М5

количество карбидной фазы в структуре не более 8% [2], что дало возможность применить для расчета содержания остаточного аустенита в поверхностном слое упрощенную формулу Ланды [7] :  $\%A = 100 (I_a / I_a + I_M)$ . Погрешность в определении процентного содержания остаточного аустенита по данной методике не превышала  $\pm 3\%$

После завершения рентгеновского анализа фазового состава шлифованной поверхности образцов, на их шлифованной стороне производили измерение термоЭДС с использованием прибора ТЭДИ-1 и методики, ранее примененной нами в работах [2,3,7]. Здесь для термоэлектрического контроля применяли стержневые электроды из поликристаллического вольфрама. При этом горячий электрод в щупе прибора нагревался до температуры  $120^{\circ}\text{C}$ , что обеспечивало стандартную разность температур ( $100^{\circ}\text{C}$ ) между холодным и горячим электродами.

Полученные значения количества остаточного аустенита в шлифованном слое каждого образца сопоставляли с величинами термоЭДС. На рисунке 1 приведена зависимость значений термоЭДС поверхностного слоя образцов хромистых сталей ШХ15 и Х12М от количества остаточного аустенита .

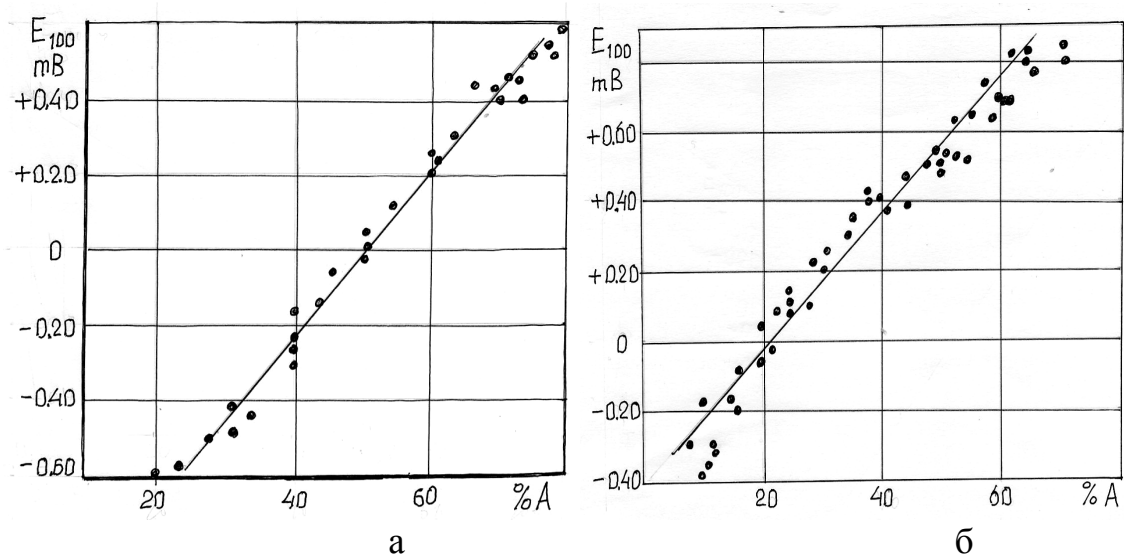


Рисунок 1 – Зависимость величины термоЭДС ( $E_{100}$ ) шлифованного слоя сталей ШХ15 (а) и Х12М (б) от содержания в нем остаточного аустенита ( $\%A$ )

Как следует из приведенных на рисунке 1 данных, между значениями термоЭДС и содержанием остаточного аустенита в шлифованном слое наблюдается прямая пропорциональность. Корреляционный анализ зависимостей  $\%A = f(E_{100})$  показал, что для шлифованного слоя стали ШХ15 применимо уравнение :



$$\%A = 49.35 E_{100} + 23.61 \quad (R = 0.97).$$

Для высокохромистой стали X12M подобное уравнение будет иметь следующий вид:

$$\%A = 46.23 E_{100} + 50.73 \quad (R = 0.99).$$

Расчетные значения количества остаточного аустенита в зависимости от величины термоЭДС нанесены на графики рисунка 1 сплошными линиями.

Если сопоставить вышеприведенные уравнения для исследуемых хромистых сталей, то прежде всего обращает на себя внимание то обстоятельство, что в первом слагаемом этих уравнений коэффициенты перед значением  $E_{100}$  практически одинаковы (46.2 и 49.3), а вторые слагаемые имеют существенные различия. Близость первых коэффициентов в уравнениях свидетельствует о единой причине изменения термоЭДС в сталях различного химического состава. Действительно, большое количество хрома в стали X12M (около 12%) по сравнению со сталью ШХ15 (около 1.5%) увеличивает значение второго слагаемого в уравнении, а близкое содержание атомов углерода в исследуемых сталях, надо полагать, определяет практически одинаковые значения первых коэффициентов.

Таким образом, следует признать, что линейная зависимость количества остаточного аустенита от величины термоЭДС определяется содержанием углерода в мартенсите и остаточном аустените. При ужесточении режимов шлифования сталей происходит увеличение температуры поверхности трения, растет растворимость карбидов, аустенит насыщается атомами углерода и хрома, что при резком охлаждении в результате закалки поверхностного слоя, фиксируется все возрастающее количество остаточного аустенита.

У образцов быстрорежущей стали Р6М5 зависимость термоЭДС от количества остаточного аустенита в поверхностном слое, имеет обратную пропорциональность. Как видно из данных рисунка 2, при увеличении количества остаточного аустенита в поверхностном слое величина  $E_{100}$  плавно снижается, причем – линейно. На основе проведенного математического анализа, данную зависимость можно представить уравнением:

$$\%A = 70.96 - 93.12 E_{100} \quad (R = - 0.987).$$

На рисунке 2 расчетные значения %А по данному уравнению нанесены сплошной линией.

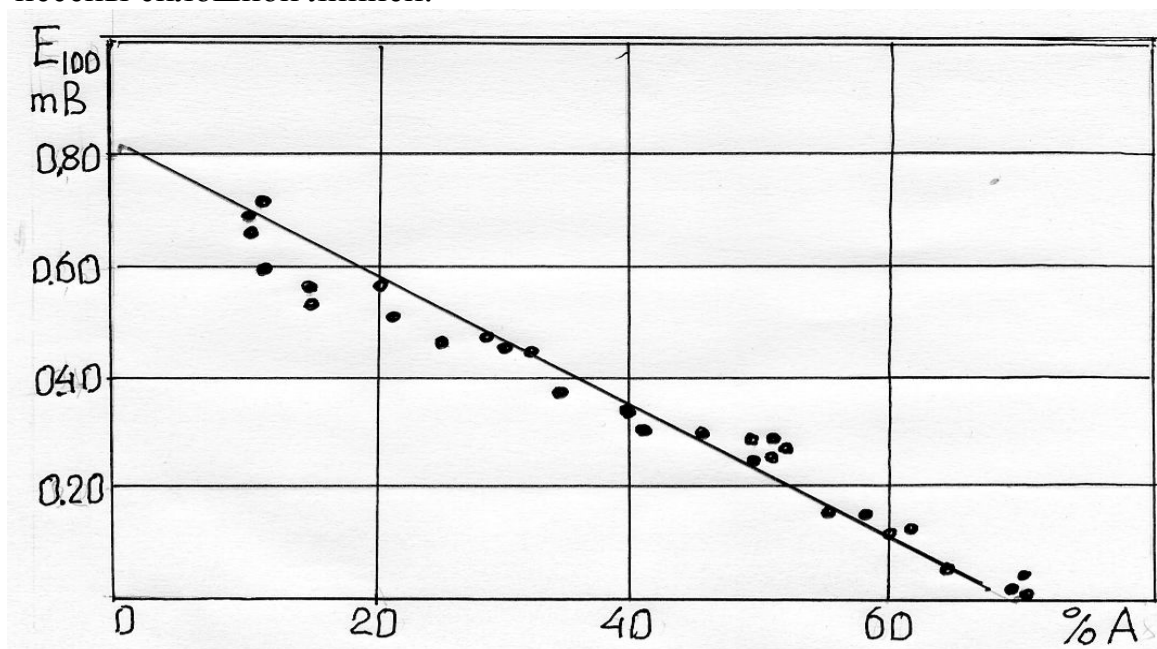


Рисунок 2 – Зависимость величины термоЭДС шлифованного слоя ( $E_{100}$ ) образцов стали Р6М5 от содержания в нем остаточного аустенита (%А)

Для объяснения зависимости  $\%A = f(E_{100})$  для быстрорежущей стали учли то обстоятельство, что в твердом растворе (мартенсите) содержится только половина атомов углерода (до 0.4%), а другая часть его массы сосредоточена в специальных карбидах, обладающих высокой термической устойчивостью. Поэтому, высокие температуры скоростного нагрева при шлифовании только частично растворяют карбиды и соответственно насыщают аустенит углеродом. Если хром, входящий в химический состав данной стали в виде карбида  $M_{23}C_6$ , может полностью раствориться в аустените, то вольфрам и молибден, лишь частично растворяются в гамма-фазе, но, как видно из рисунка 2, существенно снижают  $E_{100}$ , причем более интенсивно, чем повышает его углерод.

Таким образом, линейная зависимость термоЭДС от содержания остаточного аустенита в шлифованном слое всех исследованных сталей, дает возможность применять термоэлектрический метод для контроля структуры стальных деталей и инструмента. Оценка погрешности измерения содержания остаточного аустенита термоэлектрическим методом по отношению к рентгеновскому методу составила  $\pm 2.5\%$ .

Анализ экспериментальных данных, приведенных на рисунке 1 и 2, показывает, что значения термоЭДС обладают заметным рассеянием, особенно при малых количествах остаточного аустенита (рисунок 2). Поэтому следующим этапом настоящей работы стало металлографиче-

ское исследование характера распределения остаточного аустенита в структуре шлифованного слоя.

Металлографическое исследование поверхностного слоя образцов выполняли на микроскопе МИМ-8м при различных увеличениях. При этом изучали структуру как поверхности шлифованных образцов, так и структуру косых шлифов ( $1-1.5^\circ$ ) среза шлифованного слоя. На рисунке 1 приведены типичные образцы структуры слоя шлифованной поверхности стали Р6М5.

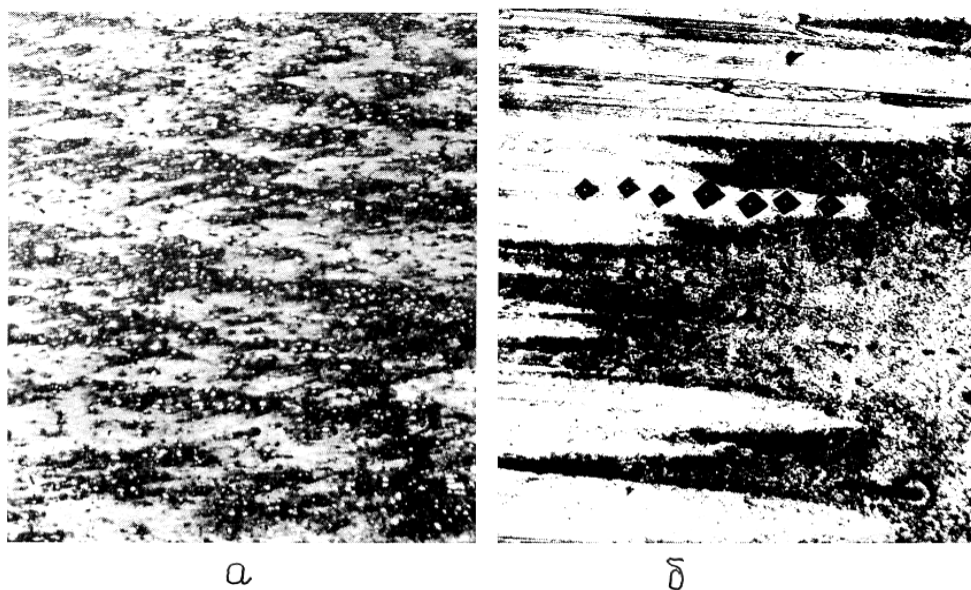


Рисунок 3 – Микроструктуры шлифованной поверхности образца стали Р6М5 (а) при увеличении 100 и косого шлифа в области фрагмента вторичной закаленной структуры (б) при увеличении 650 раз

Как видно на рисунке 3, фрагменты структуры с типичными белыми слоями вторичной закалки расположены неравномерно по поверхности образца, они вытянуты в направлении движения шлифовального круга, а между ними находятся участки отпущенной структуры стали. Данное структурное состояние шлифованной поверхности образцов объясняет природу разброса значений  $E_{100}$ , т.к. тонкий щуп термоэлектрического прибора может при замере термоЭДС попасть на участок с минимальным количеством белых полос вторичной закалки. В тоже время рентгеновский метод, регистрирующий структурное состояние со сравнительно большей площади (до  $1 \text{ см}^2$ ), обладает большей статистической надежностью оценки фазового состава.

#### **Выводы и направления дальнейших исследований.**

Проведенное исследование показало, что термоэлектрический метод измерения количества остаточного аустенита в шлифованном слое

высокоуглеродистых инструментальных сталей имеет высокую чувствительность и надежность.

В дальнейших исследованиях по данному направлению необходимо изучить влияние вариации в химическом составе каждой марки инструментальной стали на надежность оценки фазового состава шлифованного материала.

### **Библиографический список**

1. Палей М.М., Дибнер Л.Г., Флид М.Д. *Технология шлифования и заточки режущего инструмента.* – М.: Машиностроение, 1988. С.288.
2. Ершов В.М., Коробко Т.Б. Рентгеновский анализ поверхностного слоя шлифованной быстрорежущей стали. *Сборник научных трудов сотрудников ДонГТУ.* № 28. 2008. С. 206-211.
3. Мисюра А.А., Ершов В.М. Аустенитизация поверхностного слоя быстрорежущей стали при шлифовании. *Сборник научных трудов сотрудников ДонГТУ.* № 27. 2008. С. 198-205.
4. Лившиц Б.Г., Крапошкин В.С., Линецкий Я.Л. *Физические свойства металлов и сплавов.* –М.: Металлургия. 1980. С.320.
5. Денель А.К. *Дефектоскопия металлов.* – М.: Металлургия. 1972. С.304.
6. Белокур И.П., Коваленко В.А. *Дефектоскопия материалов и изделий.* К.:Тэхника. 1989 С. 192.
7. Ершов В.М., Горецкий Ю.В., Бутковская Н.В. Термoeлектрический контроль режимов термической обработки инструментальной стали. *Сборник научных трудов сотрудников ДонГТУ.* № 29. 2009. С. 89-205.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Луценко В.А.*

*к.т.н. Чебан В.Г.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ПРЕИМУЩЕСТВА, НЕДОСТАТКИ И ПЕРСПЕКТИВЫ САМООЧИЩАЮЩИХСЯ ОЧИСТИТЕЛЕЙ ЖИДКОСТЕЙ**

*Зроблений огляд самоочисних фільтрів для очищення технічної води від твердих забруднень. Відзначені їх переваги, недоліки і можливі перспективи розвитку.*

**Ключові слова:** самоочисний фільтр, зворотна промивка, технічна вода.

*Выполнен обзор самоочищающихся фильтров для очистки технической воды от твердых загрязнений. Отмечены их преимущества, недостатки и возможные перспективы развития.*

**Ключевые слова:** самоочищающийся фильтр, обратная промывка, техническая вода.

С каждым годом экологическая ситуация в Украине обостряется и не последнюю роль в этом играют промышленные и коммунальные стоки. Многие годы очистка больших потоков жидкостей, в частности, технической воды, от загрязнений остается актуальной, несмотря на то, что уже десятилетия существуют достаточно эффективные технологии очистки воды от твердых загрязнений и устройства для их осуществления, а именно, самоочищающиеся фильтры с неподвижными фильтроэлементами.

История развития фильтров показывает, что на данный момент заслуживают особого внимания самоочищающиеся фильтры с обратной промывкой [1, 2] и гидродинамические фильтры с неподвижным фильтроэлементом типа «цилиндр в цилиндре» [3, 4]. Причем, первые из них получили широкое распространение лишь потому, что исследователи гидродинамических фильтров длительное время не могли достичь результатов, подтверждающих их эффективность, что на многие годы незаслуженно отодвинуло реализацию их возможностей на второй план. И это несмотря на то, что первому типу фильтров присущи такие недостатки, как: сложность в изготовлении и значительный вес фильтроэлемента; износ и необходимость замены трущихся узлов; потребность в электроэнергии и необходимость в обслуживании приводов и филь-

рующей поверхности; нестабильный перепад и большие потери давления жидкости на фильтре и т.д.

Это случилось потому, что бум 1980-90-х годов в исследовании фильтров типа «цилиндр в цилиндре» в таких странах, как США, ФРГ, Японии и Великобритании, не дал достаточно убедительных результатов. Наши же исследователи в этот период занимались гидродинамическими фильтрами с подвижными фильтроэлементами типа «цилиндр в конусе» производительностью не более 18 м<sup>3</sup>/час, причем для очистки рабочих и смазочных жидкостей [5]. Исследователи названных стран в своих изысканиях относительно фильтров типа «цилиндр в цилиндре» отошли от основного принципа гидродинамической очистки, базирующегося на двух скоростях жидкости - продольной и ортогональной [5, 6, 7]. При этом основное внимание было уделено только роли продольной скорости, о чем свидетельствует наличие разного рода элементов в каналах фильтров для ее регулирования. О чем подробнее сказано в работе [8]. В ней также показаны результаты промышленной эксплуатации десятков высокопроизводительных фильтров типа «цилиндр в цилиндре» в Украине и России в начале 21-го века. Они свидетельствуют о том, что утверждение авторов работы [9], что «входные скорости менее 2 м/с сильно снижают эффект очистки» не обоснованно. Не согласны с этим и авторы работы [10], которые утверждают, что «устройство работает надежно даже при низких скоростях подачи и имеет низкий перепад давления». Не правы они и потому, что при гидродинамической очистке основным показателем эффективности самоочистки или работоспособности фильтра является не само значение продольной скорости, а отношение продольной и ортогональной скоростей, причем оно должно быть не менее значения, заранее определенного опытным путем для каждого типа очищаемой жидкости. Так, например, для воды с загрязненностью до 3,5 г/л оно лежит в пределах от 3 до 10 при сливе 8÷20% воды от исходного объема. При этом фильтр не засоряется и нет необходимости в различного рода элементах для регулирования продольной скорости в его каналах. Кроме того, в этом случае отсутствует потребность в дополнительных видах энергии и, при нормальных условиях ведения технологического процесса очистки, вообще в техническом обслуживании фильтра. Авторы работы [10], отметив достоинства фильтров типа «цилиндр в цилиндре», при переходе на гидродинамическую очистку, все же не смогли полностью избавиться от элементов традиционной технологии очистки. Об этом свидетельствует наличие ряда патрубков в сливе (стоке) фильтра, которые, по мнению авторов [9], служат для скопления вблизи них загрязнений и последующего их удаления создающимися патрубками завихрениями. Такой подход противоречит сути гидродинамической очистки, основная цель которой не

накапливать загрязнения в фильтре, а как можно быстрее удалять их из него.

Многолетняя промышленная эксплуатация более 30-ти гидродинамических фильтров типа «цилиндр в цилиндре» [4] производительностью от 50 до 2000 м<sup>3</sup>/час пятью металлургическими предприятиями Украины и рядом предприятий России подтвердила работоспособность теории гидродинамической очистки. Она показала, что: продолжительность работы фильтра без технического обслуживания составляет 2-3 года при тонине очистки от 0,02 до 0,5 мм и толщине проволоки фильтрующей сетки 0,3-0,4 мм; недоверие потребителей к непрерывной работе фильтров этого типа необоснованно и является необъективным; слив воды можно снизить до 2-4% за счет обслуживания раз в смену только дросселя сливного патрубка [3]; фильтры можно использовать для очистки эмульсий до тонины более 0,01 мм с целью восстановления их смазочных свойств.

Опыт этих предприятий выявил ряд значительных преимуществ фильтров типа «цилиндр в цилиндре» [3, 4, 8] в сравнении даже с самыми современными самоочищающимися обратной промывкой фильтрами [2], а именно: просты в изготовлении; удобные и минимально затратные в обслуживании а, в простом исполнении, вообще не нуждаются в обслуживании в течение ряда лет; самые низкие потери давления; не плавающий, стабильный в ходе очистки, перепад давления; высокая надежность работы из-за отсутствия вращающихся и трущихся узлов; пожаро- и взрывобезопасны в работе, что без дополнительных мер и затрат обеспечивает их использование в опасных местах; не нуждаются в дополнительных видах энергии, что без дополнительных затрат обеспечивает их установку в любом месте; возможность очистки жидкостей с более высокой температурой; в 2-5 раз дешевле своих основных конкурентов [1, 2]; степень очистки повышается при снижении производительности по фильтрату; при необходимости в ходе очистки возможно изменение тонины очистки.

Все это обусловлено сущностью технологии гидродинамической очистки.

Наряду с достоинствами, этим фильтрам тоже присущи недостатки: противоречивая зависимость количества сливаемой жидкости от максимального размера загрязнения в жидкости и наоборот; в момент пуска фильтра в работу, т.е. когда принцип гидродинамической очистки еще не работает, а размер ячейки в несколько раз больше допустимого размера загрязнений в фильтрате, возможно кратковременное попадание в фильтрат загрязнений, размер которых не регламентирован техническими условиями; цилиндрическая форма корпуса фильтра и фильтроэлемента уступает шарообразной форме фильтра с обратной промыв-

кой [2], как с точки зрения эстетики, веса, так и механической прочности; боковая фильтрующая поверхность цилиндрического фильтроэлемента, при прочих равных условиях, хоть и больше по площади, чем плоская или коническая фильтрующая поверхность у фильтров [1, 2], но, при одинаковых объеме и диаметре цилиндра и шара, последний имеет боковую поверхность в 1,5 раза большую, чем цилиндр, т.е. в этом случае у шарообразного фильтроэлемента фильтрующая боковая поверхность больше чем у цилиндрического фильтроэлемента.

Целью статьи является исследование и разработка принципиально новой схемы и конструкции самоочищающегося фильтра, лишенного недостатков всех выше указанных фильтров.

Объективный анализ выявленных недостатков дает основание утверждать, что все они устранимы, но при этом требуется усовершенствование конструкции с возможными частичными потерями некоторых достоинств самоочищающихся фильтров. Так, первый из недостатков устраняется наличием грубой предварительной очистки [11] или рециркуляцией части очищаемой жидкости со слива непосредственно на вход фильтра [3, 12]. Второй недостаток требует слива первой порции фильтрата в канализацию или оборотный цикл, или ее рециркуляции непосредственно на вход фильтра до момента вступления в силу принципа гидродинамической очистки и только после этого возможна подача фильтрата потребителю. Третий и четвертый недостатки требуют наличия корпуса и фильтроэлемента шарообразной формы, что также оказалось возможным [13-15]. Ниже на рисунке 1 представлен один из самых простых вариантов такого фильтра.

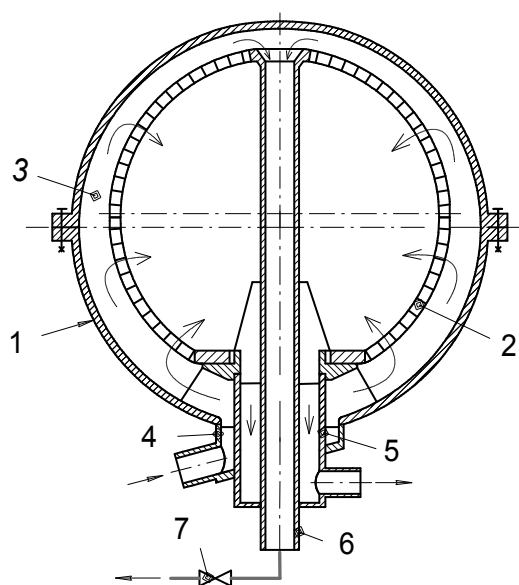


Рисунок 1 – Самоочищающийся фильтр типа «шар в шаре»



Он состоит из разъемного в вертикальной плоскости корпуса 1 с шарообразной внутренней поверхностью, фильтроэлемента 2 с проницаемой шарообразной наружной поверхностью, расположенного с зазором 3 в корпусе 1 и со смещением в противоположную сторону от входного патрубка 4, в котором концентрично и с зазорами расположены выпускной 5 и сливной 6 патрубки, последний из которых оборудован регулировочным дросселем 7.

Воду, под давлением и непрерывным потоком, подают во входной патрубок 4, откуда она поступает в зазор 3 и движется в нем вокруг шарообразной поверхности фильтроэлемента 2. При таком движении воды, часть ее, в виде фильтрата, проникает вовнутрь фильтроэлемента 2, освобождаясь от частиц твердых загрязнений, и через выпускной патрубок 5 удаляется из фильтра. Другая же часть воды в канале 3 обогащается загрязнениями и, вместе с ними, поступает во вход сливного патрубка 6, расположенного со стороны выхода канала 3, и по патрубку 6 через дроссель 7 покидает фильтр. Дроссель 7 отрегулирован таким образом, что, большая часть воды (90–97% от исходного потока) становится фильтратом, а оставшая часть играет роль потока, смывающего загрязнения с фильтрующей поверхности и из корпуса фильтра в канализацию или оборотный цикл. В других случаях часть ее циркулирует на вход фильтра с целью увеличения зазора на выходе канала 3 или увеличения в нем продольной скорости.

Наличие шарообразных поверхностей корпуса и фильтроэлемента, при одинаковых сравниваемых условиях с цилиндрическими поверхностями, позволяет снизить потери воды со сливом или увеличить максимальный размер загрязнений в исходной воде в несколько раз. Это в свою очередь позволяет расширить возможности использования фильтра без усложнений конструкции и сберечь полный перечень преимуществ гидродинамических фильтров. Например, для фильтра [3, 4, 8] с зазором на выходе канала в 14 (22) мм, производительностью 2000 (1200) м<sup>3</sup>/час и сливом в 10 (17)%, зазор на выходе из канала 3 у фильтра, представленного на рисунке 1, увеличивается как минимум в 3 (1,5) раза. Это говорит о том, что максимальный размер загрязнений в воде на входе в фильтр может быть около 40 (32) мм, вместо 12 (20) мм, или же потери воды уменьшатся с 10 (17) до 3,3 (11)%. В скобках показаны данные для фильтра производительностью 1200 м<sup>3</sup>/час. Это объясняется тем, что длина выхода из канала, при той же его площади, как минимум в 3 (1,5) раза стала меньше, чем у фильтров типа «цилиндр в цилиндре», так как длина выхода из канала 3 в очистителях типа «шар в шаре» обуславливается только диаметром входа сливного патрубка 6.

Преимущества сферических оболочек с точки зрения эстетики, механической прочности и изготовления известны. Перфорация по-

верхностей, в том числе и металлических с применением плазмотронной технологии, не менее известна. Поэтому, использование таких фильтров является экономически целесообразным. Особенно эффективными они будут в условиях очистки воды на АЭС и ТЭЦ. При этом даже тонина очистки 0,3–1,0 мм не создаст трудностей в изготовлении фильтроэлементов сферической формы. Объясняется это тем, что при гидродинамической очистке размер перфорации может быть в 3–10 раз больше максимально допустимого в жидкости размера частицы загрязнения и что самоочищающиеся фильтры ФРГ [2] предусматривают очистку технической воды для ТЭЦ и АЭС тониной 1–9 мм.

Для условий более тонкой очистки жидкостей от твердых или других загрязнений особых трудностей в изготовлении сферических фильтроэлементов так же не предвидится. В этом случае может быть использован фильтр [14] с покрытым сеткой фильтроэлементом или опыт гидродинамической очистки [6, 7], когда увеличивают значение продольной скорости за счет ортогональной. Можно использовать и опыт авторов [1], когда фильтроэлемент заполняют зернистой засыпкой, но это худший вариант, так как требует остановки работы фильтра на промывку зернистой засыпки или ее замену. В этом смысле может быть целесообразным использование такого фильтра только для целей осветления воды, т.е. сверхтонкой ее очистки и очистки от других видов загрязнений, например, илестых, масел, нефти.

Таким образом, фильтры типа «цилиндр в цилиндре» для очистки больших потоков воды, в которых используется гидродинамический эффект жидкости для самоочистки их фильтрующей поверхности и корпуса от твердых загрязнений, более предпочтительны для использования в сравнении с другими самоочищающимися фильтрами. Недоверие потребителей к их непрерывной работе является необоснованным. Однако наиболее эффективными из них являются фильтры типа «шар в шаре», которые унаследовали все лучшие качества выше упомянутых гидродинамических фильтров и даже их приумножили. Применение таких фильтров в металлургии и энергетике для очистки больших потоков технической воды от твердых загрязнений является более предпочтительным и эффективным.

#### **Библиографический список**

1. *Высокоскоростные самоочищающиеся фильтры ЕРЖ и ЕЗЖ Кемеровского химмаша* <http://www.kemhimmash.ru/>.
2. *Высокоскоростные самоочищающиеся фильтры ФРГ* <http://www.taprogge.ru/en> IN - TA - ST® - Filtration - PR-BW-100.

3. Финкельштейн З.Л., Финкельштейн Л.З. Опыт применения фильтров сверхвысокой производительности для очистки промышленных стоков. - Вестник МАНЭБ, т.8, № 5 (65), С-Пб., 2003 - С. 94-97.

4. Патент України № 46507, B01D 29/23, 35/02. Очисник потоку рідини / В.П. Бондаренко. Опубл. 15.02.2005. Бюл. № 2, 2005.

5. Финкельштейн З.Л. Применение и очистка рабочих жидкостей для горных машин. – М.: Недра, 1986. – 232с.

6. Патент Японии, заявка № 54-8906, B01D 25/00. Способ фильтрации. Опубл. в РЖ «Изобретения в СССР и за рубежом», № 19, С. 67, 1979.

7. Патент США № 4810389, B01D 13/00; 37/00. Способ очистки жидкости. Опубл. в РЖ «Изобретения стран мира», № 24, С. 74, 1989.

8. Патент України № 64598, B01D37/00. Спосіб очищення рідин від механічних домішок у потоці. / В.П. Бондаренко. Опубл. 15.07.05. Бюл № 7, 2005.

9. Авторское свидетельство. СССР № 1072790, B01D 25/24. Устройство для отделения твердых веществ от потока жидкости. / К. Аймер, Г. Таль, Д. Миндель. Опубл. 07.02.84. Бюл. № 5, 1984.

10. Патент Франции, заявка № 2460701, B01D 2/42, 29/04. Устройство для отделения твердого материала в движущейся жидкости. Опубл. в РЖ «Изобретения в СССР и за рубежом», №13, С. 40, 1981.

11. Патент України № 80483, B01D 29/11, 35/22. Очисник потоку рідини від механічних домішок. / В.Г. Чебан. Опубл. 11.06.07. Бюл. № 15, 2007.

12. Патент України № 48715, B01D 29/00, 29/76, 35/22. Самоочищений фільтр. / В.П. Бондаренко. Опубл. 15.09.04. Бюл. № 9, 2004.

13. Патент України № 75525, B01D 37/00. Спосіб очищення рідини. / В.П. Бондаренко. Опубл. 17.04.06. Бюл. № 4, 2006.

14. Патент України № 76243, B01D 29/11. Очисник потоку рідини. / В.П. Бондаренко. Опубл. 17.07.06. Бюл. № 7, 2006.

15. Патент України № 83407, B01D 29/11, 35/30. Очисник потоку рідини. / В.Г. Чебан. Опубл. 10.07.08. Бюл. № 13, 2008.

**Рекомендовано к печати к.т.н., проф. Уляницьким В.Н.**

*к.т.н. Захожай О.І.,  
Шевцова А.С.  
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

## **ІНФОРМАЦІЙНА МОДЕЛЬ СИСТЕМИ НЕПРЯМОГО АНАЛІЗУ СТАНУ КОКСОВОЇ ПЕЧІ ЗАСОБАМИ КОМП'ЮТЕРНОГО ЗОРУ**

*Розглянутий принцип побудови автоматизованої системи непрямого контролю стану коксової печі засобами комп'ютерного зору.*

**Ключові слова:** інформаційна модель, коксова піч, комп'ютерний зір, зображення, локальний перегрів.

*Рассмотрен принцип построения автоматизированной системы непрямого контроля состояния коксовой печи средствами компьютерного зрения.*

**Ключевые слова:** информационная модель, коксовая печь, компьютерное зрение, изображение, локальный перегрев.

На сьогоднішній день розвиток коксохімічного виробництва є стратегічним напрямком промислової політики України. Це пов'язано з тим, що значна доля Українського експорту припадає на продукцію металургійної та коксохімічної промисловості. При цьому, для забезпечення конкурентоспроможності, необхідне вдосконалення виробничих технологій шляхом підвищення якості виробництва та зниження його енергоємності.

Для здійснення якісного процесу спікання коксу необхідно забезпечити рівномірний просторовий розподіл температури прогріву шихти [1]. Однак, кожна піч в коксовій батареї має індивідуальні особливості, які впливають на розподіл температури нагріву. До того ж, в коксовій печі можуть з'являтися дефекти, які призводять до надходження повітря у робочу зону печі і локального перегріву [2]. Все це призводить до нерівномірного спікання коксу і зниження його якості.

У дійсний час, аналіз стану коксової печі здійснюється за певним графіком під час візуального огляду, який потребує зупинки технологічного процесу. Деякі підприємства коксохімічної промисловості використовують систему пірометрів, що здійснюють вимір температури в процесі видачі готового коксу. Але цей метод не дає можливості в повній мірі оцінити просторовий розподіл температури та виявити дефекти печі.

Таким чином, існує необхідність розробки нового ефективного методу аналізу стану коксової печі без зупинки технологічного процесу, а також створення системи непрямого аналізу стану коксової печі.

Складність цього завдання полягає у неможливості контролю стану печі під час спікання, так як неможливе встановлення будь-яких датчиків у робочій зоні.

Для вирішення цього питання пропонується використання системи комп'ютерного зору для аналізу ділянок локального перегріву коксового «пирога», що дозволить визначити наявність, місце розташування та розмір дефектів.

Реалізація такого методу доцільна через запровадження автоматизованої системи непрямого аналізу стану коксової печі та підтримки прийняття рішень щодо дефектності технологічного обладнання.

При розробці системи непрямого аналізу стану коксової печі важливим є забезпечення ефективного функціонування окремих підсистем і усієї системи в цілому. Для цих цілей необхідний комплексний підхід до задачі збору, обробки інформації та управління і оптимізація інформаційних потоків передачі даних. Розробка інформаційної моделі системи контролю допомагає у вирішенні цих питань і дозволяє наглядно уявити сумісне функціонування усіх підсистем однієї системи.

Інформаційна модель, як особливим образом організована сукупність інформації, що представляється оператору на автоматизованих робочих місцях може бути описана з морфологічної, функціональної та інформаційної точки зору [3].

Запропонована інформаційна модель системи непрямого аналізу стану коксової печі проілюстрована на рисунку 1.

В систему входять три основні модулі: головний модуль, модуль підтримки прийняття рішень та модуль обробки зображень.

Головний модуль системи забезпечує часову синхронізацію процесів обробки інформації різними модулями та забезпечує їхню взаємодію. З початку роботи системи, головний модуль здійснює початкову ініціалізацію. У випадку позитивного результату ініціалізації дозволяється робота системи. У протилежному випадку – поточна інформація надходить до оператора, який з використанням евристичних здібностей приймає рішення щодо функціонування системи.

Задача переключення ниток процесів дозволяє координувати роботу модулів системи у логічній послідовності обробки даних: отримання зображення, перетворення, співставлення, логічний вивід.



необхідний для виконання задачі бінарізації. Пороговий рівень визначається за умови отримання одиничних значень у бітовій матриці в зонах локального перегріву та нульових у інших зонах. Надалі усі зони з нульовими значеннями в бітовій матриці будуть прийматися за фон. У відповідності до умов отримання зображення та початкових умов, заданих у системі, пошук порога бінарізації носить ітераційний характер.

Після отримання бітової матриці вона передається з модулю обробки зображень до модулю підтримки прийняття рішень, де зберігається для аналізу у наступних циклах роботи системи.

Надалі, модуль підтримки прийняття рішень виконує задачу співставлення отриманої матриці з попередніми збереженими. Підчас співставлення визначається наявність співпадаючих зон з одиничною яскравістю. Якщо отримані в матриці одиничні зони не співпадають з раніше отриманими, то поява такої зони рахується стохастичною. Стохастичність зон локального перегріву може бути пояснена неоднорідністю структури коксового «пирога», неякісними показниками шихти, або неякісною її формовкою. Якщо підчас співставлення матриць визначаються статичні області одиничної яскравості, то поява таких областей пояснюється постійними умовами локального перегріву підчас різних технологічних циклів. В цьому випадку, системою прийняття рішень може бути сформований логічний висновок щодо наявності дефекту.

Слід зазначити, що наявність геометричної прив'язки бітових матриць до зображення коксового «пирога», який практично співпадає за формою та розмірами з робочою зоною печі (геометричні розміри «пирога» менше геометричних розмірів робочої зони на величину зазору), дозволяє визначити розташування, розміри та геометричну форму дефектів. Крім цього, аналіз бітових матриць отриманих підчас різних технологічних циклів дозволяє визначити динаміку розвитку дефектів.

Доцільність та зручність використання методів аналізу зображень для непрямого аналізу стану коксової печі підтверджується тим, що для реалізації не потрібні високошвидкісні алгоритми розпізнавання, так як проміжку часу, між вивантаженням готового коксового «пирога» та завантаженням шихти на наступному технологічному циклі, цілком достатньо для проведення обчислювальних процесів. Крім цього, аналіз зображень можна проводити при низькому розрішенні, що також знижує часову складність процесу аналізу.

Таким чином, запропонована інформаційна модель дозволяє розробити автоматизовану систему непрямого аналізу стану коксової печі засобами комп'ютерного зору, оптимізувати інформаційні потоки в системі з метою зниження часової складності процесів обробки даних.

Використання запропонованого метода аналізу стану коксової печі, який оснований на аналізі просторового розподілу температури кок-

сового пірога на етапі його видачі, дозволяє здійснювати виявлення дефектів технологічного обладнання без зупинки технологічного процесу, що підвищує ефективність виробництва і знижує витрати.

Запропонована система непрямого аналізу стану коксової печі дозволяє автоматизувати процес виявлення дефектів та реалізувати підтримку прийняття рішень стосовно необхідності проведення ремонту технологічного обладнання.

Запропоновані технічні рішення направлені на підвищення технічної та економічної ефективності процесу виготовлення коксу.

### **Бібліографічний список**

1. Харлампович Г.Д. *Технология коксохимического производства*. – М: Нефть-газ, 1995.

2. Сухоруков В.И. *Научные основы совершенствования техники и технологии производства кокса*. – М: Нефть-газ, 1999.

3. Козак Ю.А. *Принципы и методы создания информационных моделей в автоматизированных системах управления* / Орлова Е.Ю., Кучерявый Д.Ю. // *Труды Одесск. политехн. ун-та: Научн. и практ. сб. по техн. и естетств. наукам* – Одесса. – 2003. – Вып. №1(19). – С. 135-139.

*Рекомендовано до друку к.т.н., проф. Паєрандом Ю.Е*



к.т.н. Мороз Н.Н.,  
Маркевич А.Г.  
(КГУ, г. Кременчуг, Украина)

## ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПАРАМЕТРОВ И РЕЖИМОВ ДЕФОРМИРОВАНИЯ ЗАГОТОВКИ С ПОДПОРОМ

*Проведений аналіз експериментальних та розрахункових значень силових умов деформування металу монолітною конічною матрицею, способом волочіння з підпором виробів з матеріалів, що важко деформуються.*

**Ключові слова:** волочіння, деформування, проштовхування, співвідношення сил волочіння та підпору.

*Проведен анализ экспериментальных и расчетных значений силовых условий деформирования металла монолитной конической матрицей, способом волочения с подпором изделий из труднодеформируемых материалов.*

**Ключевые слова:** волочение, деформирование, проталкивание, соотношение тянущей и проталкивающей сил.

**Постановка проблемы.** Даже при минимальных давлениях подпора практически исключается брак, связанный с разрывом заготовок и значительно снижаются тянущие усилия. Основная проблема, стоящая перед производством заготовок для изделий из труднодеформируемых материалов и высоколегированных сталей осуществляемых методами вибрационного деформирования, является увеличение степени деформации заготовок при минимальных затратах деформирующих усилий и увеличении выхода качественной продукции [1]. Наиболее эффективно это достигается при «силовой или температурной интенсификации процесса». Одним из эффективным методов «силовой интенсификации» является использование виброволочения с подпором.

**Анализ достижений и публикаций.** Известны технические и технологические решения использования волочения с применением вращательных, угловых и поперечных колебаний волоки, проталкивания и волочения прутков и проволоки с применением продольных колебаний, ступенчатого вибрационного деформирования [2]. При циклическом подпоре решены вопросы выбора кинематических и временных

параметров подпора. Силовые характеристики данного процесса ранее не рассматривались.

**Цель работы.** Экспериментально определить и сравнить с расчетными значения проталкивающей и тянущей сил при виброволочении, а также соотношение между ними.

**Материал исследования.** В качестве материалов для экспериментов использовали прутки из вакуумплавного молибдена и шарикоподшипниковых сталей [3, 4]. Прутки из вакуумплавного молибдена марки МЧ исходным диаметром 16 мм, полученные из слитков методом горячего прессования и последующейковки на ротационно-ковочной машине, нагревали до 250°C в муфельной молибденовой печи. Перед посадкой в печь на поверхность прутков наносили слой технологической смазки (аквадага).

Для деформирования применяли монолитные волокна с вкладышами из сплава ВК8, рабочий канал волокна обработан по следующей технологии: шлифовка и полировка порошком карбида бора, доводка алмазной пудрой. Для исследований применяли волокна с углом рабочего конуса  $2\alpha=0,20-0,25$  рад. Волокно устанавливали в виброволокодержателе. Частота вибрации волокна задавалась в пределах 5-45 Гц изменением оборотов приводного электродвигателя пульсатора. Амплитуда колебаний волокна, регулируемая изменением эксцентриситета привода пульсатора, – в пределах 1-3 мм.

Нагретый прутки задавали в волокно и производили захват его конца тяговым устройством. Затем зажимали в зажиме проталкивающего устройства задний конец прутка и включали оба механизма – тянущий и проталкивающий, осуществляя волочение с подпором. Этим способом деформировали прутки, как с применением вибрации, так и при неподвижной волоке. Результаты экспериментов и расчетные значения силы подпора, тянущей силы и их соотношения, полученных по методике [5], представлены в таблице 1.

Основным показателем, определяющим уровень вносимой в очаг деформации энергии, а также преобладающую схему напряженно-деформированного состояния металла при волочении с подпором, является соотношение между силами подпора и волочения [6]. Для изучения влияния вибрационного нагружения очага деформации на соотношение между силами подпора и волочения поставлен специальный эксперимент по измерению сил в переднем и заднем концах прутка при волочении с подпором без нагрева через вибрирующую волоку (амплитуда 2,5 мм, частота колебаний 10 Гц).

Чтобы исключить влияния промежуточных вибромасс, могущих внести искажения в действительную картину нагружения, силоизмерительные датчики сопротивления были наклеены непосредственно на

пруток, находящийся в волоке. На передний и задний концы прутка были наклеены по 4 проволочных тензорезистора, образующие измерительные мосты. Измерение и регистрацию сил проводили с помощью серийной аппаратуры – усилителя 8АНЧ-7М и осциллографа Н-700.

Таблица 1 – Силовые параметры волочения с подпором

№№ переходов		1	2	3
Диаметр прутка, мм	$D_0$	16,0	14,0	12,75
	$D_1$	14,0	12,25	10,7
Коэффициент вытяжки		1,30	1,30	1,42
Сила подпора, кН (данные: расчетные/ опытные)	без вибрации	30,2/ 33,0	23,2/ 25,6	17,8/ 20,0
	при вибрации матрицы	28,5/ 30,1	21,9/ 23,1	16,8/ 18,0
Относительное снижение силы подпора (данные: расчетные/ опытные)		5,6/ 8,8	5,6/ 9,8	5,6/ 10,0
Тянущая сила, кН (данные: расчетные/ опытные)	без вибрации	23,2/ 25,0	17,8/ 19,1	13,7/ 15,0
	при вибрации матрицы	21,9/ 20,8	16,8/ 15,4	12,9/ 12,3
Относительное снижение тянущей силы (данные: расчетные/ опытные)		5,6/ 16,8	5,6/ 19,3	5,6/ 18,0
Соотношение сил (данные: расчетные/ опытные)	без вибрации	1,30/ 1,32	1,30/ 1,34	1,30/ 1,33
	при вибрации матрицы	1,30/ 1,45	1,30/ 1,50	1,30/ 1,46

Применение вибрации волокна при волочении с подпором резко изменяет соотношение между  $P_1$  и  $P_0$  в сторону его увеличения, что объясняется различным характером силового взаимодействия через прутки массивного проталкивателя и тягового органа, имеющего меньшую массу. В зафиксированный отрезок времени, проталкиватель работает в режиме антирезонанса (гасителя колебаний), а волочительное устройство, по мере увеличения длины переднего конца прутка (и следовательно, уменьшения его жесткости), приближается по своим пара-

метрам к окolorезонансной области работы, характерной минимальным уровнем вынуждающей силы.

Чтобы исключить взаимозависимость колебательных систем проталкивателя и тянущего устройства и неизменность их параметров во времени нужно в установке для деформирования металла волочением и проталкиванием выполнить проталкиватель и тяговой орган в виде гусеничных 4 подающе-вытягивающих механизмов, деформирование прутка осуществлять двумя волоками, вибрирующими в противоположных фазах, размещенными в промежутке между подающе-вытягивающими механизмами.

### **Выводы.**

Анализ результатов исследования процесса волочения прутков с подпором показал, что экспериментально полученные значения проталкивающей и тянущей сил при виброволочении, а также соотношения между ними хорошо согласуются с расчетными их значениями. Кроме того установлено, что при соотношениях между силами подпора и волочения, близких к коэффициенту вытяжки, обеспечивается деформирование молибденовых прутков с высокими (1,3 – 1,4) коэффициентами вытяжки. Применение осевых колебаний волоки при волочении с подпором изменяет соотношение между силами в сторону уменьшения удельного веса работы, выполняемой силой волочения, что объясняется различными динамическими характеристиками проталкивающего и тянущего устройств.

### **Библиографический список**

1. Шаповал В.Н., Познанский В.И. *Определение технологических параметров процесса многоступенчатого вибрационного деформирования заготовок волочением и проталкиванием через монолитные матрицы.* – Вісник КДПУ. - 2006 Вип.5(40). – С. 59 - 63.
2. Шаповал А.Н. *Интенсивные процессы обработки давлением вольфрама и молибдена / А.Н. Шаповал, С.М. Горбатюк, А.А. Шаповал* – М.: Издательский дом «Руда и Металлы», 2006. – 352 с.
3. Шаповал В.Н. *Исследование рациональных схем деформирования тугоплавкой проволоки // Оптимизация технологических процессов при производстве радиоэлектронной аппаратуры.* – К.: Общ-во «Знание», 1975. – С. 32-33.
4. Шаповал В.Н., Колчин О.П., Шаповал А.Н. *Об оптимальном соотношении между тянущей и проталкивающей силами при волочении с подпором.* – *Получение и обработка тугоплавких металлов и сплавов. Научн. Труды / ВНИИТС.* М.: Металлургия, 1987. – С. 72-76.

5. Мороз Н.Н., Маркевич А.Г. Выбор соотношения между силами волочения и подпора при виброволочении. – Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета. Вып. 29 – Алчевск: ДонГТУ, 2009. – С. 252 – 261.

6. Шаповал В.Н., Колчин О.П., Шаповал А.Н. О волочении молибденовых прутков с подпором. – Цветные металлы, 1978. - №11. – С. 86-88.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Луценко В.А.*

*к.т.н. Митичкина Н.Г.,  
Бут А.Ю.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ПРОЦЕССА ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ ТРУБОПРОВОДОВ

*Представлений новий спосіб виготовлення елементів трубопроводів – трійників та пристрій для його здійснення, які дозволяють отримувати трійник за один хід пресу шляхом суміщення у одному технологічному переході формування відводу, пробивання його дна та відбортовування пробитого контуру.*

**Ключові слова:** *трійник, відвід, формозміна, пробиття, відбортовування, штамп, еластичне середовище.*

*Представлен новый способ изготовления элементов трубопроводов – тройников и устройство для его осуществления, которые позволяют получать тройник за один ход пресса путём совмещения в одном технологическом переходе формирования отвода, пробивки его дна и отбортовки пробитого контура.*

**Ключевые слова:** *тройник, отвод, формоизменение, пробивка, отбортовка, штамп, эластичная среда.*

В современном машиностроении в последнее десятилетие наблюдается значительное увеличение спроса на элементы трубопроводных систем, в частности, тройники. Эти детали находят широкое применение практически во всех отраслях народного хозяйства, особенно в судостроении, самолётостроении и нефтегазовой промышленности. Постоянно расширяется их номенклатура и повышаются требования к их качеству, что обуславливает актуальность интенсификации технологических процессов изготовления данных деталей.

Тройники трубопроводных систем бывают сварными и цельноштампованными. Сварные получают, сваривая между собой предварительно подготовленные части тройника [1]. Основным их недостатком является ограниченная область применения из-за наличия сварного шва.

Цельноштампованные тройники являются более прочными и качественными, чем сварные. Для их получения применяются две основные схемы. Первая включает пробивку отверстия в стенке трубной заготовки и его отбортовку, например, как на рисунке 1 [2].

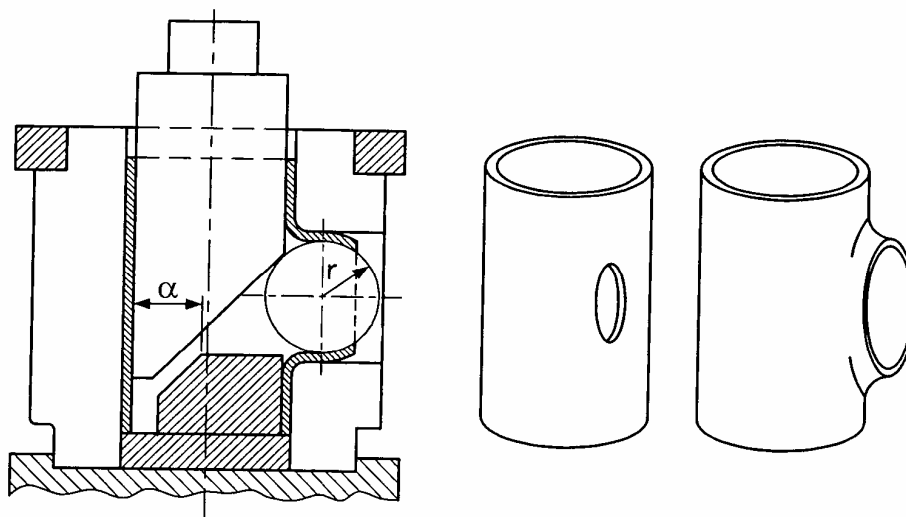


Рисунок 1 – Схема получения тройника с пробивкой отверстия в стенке трубы и последующей его отбортовкой

Вторая, более распространённая, предусматривает формирование цилиндрического отвода на стенке трубы с последующей отрезкой его дна (рисунок 2) [3-5].

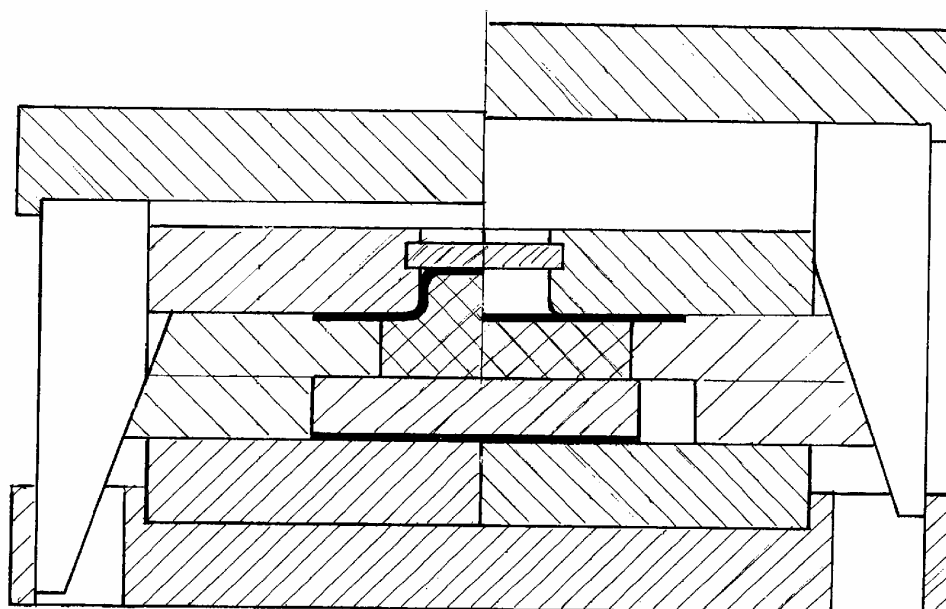


Рисунок 2 – Схема получения тройника с формированием отвода внутренним давлением эластичного наполнителя

Эта схема более предпочтительна, так как за счёт использования вытяжки позволяет получать отводы большей высоты, чем при отбортовке. Обычно она осуществляется с применением внутреннего давления на заготовку жидкости или эластичного наполнителя.

Недостатками обеих схем являются низкая производительность и высокая трудоёмкость, так как получение готового тройника происходит за два технологических перехода.

Поэтому, была поставлена задача увеличить производительность процесса за счёт сокращения числа технологических переходов путём совмещения операций формирования отвода и оформления его торца, не снижая при этом высоту отвода.

Предложен новый способ изготовления данной детали, который позволяет получать готовый тройник за один технологический переход, и устройство для его осуществления.

Для практической апробации данного способа был сконструирован и изготовлен специальный экспериментальный штамп и в лабораторных условиях проведена серия экспериментов. Принципиальная схема этого штампа приведена на рисунке 3.

Штамп работает следующим образом. Выбранная заготовка 11 определённой длины заполняется эластичным пуансоном 12 и устанавливается в разъёмной матрице 2. Нажимные пуансоны 13 выставляются в нужном положении при помощи наборных резиновых буферов 1 требуемой высоты, которые, контактируя с заготовкой, определяют исходное место её расположения относительно центра штампа.

Отличительной особенностью предложенного штампа является система торцевого подпора дна формуемого отвода, размещённая в специальном контейнере 3. Она устанавливается на необходимом расстоянии от заготовки при помощи болта 5 и опорной плашки 6.

При воздействии нажимных пуансонов на заготовку давление эластичного наполнителя внутри неё увеличивается и в полости матрицы начинается формирование отвода. При этом для оптимизации напряжённо-деформированного состояния металла в очаге деформации и теле отвода на его торец давит передвижной подпор 10, усилие которого определяется расчётными параметрами процесса истечения эластичного бужа 4 сквозь фильеру 8 в полость, образованную цилиндром 7. По мере увеличения высоты отвода подпор перемещается вглубь контейнера.

В определённый момент, при достижении отводом необходимой высоты его торец сталкивается с жёстко установленным пробивным элементом 9. Режущая кромка пробивного элемента внедряется на расчётную глубину в торец и пробивает в нём отверстие.



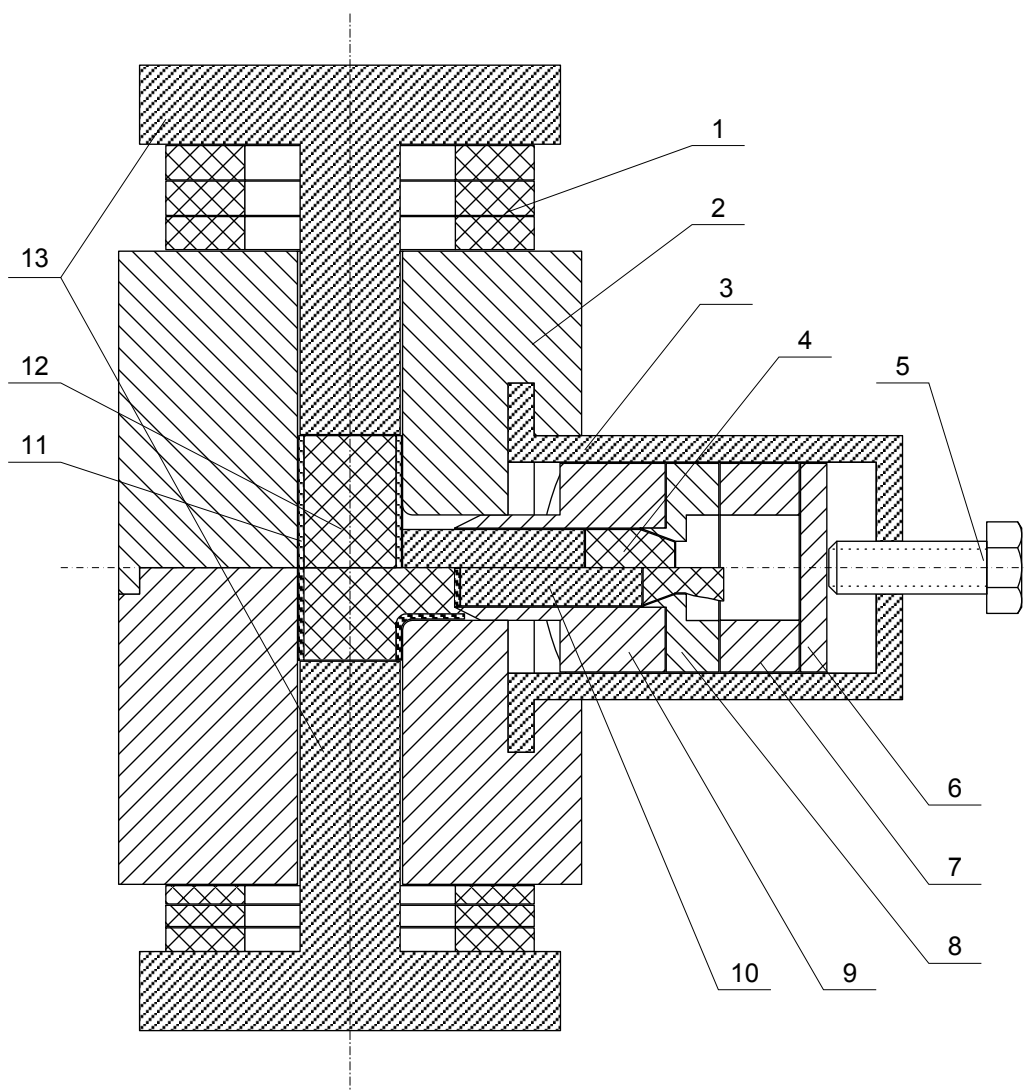


Рисунок 3 – Принципиальная схема экспериментального штампа для получения тройников за один технологический переход

В то же время объём эластичного наполнителя в полости отвода продолжает увеличиваться и начинает заполнять пространство вокруг конической рабочей поверхности пробивного элемента, производя при этом отбортовку кромки пробитого отверстия. Таким образом, завершается формирование стенки полученного отвода.

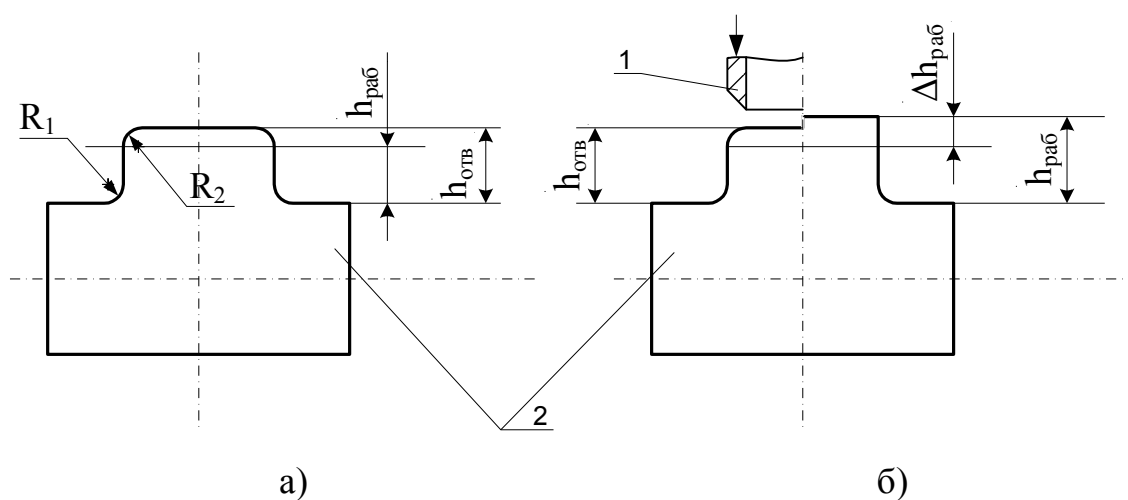
Следует отметить, что на первом этапе исследований нового способа основной целью было сравнение результатов формообразования равнопроходных тройников из трубных заготовок по уже известной и новой схемам. Поэтому конструкция формующего элемента – эластичного пуансона и пуансонов нажимных была выбрана наиболее простой в изготовлении и использовании. Инструмент подобной формы не даёт наилучшие результаты по формообразованию отвода, как отмечено в работе [3], но позволяет в сравнении оценить влияние на параметры

процесса разных конструкций торцевого подпора. В частности, в качестве формующего пуансона в данных исследованиях использовался наборной буж из полиуретана: исходная трубная заготовка выбранной начальной длины заполнялась полиуретановыми плашками, внешний диаметр которых соответствовал её внутреннему диаметру. С целью регулирования давления эластичной среды внутри заготовки в процессе деформации некоторые из плашек могут быть не сплошными, а иметь сквозные отверстия определённого расчётного диаметра.

В качестве заготовок в исследованиях использовались трубки из твёрдого алюминия марки АЗ  $\text{Ø}20 \times 1,0$  мм разной начальной длины, которые с целью повышения их пластических характеристик подвергались разупрочняющему отжигу при температуре  $300^\circ\text{C}$ .

Рабочие поверхности штампа, система торцевого подпора и заготовка смазывались полусинтетическим маслом вязкостью 15W-40.

С использованием описанного выше формующего пуансона были проведены две серии экспериментов по формообразованию равнопроходных тройников. Первая – по уже известной схеме, с использованием торцевого подпора диаметром 20 мм, равным диаметру отвода. Максимальная высота отводов после формирования  $h_{\text{отв}}$  на полученных таким образом тройниках составила 6,7 мм. А с учётом того, что для получения готового тройника дно отвода вместе с радиусами около него  $R_2$  должно быть отрезано, рабочая высота такого тройника составила 4,6 мм (рисунок 4, а).



1 – пробивной элемент; 2 – тройник

Рисунок 4 – Схемы формирования торца отвода: а) известная; б) новая

На следующем этапе исследовалось формообразование тройников по новой предложенной схеме – с последовательной вытяжкой отвода, пробивкой его дна и отбортовкой пробитого контура. В данном случае торец готового отвода формируется, как это показано на рисунке 4, б.

Эксперименты полностью подтвердили предположение о возможности успешной реализации такой схемы при условии поддержания необходимого усилия давления подпора на дно отвода.

Для достижения устойчивого протекания процесса потребовалось путём подбора оптимального места расположения пробивного элемента совместить во времени момент окончания формирования плоского дна отвода с моментом начала его пробивки, и при этом не допустить преждевременного разрушения отвода из-за превышения допустимой степени деформации.

Было установлено, что для принятых условий исследований, параметров материалов и инструмента оптимальным с точки зрения получения наибольшей высоты отвода является расстояние между стенкой заготовки и пробивным элементом (в начальный момент процесса) на уровне 5,1 мм. Максимальная рабочая высота отвода полученных тройников при этом составила 7,1 мм. Следовательно, применение нового предложенного способа формообразования – с оригинальной системой торцевого подпора – при прочих идентичных условиях позволяет увеличить максимальную рабочую высоту отвода  $h_{\text{раб}}$  более чем на 35%. При этом утонение верхней части стенки отвода не превышает 8% от исходной толщины заготовки.

Образцы полученных деталей представлены на рисунке 5.

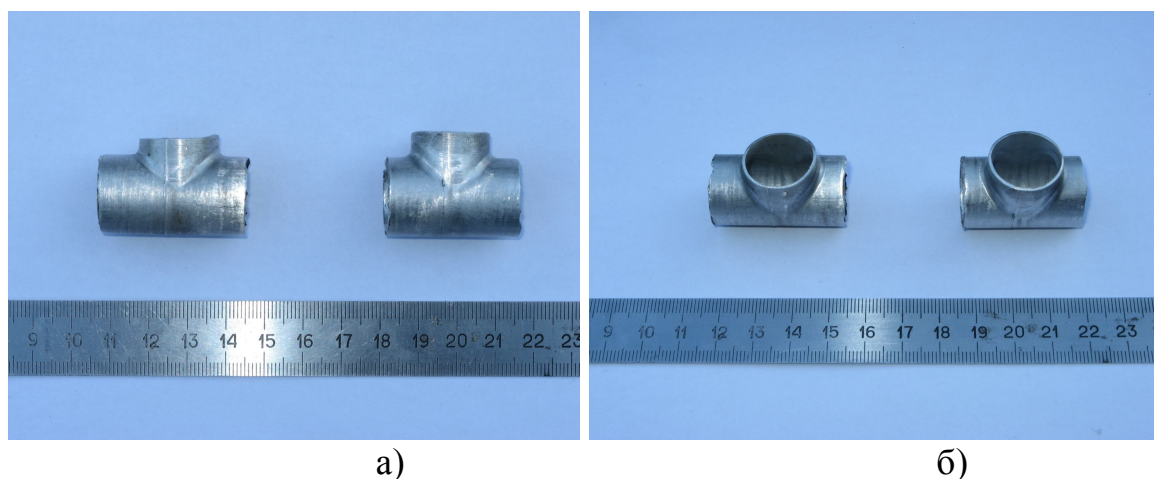


Рисунок 5 – Образцы полученных деталей: а) вид сбоку; б) вид сверху

С целью изучения особенностей перераспределения металла в процессе деформации некоторые из полученных деталей были разрезаны вдоль оси в продольном направлении. При толщине стенки исходных заготовок  $s_0 = 1$  мм усреднённые значения толщины стенки полученных изделий, замеренные в контрольных точках, представлены на рисунке 6.

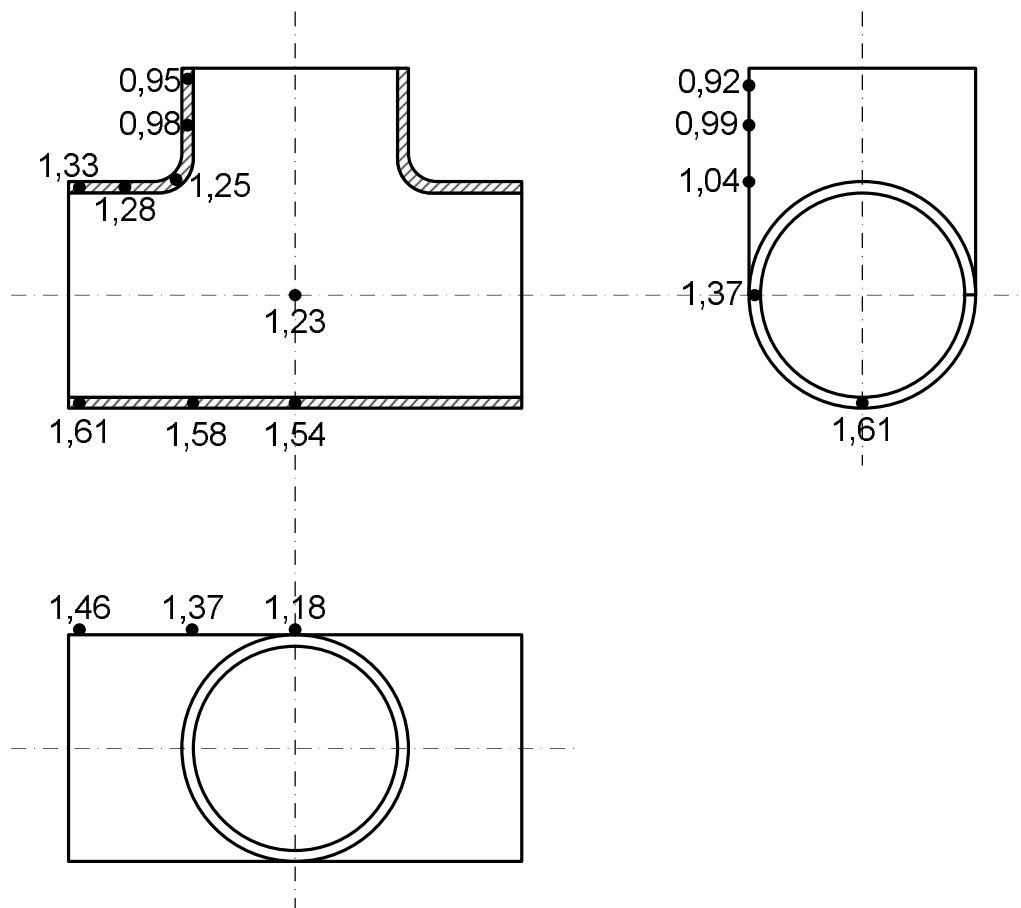


Рисунок 6 – Усреднённые значения толщины стенки полученных изделий, замеренные в контрольных точках

Таким образом, применение данного способа позволяет:

- 1) увеличить производительность процесса за счёт исключения второго технологического перехода;
- 2) увеличить максимальную высоту стенки отвода, получаемую за один переход, так как часть поверхности дна отвода после пробивки и отбортовки переходит в его стенку;
- 3) снизить расход металла за счёт уменьшения части дна отвода, идущей в отход.

В перспективе развития нового способа формоизменения планируется дальнейшее совершенствование конструкции торцевого подпора, применение в качестве формующего элемента составных жёстко-эластичных пуансонов, исследование возможности формообразования новым способом деталей из других материалов (стали, латуни, дуралюмины и др.) и изучение энергосиловых параметров процесса.

### **Библиографический список**

1. Глизманенко Д.Л. Газовая сварка и резка металлов. Учебник для индивид, и бригадной подготовки рабочих на производстве. Изд. 5-е, переработ, и доп. М., «Высш. школа», 1969. 304 с. с илл.

2. Bezeichnung: Verfahren und Vorrichtung zum Ausbilden eines Kragenabschnitts an einem Werkstück. Заявка 10 2004 028 078.9. Германия, МПК В21D 26/02(2006.01), В21D 31/02(2006.01), В21С 37/29(2006.01). Заявлено 09.06.2004. Опубликовано 05.01.2006.

3. Эрбейгель С.А. Исследование, разработка и внедрение процессов формообразования унифицированных элементов трубопроводных систем летательных аппаратов эластичной средой на универсальных гидропрессах. Диссертация на соискание учёной степени кандидат технических наук. Харьков, 1986.

4. Гидропластическая обработка металлов/ К.Н. Богоявленский, В.А. Вагин, А.Н. Кобышев и др.. Под общ. ред. К.Н. Богоявленского и А.Г. Рябина. -Л.: Машиностроение, Ленингр. отд.-ние, София: Техника, 1988. -256с., ил.

5. Устройство для формообразования тройников. Пат. 67486, Россия, МПК В21С 37/29 (2006.01). Заявлено 21.05.2007., опубликовано 27.10.2007.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Луценко В.А.*

*Проценко М.Ю.,  
к.т.н. Куберский С.В.,  
к.т.н. Эссельбах С.Б.  
(ДонГТУ, Алчевск, Украина)*

**ОЦЕНКА ЭФФЕКТИВНОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ  
ЭЛЕКТРОДУГОВОГО ЛЕГИРОВАНИЯ  
ЖЕЛЕЗОУГЛЕРОДИСТЫХ РАСПЛАВОВ  
МАРГАНЕЦСОДЕРЖАЩИМИ ОТХОДАМИ**

*Запропоновано метод дугового відновлення елементів зі шлаків виробництва сілікомарганцю в залізовуглецеві розплави та зроблена оцінка його ефективності.*

**Ключові слова:** *дугове відновлення, шлак, марганець, кремній, легування.*

*Предложен метод дугового восстановления элементов из шлака производства силикомарганца в железоуглеродистые расплавы и произведена оценка его эффективности.*

**Ключевые слова:** *дуговое восстановление, шлак, марганец, кремний, легирование.*

**Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.**  
Постоянный рост объемов производства черных металлов сопутствует образованию огромных шлаковых отвалов, занимающих большие площади и оказывающие негативное влияние на экологическую обстановку.

Переработка и утилизация шлаков является актуальным и обязательным элементом безотходной технологии, так как способствует ресурсосбережению, а также снижению загрязнений водного и воздушного бассейнов.

Особый интерес для металлургии представляют шлаки ферросплавного производства, которые содержат значительное количество ценных компонентов используемых для рафинирования и легирования железоуглеродистых расплавов.

Наибольшее количество шлака образуется при производстве марганцевых сплавов и составляет около 57% от общего выхода ферросплавных шлаков.

При производстве марганцевых ферросплавов со шлаками теряется до 31% марганца, причем основная доля марганца (22,2%) теряется с отвальными шлаками.

Реальный путь снижения потерь марганца со шлаками – использование их в производстве ферросплавов и других металлургических переделах в качестве марганецсодержащего сырья.

Актуальным на современном этапе является переработка шлаков силикомарганцевого производства, в которых содержатся корольки силикомарганца, а марганец находится в виде силикатов.

#### **Анализ исследований и публикаций.**

Способы пневматической и магнитной сепарации, применяемые для обогащения ферросплавных шлаков, с целью их дальнейшего использования в шихте для производства ферросплавов, являются достаточно сложными с точки зрения технологии и используемого оборудования. Кроме того, силикомарганец и силикаты марганца не обладают магнитными свойствами, плотность силикатов марганца близка к плотности других составляющих шлака, поэтому извлечение их из шлаков с использованием традиционных технологий затруднено. В результате со шлаками силикомарганца от производства марганцевых ферросплавов ежегодно теряется свыше 100 тыс. тонн металла и значительная часть марганца в виде различных соединений [1].

Примерный химический состав шлака производства силикомарганца показан в таблице 1 [2, 3].

Таблица 1 – Химический состав отвального шлака производства силикомарганца

Компонент шлака	Mn	SiO <sub>2</sub>	CaO	MgO	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>
Содержание, %	13 – 18	45 – 50	12 – 19	2 – 5	6 – 9
Компонент шлака	FeO	S	P	K <sub>2</sub> +Na <sub>2</sub> O	
Содержание, %	0,4 – 0,7	0,8 – 1,3	0,004 – 0,010	2 – 5	

**Постановка задачи.** С целью ресурсосбережения и улучшения экологической обстановки оценить эффективность использования различных технологических схем переработки и утилизации марганецсодержащих отходов черной металлургии.

**Изложение материала и его результаты.** На первом этапе было исследовано влияние низких температур на эффективность использования магнитной сепарации для обогащения шлака силикомарганцевого производства.

Перед обогащением шлака силикомарганца производили его предварительное дробление и рассев. Шлак помещали в алюминиевую

емкость, где в него заглублялась термопара для контроля температурного режима. Магнитную сепарацию осуществляли с использованием постоянных магнитов, предварительно охладив шлак жидким азотом. Исследования производили в трех температурных интервалах ( $-196 \div -150^{\circ}\text{C}$ ,  $-150 \div -100^{\circ}\text{C}$ ,  $-100 \div -50^{\circ}\text{C}$ ).

Анализ результатов экспериментов показывает, что предложенный метод позволяет произвести обогащение шлака силикомарганцевого производства по содержанию марганца на  $30,5 \div 66,47\%$ . Максимальное обогащение характеризует температурный интервал  $-150 \div -100^{\circ}\text{C}$  при этом содержание марганца возрастает с 17% до 28,3%, т. е. на 66,47% [4]. Достигнутое в результате обогащения содержание марганца в сырье отвечает его содержанию в промышленных марганцевых рудах, которые могут использоваться в ферросплавном производстве.

Однако, предложенный способ подготовки сырья требует дополнительных теоретических и экспериментальных исследований для разработки эффективной и конкурентноспособной технологии.

Следующий исследованный способ переработки силикомарганцевого шлака предполагал переплав его в смеси с восстановителем в медеплавильной электродуговой печи ДМ – 0,5 Стахановского ферросплавного завода.

Для переплава отвального шлака использовали шихту следующего состава:

шлак	– 300кг,
уголь тощий	– 20 кг,
известняк	– 40 кг,
стальная обрезь	– 14 кг.

Шихту тщательно перемешали и засыпали в электропечь.

Среднее содержание марганца в исходном шлаке составило 13,6%.

Переплав смеси производили непрерывно, без догрузки дополнительных порций шихтовых материалов. Во время разогрева и расплавления смеси, периодически производили наклон ванны для улучшения перемешивания содержимого. Продолжительность периода нагрева и расплавления шихты составила 2 часа 20 мин.

В результате переплава шлака получено 17 кг сплава с содержанием марганца 21%. Расчетная степень восстановления марганца составила около 9%.

Шлак после переплава верхний и нижний получился однородный, одинакового химического состава с содержанием марганца 12,8 – 13,0% и  $\text{SiO}_2$  47,5 – 48,4 %, темно-зеленого цвета и практически не имел вкраплений угля и известняка. За время работы печи было израсходовано 400 квт·ч электроэнергии, что свидетельствует о крайне низкой эффек-



тивности данного способа. Только по расходу электроэнергии затраты на получение лигатуры предложенным способом более чем в 25 раз выше по сравнению с традиционной технологией производства ферромарганца, и несмотря на относительно низкую стоимость шихты перспектив такая технология не имеет.

Авторами настоящей статьи предложена схема восстановления марганца и кремния из шлака производства силикомарганца методом дугового глубинного восстановления (ДГВ).

Метод заключается в восстановлении компонентов шлака в электрической дуге определенным восстановителем. Предложен карботермический метод восстановления с использованием боя графитовых электродов, который наиболее распространен и доступен.

Для исследований было проведено две серии опытов, на воздухе и с использованием жидкого расплава.

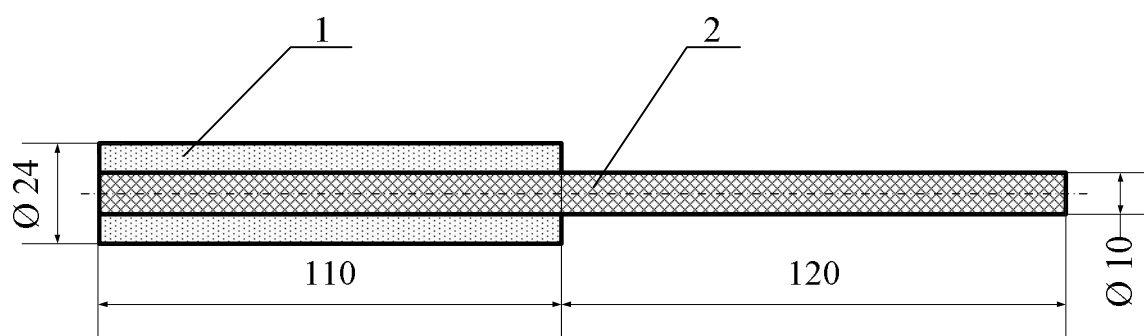
Установка для дугового восстановления элементов на воздухе состоит из рудно-восстановительного блока и углеродистого тигля.

Блок представляет собой стальной электрод, заформованный в рудно-восстановительной смеси (рисунок 1).

Рудно-восстановительная смесь состояла из:

шлак производство силикомарганца	– 69%;
бой графитовых электродов	– 23%;
жидкое стекло (связка)	– 8%.

Расчет необходимого количества углерода был выполнен с учетом возможного восстановления всех компонентов шлака. Шлак и бой электродов подвергались дроблению, расसेву на фракцию –0,4 мм и смешиванию с последующей добавкой жидкого стекла.



1 – рудно-восстановительная часть блока; 2 – стальной электрод.

Рисунок 1 – Рудно-восстановительный блок со стальным электродом

Из подготовленной смеси производили формование блока с использованием специальной оснастки. Затем рудно-восстановительный блок извлекали из оснастки, просушивали при 280 – 300 °С и взвешивали.

Блок, служащий анодом, закрепляли в неподвижном электродо-держателе установки для его сжигания. В нижней части установки был выполнен подвижный графитовый тигель, который являлся катодом.

Сжигание блока производили при силе тока 100–250 А и напряжении 30 – 35 В. Время сжигания одного блока при этом колебалось в пределах от 96 до 202 секунд.

После каждой плавки полученный металл, остаток электрода и шлак были взвешены. Химический состав металлического электрода и полученного в результате оплавления электрода металла представлен в таблице 2.

Таблица 2 – Химический состав металлического электрода и полученного металла

Материал	Содержание элементов, %					
	Mn		Si		S	
	min	max	min	max	min	max
электрод	0,59		0,10		0,038	
металл	1,30	2,89	0,58	2,82	0,110	0,180

Шлак производства силикомарганца содержал 13,7% Mn, 46,9% SiO<sub>2</sub>, 1,3% S. На основании данных таблицы 2 были произведены расчеты степени восстановления элементов представленные в таблице 3.

Таблица 3 – Расчетная степень восстановления элементов, %

Показатель	Элементы					
	Mn		Si		S	
	min	max	min	max	min	max
Степень восстановления	14,68	44,31	5,68	28,00	13,69	30,39

Полученные результаты свидетельствуют о достаточно высокой степени восстановления марганца и кремния, однако попутно с ними восстанавливается и сера, что крайне нежелательно при легировании по предложенной технологии чугуна и стали.

Переход серы может быть объяснен крайне низкой основностью рудно-восстановительной смеси, что затрудняет удаление ее из обрабатываемого расплава. В последующих экспериментах для рафинирования расплава от серы было исследовано влияние добавок мела на степень десульфурации и ход восстановительного процесса.

Конструкция блоков и методика проведения экспериментов аналогична предыдущим, а состав рудно-восстановительной смеси был следующим:

шлак производство силикомарганца	– 70%;
бой графитовых электродов	– 10%;
мел	– 12%;
жидкое стекло (связка)	– 8%.

Результаты проведенных опытов представлены в таблицах 4 и 5.

Таблица 4 – Химический состав металлического электрода и полученного металла

Материал	Содержание элементов, %					
	Mn		Si		S	
	min	max	min	max	min	max
электрод	0,59		0,10		0,038	
металл	1,19	2,77	0,28	1,15	0,095	0,180

Таблица 5 – Расчетная степень восстановления элементов, %

Показатель	Элементы					
	Mn		Si		S	
	min	max	min	max	min	max
Степень восстановления	9,42	37,74	1,78	9,82	9,58	24,11

Данные таблиц 4 и 5 свидетельствуют о том, что использование мела в составе блоков способствует некоторому снижению степени насыщения расплава серой, но не решают проблему в целом. Кроме того, значительно снизилась степень извлечения марганца и кремния. Повышение степени восстановления марганца и рафинирования металла от серы может быть достигнуто путем использования в составе блоков других кальцийсодержащих материалов, таких как доломит, известняк и известь.

Последующие исследования проводили на жидком металле, расплавляемом в индукционной печи емкостью 60 кг. Диаметр рудной части используемых блоков колебался от 50 до 68 мм. Использовались стальные (Ø 19 мм) и графитовые электроды в стальной трубке (Ø 18×2,5 мм) с добавкой  $Al_2O_3$  и  $MgO$  для обеспечения синхронного расходования электрода и рудно-восстановительной смеси. При изготовлении графитовых электродов в стальную трубку набивали электродную массу при 140<sup>0</sup>С. Электродная масса состояла из графитовой стружки и 20% каменноугольного пека, затем к общей массе в первом случае до-

бавляли 12,5%  $\text{Al}_2\text{O}_3$ , а во втором 12%  $\text{MgO}$ . После набивки готовые электроды коксовали в печи при постепенном увеличении температуры до  $700^\circ\text{C}$  и последующей выдержки.

Эскиз нового рудно-восстановительного блока представлен на рисунке 2.

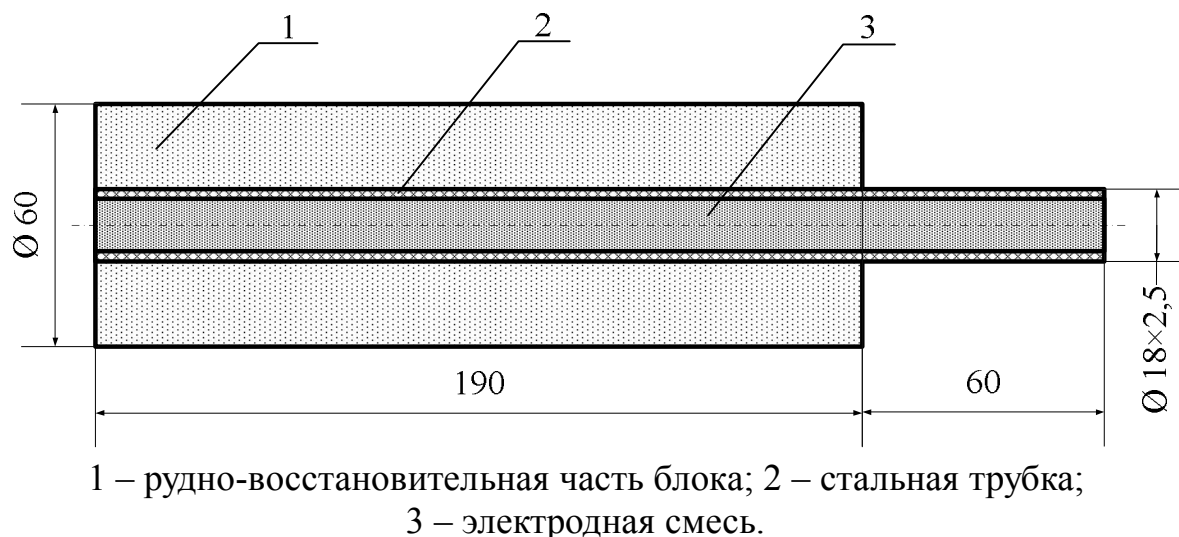


Рисунок 2 – Рудно-восстановительный блок с графитовым электродом

В печь загружали определенное количество чугуна и расплавляли. Затем подключали устройство для обработки расплава в индукционной печи и начинали сжигать рудно-восстановительные блоки.

Сжигание блока производили при силе тока 300 А и напряжении 30 – 35 В. Время сжигания одного блока при этом колебалось в пределах от 220 до 603 секунд. На каждой плавке сжигались поочередно несколько блоков и отбирались пробы чугуна для химического анализа изменения его состава от блока к блоку. Расчетная степень восстановления элементов на проведенных плавках колебалась в следующих пределах:

- марганец от 14,95 до 62,57%;
- кремний от 14,74 до 79,94%;
- сера от 13,15 до 33,14%.

Аналогичные опытные плавки были проведены со шлаком газоочисток производства доменного ферромарганца. Степень восстановления марганца при этом составила 78,96%, а заметного восстановления кремния и серы не наблюдалось. Отсутствие насыщения расплава серой может быть связано с высокой основностью шлама составляющей 1,2 – 1,4, а более высокая степень восстановления марганца объясняется формой его существования. Если в шлаке силикомарганцевого производства марганец связан в силикаты то в шламе находится в виде окси-

да, что способствует более полному его восстановлению при одинаковых энергетических условиях процесса.

В процессе проведения плавов была проанализирована динамика изменения температуры расплава. В среднем падение температуры чугуна без электродуговой обработки составило  $37 \div 124^{\circ}\text{C}$ , а с обработкой –  $16 \div 99^{\circ}\text{C}$ . Из этого следует, что во время электродуговой обработки тепло затрачивается помимо реакций восстановления также на нагрев расплава в среднем на  $30^{\circ}\text{C}$  и это необходимо учитывать при оценке экономической эффективности нового способа. Также установлено, что весьма эффективным является использование при дуговой обработке крышки изолирующей зеркало металла в ковше или печи от контакта с атмосферой и значительно снижающей скорость его остывания.

#### **Выводы и направления дальнейших исследований.**

Сравнительный анализ затрат на легирование чугуна марганцем и кремнием по предложенному способу и с помощью ферросплавов показал, что дуговое восстановление элементов, является достаточно перспективным.

Анализ калькуляций себестоимости производства марганец и кремний содержащих ферросплавов показывает, что доля шихтовых материалов в себестоимости составляет 35 – 40% и такая же доля затрат связана с расходом технологической электроэнергии. При дуговом восстановлении доля шихты в себестоимости не превышает 10 – 15% и процесс будет рентабельным если затраты на электроэнергию будут находиться в пределах 55 – 70%.

На проведенных экспериментах, при легировании чугуна Mn и Si, затраты на электроэнергию составили 43 – 66% (среднее 55,6%) от стоимости внепечной обработки, что свидетельствует о конкурентоспособности предложенного способа. Достаточно перспективным представляется также переработка методом дугового восстановления доменных шламов, при которой получена высокая степень извлечения марганца без заметного насыщения расплава серой.

Дальнейшие исследования будут направлены на увеличение степени восстановления легирующих, снижение энергозатрат процесса и степени восстановления вредных примесей из шихты в расплав, усовершенствование состава и конструкции рудно-восстановительных блоков, а также создания блоков для одновременного рафинирования и легирования расплава.

#### **Библиографический список**

1. Панфилов М.И. и др. *Переработка шлаков и безотходная технология в металлургии* / М.И. Панфилов, Я.Ш.Школьник, Н.В. Оринин-

ский, В.А. Коломиец, Ю.В. Сорокин, А.А. Грабеклис. – М.: Металлургия, 1987. – 238 с.

2. Производство стали и ферросплавов в электропечах. Каблуковский А.Ф.: Учебник для техникумов. – М.: Металлургия, 1991. 335 с.

3. Электрометаллургия стали и ферросплавов. Крамаров А.Д., Соколов А.Н. М., «Металлургия», 1976. 376 с.

4. Проценко М.Ю. и др. Исследование возможности обогащения шлака производства силикомарганца методом магнитной сепарации / Проценко М.Ю., Куберский С.В., Эссельбах С.Б. // Сб. научн. тр. ДонГТУ. Вып. 28.– Алчевск: ДонГТУ, 2009.– С. 254-259.

**Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Петрушовым С.Н.**

*Коваленко В.М.  
(Дон ГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ОСОБЕННОСТИ ДЕФОРМИРОВАНИЯ ФЛАНЦА ЗАГОТОВКИ ПРИ ВЫТЯЖКЕ С ВРАЩАЮЩИМСЯ ПРИЖИМОМ**

*Наведені результати теоретичних досліджень процесу штампування-витягування з притиском, що обертається; отримані залежності, які описують поле напруг у фланці.*

**Ключові слова:** штампування-витягування, притиск, фланець, напруга, деформований стан.

*Приведены результаты теоретических исследований процесса штамповки-вытяжки с вращающимся прижимом, получены зависимости, описывающие поле напряжений во фланце.*

**Ключевые слова:** штамповка-вытяжка, прижим, фланец, напряжение, деформированное состояние.

Совершенствование процессов ОМД, в том числе и штамповки-вытяжки, связано с проблемой использования активного действия сил трения, которое позволяет снизить требуемую мощность оборудования, достичь управления формоизменением, что является актуальным вопросом на сегодняшний день.

Решение данной проблемы затрагивается в положении И.М. Павлова [1] о парности сил трения и предложением об уменьшении их вредного действия.

Первые из известных специальных мер по созданию активных сил трения относятся к процессам обратного выдавливания [2], прессования [3,4] и прокатки-волочения [5] (с заданным рассогласованием скоростей валков).

Положительные эффекты использования активного действия сил трения могут быть применены при штамповке-вытяжке с вращением прижима [6].

При применении вращающегося прижима в тангенциальном направлении на заготовку дополнительно действуют напряжения  $\sigma_{\theta \text{тр.вр.}}$  от вращения прижима.

Тогда сжимающее напряжение в тангенциальном направлении  $\sigma_{\theta}$  в случае вращения прижима можно представить в виде:

$$\sigma_{\theta} = \sigma_{\theta}' - \sigma_{\theta \text{тр.вр.}}, \quad (1)$$

где  $\sigma_{\theta}'$  - тангенциальное напряжение, возникающее при отсутствии вращения прижима;

$\sigma_{\theta \text{тр.вр.}}$  - дополнительные тангенциальные напряжения от вращения прижима, которые определяются по формуле:

$$\sigma_{\theta \text{тр.вр.}} = \mu\theta/2\pi RS. \quad (2)$$

В этом случае

$$\sigma_{\theta} = -\sigma_S \left( 1 - \ln \frac{R}{\rho} \right) + \frac{\mu\theta}{\pi RS} - \frac{\mu\theta}{2\pi RS} = -\sigma_S \left( 1 - \ln \frac{R}{\rho} \right) + \frac{\mu\theta}{2\pi RS}. \quad (3)$$

Анализ формулы (3) показывает, что в начальный момент вытяжки  $\sigma_{\theta}$  принимает меньшее значение на величину  $\frac{\mu\theta}{2\pi RS}$  по сравнению с вытяжкой без вращения прижима, что снижает тенденцию к гофрообразованию и приводит к появлению устойчивости фланца в процессе вытяжки.

В этом случае такое уменьшение напряжений  $\sigma_{\theta}$  может привести к уменьшению радиальных вытягивающих напряжений  $\sigma_{\rho}$  (уравнение пластичности). Тогда деформирование части фланца заготовки может происходить при одновременном действии дополнительных вытягивающих напряжений  $\sigma'_{\rho}$ , являющимися разностью между радиальными напряжениями по классической схеме и радиальными напряжениями при вытяжке с вращением прижима, и напряжений  $\sigma_{\theta}$ .

Однако в литературе отсутствуют данные о степени влияния дополнительных вытягивающих напряжений  $\sigma'_{\rho}$  на деформацию фланца заготовки при вытяжке.

Целью данной работы является оценка влияния дополнительных вытягивающих напряжений  $\sigma'_{\rho}$  на общую степень вытяжки.

Примем, что та часть фланца, которая деформируется при действии дополнительных вытягивающих напряжений  $\sigma'_{\rho}$ , находится в условиях плоского деформированного состояния, при котором напряжение  $q = \sigma_z = (\sigma_{\rho} + \sigma_{\theta})/2$ . В этом случае  $\left( R_{\rho} = R_{\theta} = \infty; \alpha = \frac{\pi}{2} \right)$  уравнение [7]



$$\rho \frac{d\sigma_\rho}{d\rho} + \sigma_\rho - \sigma_\theta - \frac{\mu\rho}{\sin\alpha} \left( \frac{2q}{S} + \frac{\sigma_\rho}{R_\rho} + \frac{\sigma_\theta}{R_\theta} \right) = 0 \quad (4)$$

преобразуется к виду

$$\rho \frac{d\sigma_\rho}{d\rho} + \sigma_\rho - \sigma_\theta - 2\mu\rho \frac{\rho}{S} = 0. \quad (5)$$

Если принять  $q = \frac{\sigma_\rho + \sigma_\theta}{2} = -\frac{\sigma_S}{2} + \sigma_\rho \approx -\frac{\sigma_S}{2}$ , и тогда уравнение (5) становится уравнением с разделимыми переменными

$$\rho \frac{d\sigma_\rho}{d\rho} + \sigma_S \left( 1 + \frac{\mu\rho}{S} \right) = 0. \quad (6)$$

Интегрирование этого уравнения с использованием граничного условия, по которому при  $\rho = R$  и  $\sigma_\rho = -\sigma'_\rho$  приводит к формуле

$$\sigma_\rho = -\sigma'_\rho + \sigma_S \left[ \ln \frac{R}{\rho} + \frac{\mu(R-\rho)}{S} \right]. \quad (7)$$

Из формулы (7) видно, что по мере уменьшения  $\rho$  напряжение  $\sigma_\rho$  по абсолютной величине убывает, и при некотором значении  $\rho = \rho_i$  напряжение  $\sigma_\rho = 0$ .

Радиус  $\rho_i$ , разделяющий зоны с разным знаком  $\sigma_\rho$ , уменьшается с увеличением дополнительного вытягивающего напряжения  $\sigma'_\rho$ , а следовательно, увеличивается общая степень вытяжки.

Вывод: таким образом, была получена зависимость, которая дает возможность оценить степень влияния дополнительных вытягивающих напряжений  $\sigma'_\rho$  на общую степень вытяжки.

### Библиографический список

1. Павлов И.М. К вопросу о взаимодействии обрабатывающего инструмента и пластичности деформируемого тела. Изв. АН СССР. Отделение технических наук. – 1949. - №1. С. 85 – 99.

2. Яшаев С.Ш. Основы дифференцированного выдавливания// Кузнечно-штамповочное производство. – 1966. - №9. С. 4-6.
3. Охрименко Я.М., Бережной В.Л. Прессование металла с независимым движением контейнера// Изв. АН СССР. Цветные металлы. 1967. №5. С. 76-79.
4. Охрименко Я.М., Бережной В.Л. Особенности горячего активного прессования труб// Изв. Вузов. Черная металлургия. – 1970. - №4. С.122-126.
5. Выдрин В.Н., Агеев Л.М. Принципиальные и теоретические основы нового процесса «прокатки-волочение» // Теория и технология прокатки: Сб. научн. Тр.ЧПИ. Челябинск: ЧПИ. – 1971. - №76. С. 3-21.
6. Коваленко В.М. Исследование процесса вытяжки осесимметричных деталей при использовании вращающегося прижима штампа и оснастка для его осуществления / В.М. Коваленко, О.А.Коваленко, В.А. Луценко // Металлургическая и горнорудная промышленность. – Днепропетровск.:Изд. Металлургия, 1998. - №9-10. – С.57 – 60.
7. Попов Е.А. Основы теории листовой штамповки /учебное пособие для вузов/ Изд. 2-е, перераб. и доп. – М.: «Машиностроение» - 1977. – 278с.

**Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Луценко В.А.**

*Левченко О.О.  
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

## **ОБҐРУНТУВАННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ПРОЦЕСУ РУЙНУВАННЯ АГЛОМЕРАЦІЙНОГО ПИРОГУ ШЛЯХОМ ЗЛАМУ**

*Теоретично та експериментально на базі фізичної моделі та лабораторного стенду розглянуто особливості дроблення агломерату за умов переважної дії зусиль зламу, доведено ефективність такого підходу.*

**Ключові слова:** *деформація, згин, зріз, одновалкова зубчаста дробарка; агломераційний спік, фізична модель, лабораторний стенд, експериментальні дослідження.*

*Рассмотрены вопросы, касающиеся физического моделирования процесса дробления агломерационного спека и приведены результаты исследования физической модели одновалковой зубчатой дробилки.*

**Ключевые слова:** *деформация, изгиб, срез, одновалковая зубчатая дробилка; агломерационный спек, физическая модель, лабораторный стенд, экспериментальные исследования.*

### **Проблема та зв'язок з науковими та практичними задачами**

У теперішній час для дроблення гарячого агломерату широко застосування знайшли одновалкові зубчасті дробарки, які використовуються на більшості агломераційних підприємств металургійного комплексу України та СНД. Головною перевагою таких машин є простота конструкції, бо це суттєво збільшує надійність їх роботи та позитивно відбивається на ремонтоспроможності. Тому основною вимогою до вдосконалення одновалкових дробарок є неускладнення конструкції, таким чином актуальною є задача створення у типовій конструкції дробарки більш раціональних умов руйнування агломерату, що можна досягти за рахунок перерозподілу множини усіх діючих на пиріг зусиль в сторону найбільш сприятливих для дроблення.

**Аналіз досліджень та публікацій.** Застосування для руйнування матеріалів зусиль зламу відомо у щоківних дробарках з рифленими щокками [1, 2], за рахунок чого досягається концентрація навантаження на матеріал, що підлягає дробленню. Відносно одновалкових зубчастих дробарок такий підхід практично не застосовується, хоча їх конструкція припускає попередній поперековий злам агломераційного спіку на дві

частини з подальшим продавлюванням їх через колосникову решітку [3]. Подальше накладання зусиль зламу в цих дробарках відсутнє, що не дозволяє в повній мірі реалізувати всі переваги простоти їх конструкції. Тому нами, на основі принципово нових технічних рішень, при дробленні агломерату, запропоновано застосовувати умови зламу замість реалізованих в дробарці умов роздавлювання та зрізу [4, 5], що раніше в конструкції одновалкової зубчастої дробарки не використовувалося та не розглядалося.

**Постановка задачі.** Задачею публікації є обґрунтування ефективності процесу руйнування агломераційного пирогу в одновалковій дробарці за умов переважного накладання зусиль зламу на основі проведення аналітичних та лабораторних досліджень.

**Викладення матеріалу та його результати.** Деформація зсуву відбувається, якщо на досить близькій відстані одна від іншої на тіло діє дві рівні сили, які перпендикулярні його осі та направлені в протилежні сторони [6]. На практиці, при дробленні агломерату, зсув у чистому вигляді отримати неможливо, так як деформація зсуву супроводжується деформацією згину.

На рисунку 1 наведено схему навантаження аглоспіку, яка діє в теперішній час в одновалкових зубчастих дробарках.

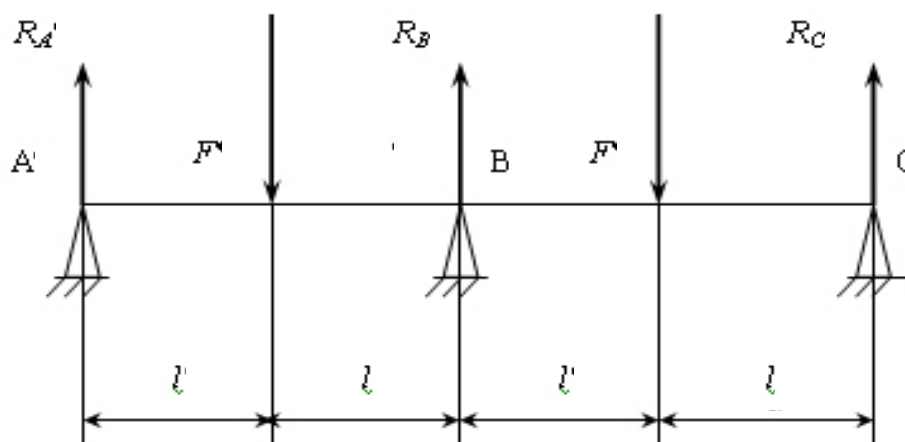


Рисунок 1 – Існуюча схема навантаження аглоспіку

Склалися рівняння моментів відносно точок A, B та C для знаходження відповідних реакцій опор  $R_A$ ,  $R_B$ ,  $R_C$ , при припущенні, що сили  $F$ , які діють на аглоспик між колосниками, є рівними між собою, відстані між опорами однакові, навантаження діє посередині, а  $R_A=R_C$ :

$$\begin{aligned}\Sigma m_A = 0 : F \cdot l - R_B \cdot 2 \cdot l + F \cdot 3 \cdot l - R_C \cdot 4 \cdot l &= 0, \\ \Sigma m_B = 0 : R_A \cdot 2 \cdot l - F \cdot l + F \cdot l - R_C \cdot 2 \cdot l &= 0,\end{aligned}\tag{1}$$

$$\Sigma m_C = 0 : -F \cdot l + R_B \cdot 2 \cdot l - F \cdot 3 \cdot l + R_A \cdot 4 \cdot l = 0.$$

З виразу (1) знаходилися реакції опор А та С:  $R_A = R_C = \frac{2}{3} F$ .

Аналогічно знаходилися реакції опор  $R_A = R_C$  за новою схемою навантаження, яка відповідає дії переважно згинаючому навантаженню (рисунок 2).

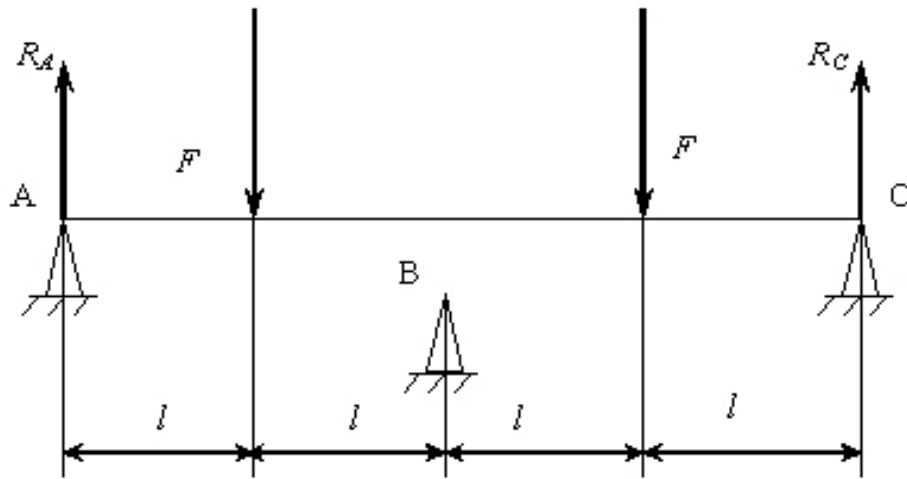


Рисунок 2 - Нова схема навантаження аглоспіку

$$\begin{aligned}\Sigma m_A = 0 : F \cdot l - F \cdot 3 \cdot l - R_C \cdot 4 \cdot l &= 0, \\ \Sigma m_C = 0 : -F \cdot l - F \cdot 3 \cdot l + R_A \cdot 4 \cdot l &= 0.\end{aligned}\tag{2}$$

З (2) знаходилися реакції опор А и С:  $R_A = R_C = F$ .

Таким чином, при навантаженні за схемою переважного зламу, реакції, що діють на опори, на 0,33 рази більше, тобто витрати енергії на руйнування агломерату, орієнтовно на 0,33 рази менше.

Для теоретичних положень проводилися експерименти на фізичній моделі дробарки [7] з метою порівняльної оцінки витрат електроенергії на дроблення при розміщенні верхньої поверхні колосників в одній площині та з перепадом висот через колосник. Також порівнювалися обертальні моменти (таблиця 1). Испитам підлягали плитки матері-

алу товщиною 10, 20 та 30 мм при перепаді поверхонь колосників, що складав 5 та 10 мм.

Таблиця 1 - Обертальний момент при руйнуванні матеріалу

Обертальний момент при руйнуванні, $M_{кр}$ , Н•м			
Висота плит- ки, $h$ , мм	Перепад верхніх площин колосників, мм		
	5	10	0
10	26	28	29
20	49	49	55
30	122	122	134

Таким чином, при перепаді верхніх поверхонь колосників питомі витрати електроенергії на 9-12 % менше, ніж при відсутності такого перепаду, який має місто при дробленні агломераційного спіку у типовій конструкції одновалкової зубчастої дробарки у діючому виробництві.

Було виявлено, що питомі витрати електроенергії на дроблення із збільшенням товщини плиток зменшуються більш ніж на 40 %.

Для більш повної оцінки ролі перепаду площин колосників у вивченні закономірностей процесу дроблення, обертальний момент додатково вимірювався на спеціалізованому лабораторному стенді, який зображено на рисунку 3.

Момент на приводі моделі дробарки фіксувався за допомогою вимірювального комплексу (рисунок 4), в який входить тензорезисторний перетворювач, який розміщено між валами бистрохідного та тихохідного редукторів, чотирьохканальний підсилювач змінного струму УТ 4-1 ТУ 25.06.1377-82, ПЕОМ з встановленою на його шині платою L-154 12-тиразрядного багатоканального аналогового перетворювача (АЦП) фірми L-CARD.

На рисунках 5 та 6 наведено характерні види сигналів, що зареєстровані відповідно за умов вимірювання значень обертального моменту при дробленні матеріалу товщиною 15 мм без зміщення колосників (рисунок 5) та із зміщенням колосників (рисунок 6) через один на 5 мм. На наведених графіках значення лівої вертикальної шкали відповідає обертальним моментам, що діють на валу ротора моделі дробарки, які отримані з врахуванням передаточного числа тихохідного редуктора її привода, що дорівнює  $U=13$ .



Рисунок 3 - Лабораторний стенд



Рисунок 4 – Вимірювальний комплекс

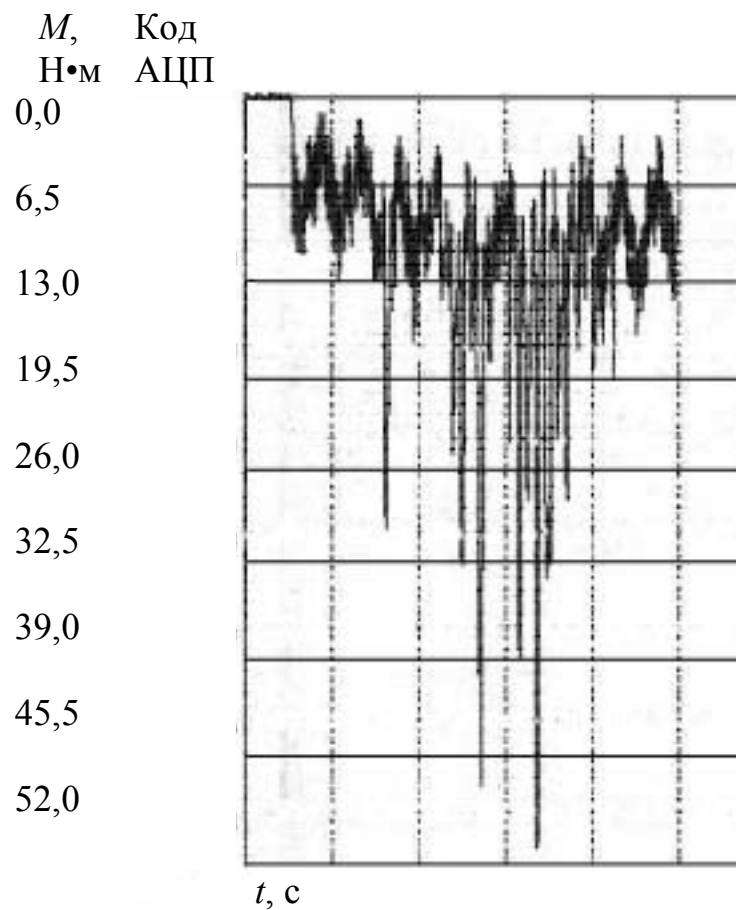


Рисунок 5 - Момент без зміщення колосників

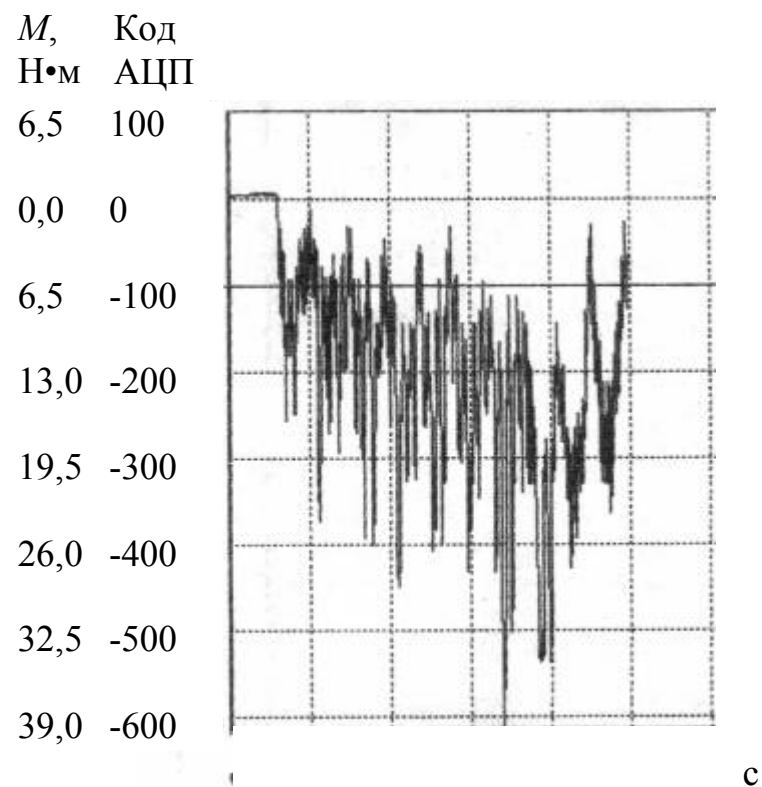


Рисунок 6 – Момент при зміщенні колосників



### **Висновки та напрямки подальших досліджень.**

На основі проведення аналітичних та лабораторних досліджень обґрунтовано ефективність процесу руйнування агломераційного пирогу в одновалковій дробарці за умов переважного накладання зусиль зламу шляхом зміщення верхніх площин її колосників.

Результати, що отримані, підтверджуються та доповнюються один іншим з врахуванням схоластичних особливостей процесу дроблення та впливу масштабних факторів і теорії подоби.

Дослідженнями на лабораторному стенді, доведено, що при пікових значеннях навантаження за рахунок зміщення колосників досягається зниження обертового моменту до 27 %, а середнє його зниження складає 20 %.

У подальших дослідженнях метою є перевірка зменшення витрат електроенергії за рахунок створення умов зламу у діючому виробництві при дробленні агломераційного спіку.

### **Бібліографічний список**

1. Клушанцев Б.В. Дробилки. Конструкция, расчет, особенности эксплуатации / Б.В. Клушанцев, А.И. Косарев, Ю.А. Муйземнек. – М.: Машиностроение, 1990. – 320 с.

2. Серго Е.Е. Дробление, измельчение и грохочение полезных ископаемых: Учебн. для вузов / Е.Е. Серго – М.: Недра, 1985. – 285 с.

3. Жилкин В.П. Производство агломерата, оборудование, автоматизация / В.П. Жилкин, Д.Н. Доронин. – Екатеринбург: Уральский центр ПР и рекламы, 2004. – 292 с.

4. Деклараційний патент на корисну модель 9843 Україна, МПК<sup>7</sup> В 02 С 4/10. Спосіб дроблення агломерату в одновалковій зубчастій дробарці / Алтухов В.М., Левченко О.О.; заявитель і патентовласник Донбас. держ. техн. ун-т. – № u200503314; заявл. 11.04.05; опубл. 17.10.05, Бюл. № 10. – 3 с.: іл.

5. Деклараційний патент на корисну модель 9865 Україна, МПК<sup>7</sup> В 02 С 4/10. Спосіб дроблення агломерату в одновалковій зубчастій дробарці / Левченко О.О., Трінєєв Є.Т., Алтухов В.М., Левченко Е.П.; заявитель і патентовласник Донбас. держ. техн. ун-т. – № u200503379; заявл. 11.04.05; опубл. 17.10.05, Бюл. № 10. – 3 с.: іл.

6. Писаренко Г.С. Сопротивление материалов: Учебн. / Писаренко Г.С., Агарев В.А., Квитка А.Л. и др. – М.: 1986. – 775 с.

7. Левченко О.А. Физическое моделирование процесса дробления агломерата в одновалковой зубчатой дробилке. / О.А. Левченко // Сборник научных трудов ДонГТУ. Вып. 29. – Алчевск: ДонГТУ, 2009. - С 265 – 272.

***Рекомендовано до друку к.т.н., проф. Ульяницьким В.Н.***

**СТРОИТЕЛЬСТВО**



*д.т.н. Дрозд Г.Я.,  
к.т.н. Бреус Р.В.  
(ЛНАУ, г. Луганск, Украина),  
к.т.н. Соколенко В.М.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА АСФАЛЬТОБЕТОНА ПРИ УТИЛИЗАЦИИ В НЕМ ОСАДКОВ СТОЧНЫХ ВОД**

*Наведено результати теоретичних та експериментальних досліджень фізико-механічних властивостей асфальтобетону, який в якості замінильника мінерального порошку містить комунальний відхід – осад стічних вод. Отримані результати свідчать про позитивний вплив осадів стічних вод на фізико-механічні властивості асфальтобетону і відкривають шлях до широкого застосування способу утилізації даного виду відходів в господарському обороті в сфері дорожнього будівництва.*

**Ключові слова:** *депонований осад стічних вод, асфальтобетон, гранулометричний склад.*

*Приведены результаты теоретических и экспериментальных исследований физико-механических свойств асфальтобетона, который в качестве заменителя минерального порошка содержит коммунальный отход – осадок сточных вод. Полученные результаты свидетельствуют о положительном влиянии осадков сточных вод на физико-механические свойства асфальтобетона и открывают путь к широкому применению способа утилизации данного вида отходов в хозяйственном обороте в сфере дорожного строительства.*

**Ключевые слова:** *депонированные осадки сточных вод, асфальтобетон, гранулометрический состав.*

### **Проблема и ее связь с научными и практическими задачами**

Предприятия по очистке сточных вод являются крупнейшим производителем отходов – осадков сточных вод. Большие объемы осадков (ежегодный прирост достигает 40 млн.т), их многокомпонентность и наличие в составе тяжелых металлов, а также отсутствие соответствующих технологий по утилизации приводит к все большему их накоплению и, соответственно, отторжению земель для складирования, что создает проблемы экологического характера.

Эффективным решением данной проблемы является утилизация накопленных отходов в сфере крупнотоннажного промышленного производства, например в дорожном строительстве [1,2].

#### **Анализ исследований и публикаций**

Ранее проведенными исследованиями [3-5] было показано, что депонированные осадки сточных вод (ОСВ), после проведения предварительных подготовительных операций, могут быть утилизированы в асфальтобетон, выступая при этом в качестве его наполнителя с заменой одного из компонентов – минерального порошка. Однако эти исследования ограничивались ОСВ только г. Луганска. Ввиду того, что в различных регионах Украины ОСВ могут иметь различия в качественном плане, представляет интерес исследовать влияние отходов разных городов на свойства асфальтобетона.

#### **Цель и постановка задачи**

Изучить физико-механические свойства асфальтобетона, модифицированного минеральным порошком на основе депонированных осадков сточных вод предприятий ООО «Лугансквода» (г. Луганск) и ООО «Азот» (г. Черкассы), провести их сравнительный анализ и дать заключение о возможности использования данных материалов в дорожном строительстве.

#### **Изложение материала и его результаты**

На сегодняшний день объемы депонированных ОСВ по сухому веществу составляют: для ООО «Азот» - около 300 тыс. т., для ООО «Лугансквода» - около 130 тыс. т. Их химический состав приведен в таблице 1.

Таблица 1 – Химический анализ ОСВ, %

Вид осадков сточных вод	SiO <sub>2</sub>	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	CaO	MgO	Mn	Zn	Cr	Cu	Pb	SO <sub>3</sub>	п.п.п.
Вид 1 «Луганск-вода»	46,4	10,05	9,25	6,10	1,94	0,1	0,2	0,2	0,1	0,01	2,5	24,1
Вид 2 «Азот»	71,4	1,9	2,3	8,10	0,4	0,02	0,15	0,02	0,03	0,02	-	6,9

Из таблицы 1 следует, что ОСВ ООО «Азот» по своему составу и степени минерализации (п.п.п. 6,9%, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> + Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> < 5%) вполне соответствует требованиям ДСТУ [6]. Состав ОСВ ООО «Лугансквода» рез-

ко отличается (в 1,5-5 раз) от осадка ООО «Азот» и ДСТУ, хотя имеет аналогичную природу образования и фракционный состав.

Для исследования асфальтобетонов с данными отходами в качестве заменителя минерального порошка в соответствии с [7] изготовлены серии образцов, содержащие отходы данных предприятий и для сравнения контрольная партия образцов состава, соответствующего применяемому в дорожном строительстве в Луганской области.

Характеристики минеральных материалов использованных при изготовлении образцов асфальтобетона приведены в таблицах 2, 3.

Таблица 2 – Характеристики минеральных материалов

Характеристика	Показатель
Щебень фр. 5-20	
Марка	1200
Место происхождения	Комсомольский карьер, Запорожская обл.
Дробимость, %	9,2
Истираемость, %	26,0
Объемный насыпной вес, г/см <sup>3</sup>	1,41
Содержание глинистых пылеватых частиц, %	1,2
Удельный вес, г/см <sup>3</sup>	2,65
Влажность, %	0
Содержание зерен пластинчатой и игловой формы (лещадность), %	19,0
Песок из отсевов дробления щебня фр. 0-5	
Марка	1200
Место происхождения	Мокрянский карьер, Запорожская обл.
Объемный насыпной вес, г/см <sup>3</sup>	1,57

Продолжение таблицы 2

1	2
Влажность, %	6,3
Содержание глинистых пылеватых частиц, %	3,4
Содержание органических примесей, %	0,01
Набухание, %	1,23
Модуль крупности, %	2,5
Удельный вес, г/см <sup>3</sup>	2,64

\*Данные согласно протоколов лабораторных испытаний ОАО «Автомобильный» от 14.10.09г.

Таблица 3 - Гранулометрический состав используемых материалов для изготовления образцов асфальтобетона

Наименование материалов	Содержание зерен, % мельче мм										
	20	12,5	10	5	2,5	1,25	0,63	0,315	0,14	0,071	<0,071
Щебень 5-20	6,0	72,4	–	18,9	–	–	–	–	–	–	–
Песок из отсева дробления щебня 0-5	–	–	–	16,9	11,5	8,9	12,8	10,3	15,3	8,5	15,8
Осадок сточных вод из отвалов ОС-БО г. Луганск	–	–	–	–	–	–	0,54	0,82	26,47	33,9	38,27
Осадок сточных вод из отвалов г. Черкассы	–	–	–	–	–	–	3,2	12,8	17,0	13,0	54,0

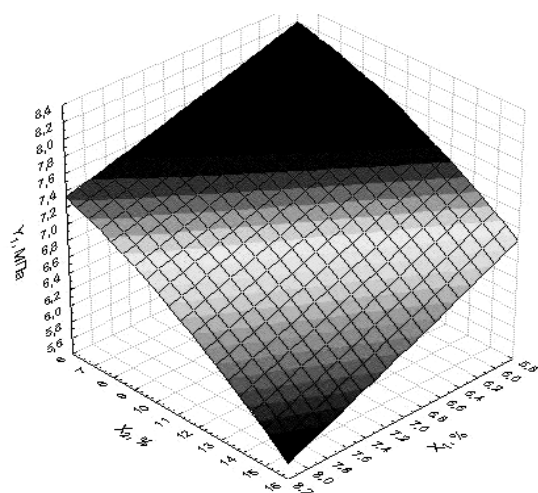
Совокупность факторов, определяющих структурообразование асфальтобетонного камня:  $X_1$ , % - количество вяжущего – битума и  $X_2$ , % - соотношение количества добавки ОСВ и песка из отсева дробления щебня (ОДЩ), являются определяющими для физико-механических характеристик асфальтобетона ( $Y_1$  – прочность при сжатии при темпера-



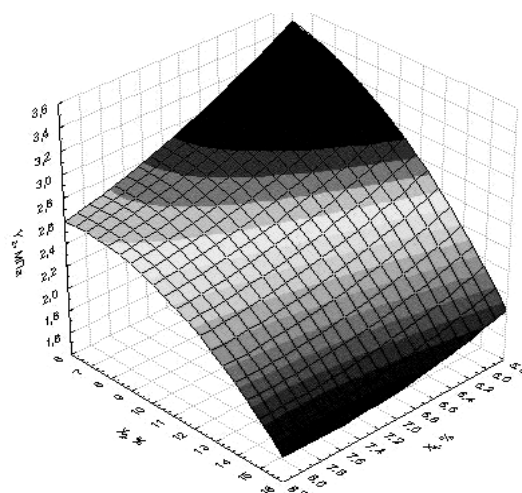
туре 20°C, МПа;  $Y_2$  – прочность при сжатии при температуре 50°C, МПа;  $Y_3$  – водопоглощение, %;  $Y_4$  – набухание, %).

В данных экспериментальных исследованиях использовался битум БНД 90/130.

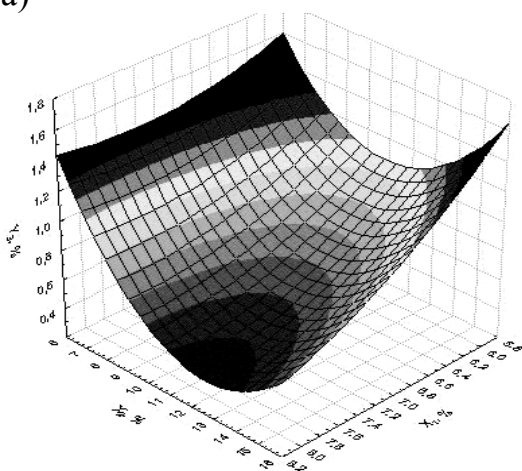
При оптимизации системы применен метод экспериментально-статистического моделирования, результаты которого приведены на рисунке 1.



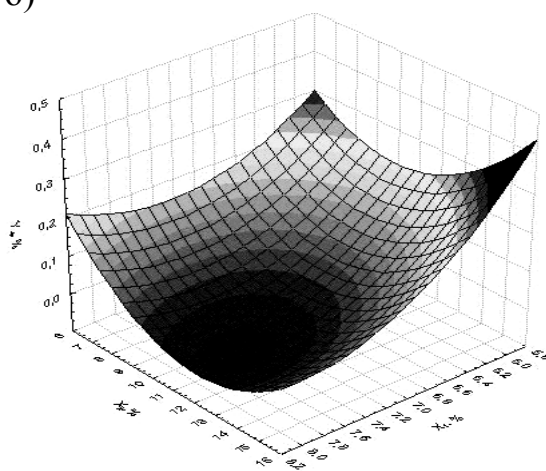
а)



б)



в)



г)

Рисунок 1 – Зависимости физико-механических параметров от влияния количества битума и вводимого наполнителя ОСВ:

- а) предела прочности при сжатии при 20°C,  $R_{20}$ , МПа; б) предела прочности при сжатии при 50°C,  $R_{50}$ , МПа; в) водонасыщения,  $W$ , %; г) набухания,  $H$ , %.

Исходя из полученных результатов, были установлены оптимальные показатели процентного содержания вводимых компонентов: битума – 7%, наполнителя ОСВ – 6-8%.

По данным гранулометрического состава, приведенного в таблице 3, в соответствии с [8], подбирались оптимальные составы асфальтобетонных смесей при содержании в них ОСВ 6 и 8% и устанавливался тип асфальтобетона.

Сравнительные испытания образцов асфальтобетонных смесей, в состав которых в качестве заменителя минерального порошка введены порошкообразные компоненты – депонированные осадки сточных вод (в объеме 6 и 8%) двух предприятий приведены в таблице 4.

Результаты испытаний свидетельствуют, что образцы асфальтобетонов, содержащие в качестве заменителя минерального порошка сухие порошкообразные осадки сточных вод удовлетворяют требованиям [8].

Таблица 4 – Физико-механические свойства образцов асфальтобетона с различным видом и содержанием добавки ОСВ

№ п/п	Состав асфальтобетона (плотный, тип Б)	Объемный вес, г/см <sup>3</sup>	Водонасыщение, %	Набухание, %	Предел прочности при сжатии, МПа, при температуре			Коэффициент во- доустойчивости
					220°С	550°С	водонас сост.	
1	Щебень – 35%; Песок из отсева дробления щебня – 65% (контроль)	2,29	5,5	1,2	3,45	1,5	3,1	0,91
2	Щебень – 35%; Песок из отсева дробления щебня – 59%; Осадок с площадок склади- рования (г. Луганск) – 6%.	2,28	1,71	0,13	6,6	2,2	5,1	0,85
3	Щебень – 35%; Песок из отсева дробления щебня – 59%; Осадок с площадок склади- рования (г. Черкассы) – 6%.	2,3	2,93	0	5,6	2,9	7,2	1,3
4	Щебень – 35%; Песок из отсева дробления щебня – 57%; Осадок с площадок склади- рования (г. Луганск) – 8%.	22,25	33,44	00,8	66,6	22,0	4,6	0,67

Продолжение таблицы 4

1	2	3	4	5	6	7	8	9
5 5	Щебень – 35%; Песок из отсева дробления щебня – 57%; Осадок с площадок складирования (г. Черкасы) – 8%.	22,2 5	77,1	00,4	66,0	11,4	4,8	0,8
	Требования ДСТУ Б В.2.7-119-2003 (марка II, верхние слои)		11,5- 3,5	не бо- лее 0,85	22,4	11,2	-	не ме- нее 0,85
	Требования ДСТУ Б В.2.7-119-2003 (марка II, нижние слои)		не бо- лее 10	--	11,5	--	-	не ме- нее 0,6

\*В исследованиях количество вяжущего (битум БНД 90/130 – 7%) и щебня принималось постоянным, менялось только соотношение песка из отсева дробления щебня к порошку ОСВ.

Анализируя таблицу 4, можно отметить, что введение в состав асфальтобетона отходов – осадков сточных вод, несмотря на различие их химического состава в количестве 6-8% по массе, благотворно сказывается на физико-механических показателях материала: в 2 и более раз увеличивается прочность при сжатии, в том числе при повышенных температурах, снижается водопоглощение и набухание, что позволяет предполагать их повышенную долговечность в сравнении с контрольными (традиционными составами).

#### Выводы

1. Депонированные осадки сточных вод предприятий ООО «Азот» и ООО «Лугансквода» при использовании их в качестве аналога минерального порошка в асфальтобетоне в пределах 6-8 % мас. существенно улучшают его физико-механические свойства и могут быть рекомендованы в качестве компонента асфальтобетонных смесей.

2. В зависимости от содержания ОСВ в асфальтобетоне, последний по своим характеристикам (ДСТУ Б В.2.7-119-2003 [8]) может применяться для различных слоев дорожной одежды: при 6% мас. – в верхних слоях; при 8% мас. – в нижних слоях.

#### Библиографический список

1. Бреус Р.В. *Технология утилизации лежалых осадков сточных вод в асфальтобетон. // Коммунальное хозяйство городов. Научно-технический сборник. Серия: Архитектура и технические науки, выпуск 76. – К: «Техніка», 2007. – С. 90-95.*

2. Дрозд Г.Я., Бреус Р.В. Утилизация осадков сточных вод в дорожном строительстве. // Вісті Автомобільно-дорожнього інституту: Науково-виробничий збірник. АДІ ДонНТУ. – Горлівка, 2009 - №1. – С. 186-193.

3. Бреус Р.В. Зниження об'ємів накопичених відходів водоочищення – осадів стічних вод, шляхом їх утилізації в асфальтобетон.//Автореф. дис. канд.. тен.наук, Х., 2007, 21 с.

4. Бреус Р.В., Дрозд Г.Я., Гусенцова Є.С. Асфальтобетонна суміш: Патент на корисну модель № 17974. Україна. МПК C04B26/26 – № u200604831; Заявл. 03.05.2006; Опубл. 16.10.2006, Бюл. №10.

5. Бреус Р.В., Дрозд Г.Я. Спосіб утилізації осадів міських стічних вод: Патент на корисну модель № 26095. Україна. МПК C02F1/52, C02F1/56, C04B26/26 – № u200612901; Заявл. 06.12.2006; Опубл. 10.09.07, Бюл. №14.

6. ДСТУ Б В.2.7-121-2003. Порошок мінеральний для асфальтобетонних сумішей. Технічні умови. – К.: Держбуд України, 2003.

7. ДСТУ Б В.2.7-89.99 Матеріали на основі органічного вяжущого для дорожнього і аеродромного будівництва. Методи испытаний. – К.: Держбуд України, 1999.

8. ДСТУ Б.В.2.7-119-2003 Суміші асфальтобетонні та асфальтобетон дорожній і аеродромний. Технічні умови.– К.: Держбуд України, 2003.

*к.т.н. Кирьязов П.Н.,  
к.т.н. Бондарчук В.В.,  
Пантелеев А.Е.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ МОНОЛИТНОГО ПЕРЕКРЫТИЯ ПО НЕСЪЁМНОЙ ОПАЛУБКЕ**

*Пропонується методика дослідження напружено-деформованого стану монолітного перекриття по опалубці, що не знімається, з використанням профільованого настилу малого профілю. Побудовано кінцево-елементну модель плити перекриття та зроблено аналіз напружено-деформованого стану з використанням обчислювального комплексу "Ли́ра". Зроблено розрахунки у фізично лінійній та фізично нелінійній постановках. Наведено результати розрахунків.*

**Ключові слова:** *методика, дослідження, монолітний, перекриття, опалубка, що не знімається, профільований настил, метод скінчених елементів.*

*Предлагается методика исследования напряженно-деформированного состояния монолитного перекрытия по несъёмной опалубке с использованием профилированного настила малого профиля. Построена конечно-элементная модель плиты перекрытия и выполнен анализ напряженно-деформированного состояния с использованием вычислительного комплекса "Ли́ра". Выполнены расчеты в физически линейной и физически нелинейной постановках. Приведены результаты расчётов.*

**Ключевые слова:** *методика, исследование, монолитный, перекрытие, несъёмная опалубка, профилированный настил, метод конечных элементов.*

В 1987 году в НИИЖБ Госстроя СССР были разработаны «Рекомендации по проектированию монолитных железобетонных перекрытий со стальным профилированным настилом» [1]. Данные рекомендации содержат основные положения по проектированию монолитных железобетонных перекрытий с применением стального профилированного настила (СПН), используемого в качестве опалубки и арматуры, и рассматривают вопросы расчета плит перекрытий и комбинированных ба-

лок на стадии возведения и эксплуатации. В них приведены требования к конструированию и к материалам и даны примеры расчета.

Однако данные рекомендации рассматривают применение специально разработанных для монолитных перекрытий СПН с выштампованными рифами марок Н80А-674-1,0 и Н80А-674-0,9. Рекомендаций для применения СПН малого размера в работе [1] нет.

Кроме того, в этих рекомендациях расчёты напряжений и деформаций выполняются по упрощённой расчётной схеме и не учитывают пространственную работу композитной плиты. Композитная плита – это монолитная сталебетонная плита, в которой лист СПН специального вида на стадии монтажа используется в качестве несъемной опалубки, способной воспринимать вес свежесуложенного бетона, арматуры и технологических нагрузок, а после набора бетоном марочной прочности используется в качестве внешней арматуры, работающей совместно с бетоном.

**Целью** данной работы является разработка методики и анализ напряженно-деформированного состояния (НДС) монолитного перекрытия с несъёмной опалубкой из СПН малого размера С44 [2].

Для решения поставленной задачи была построена конечно-элементная модель (КЭМ) плиты с несъёмной опалубкой. Рассматриваемая плита, размерами 1×3м, содержит 5 волн. С целью уменьшения порядка решаемой системы уравнений рассматривается средняя волна. Сечение волны и разбивка на конечные элементы (КЭ) в сечении показаны на рисунке 1. Узлы боковых граней закреплены от перемещений, перпендикулярных поверхностям этих граней.

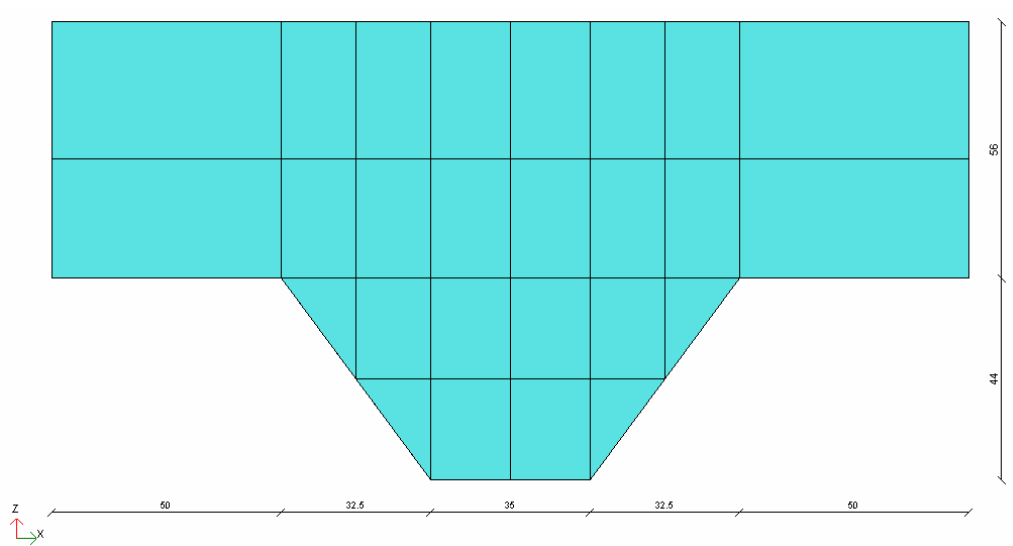


Рисунок 1 - Объёмная модель плиты

Бетон плиты смоделирован объёмными элементами, СПН – оболочечными пластинчатыми элементами, арматура – стержневыми элементами.

Нормативные нагрузки и характеристики материалов плиты назначены в соответствии с ДБН [3] и СНиП [4, 5]. Плита рассчитана на нагрузку от собственного веса с коэффициентом надёжности по нагрузке  $\gamma_f=1,1$  и полезную нагрузку, равную 1,5 кПа с коэффициентом надёжности  $\gamma_f=1,3$ . Характеристики материалов, принятые в расчете, приведены на рисунке 2.

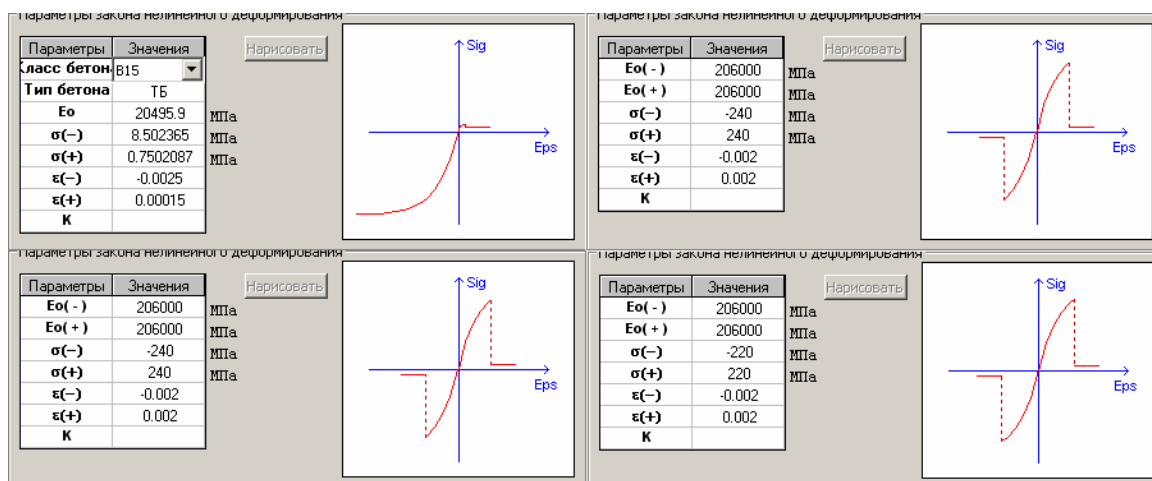


Рисунок 2 - Характеристики материалов плиты, принятые в расчётах

Расчёт выполнен методом конечных элементов (МКЭ) в двух постановках – физически линейной и физически нелинейной с использованием вычислительного комплекса «Ли́ра» [6].

Результаты расчётов приведены в таблице 1.

Таблица 1 - Сравнение результатов расчёта

Параметр	Физически линейная постановка	Физически нелинейная постановка	Невязка %
Максимальный прогиб, мм	-1.062	-1.328	25
Эквивалентное напряжение растяжению в бетоне, МПа	1.245	0.677	46
Эквивалентное напряжение растяжению в СПН, МПа	13.873	17.755	28

## **Выводы**

Для анализа НДС композитных плит разработаны КЭМ, позволяющие учесть работу несъёмной опалубки из СПН малого размера.

Выполнен расчёт НДС композитной плиты в физически линейной и физически нелинейной постановках.

Полученные результаты свидетельствуют о том, что расчёт в физически линейной постановке не позволяет учесть реальные свойства материалов и даёт (очень большую) погрешность более 25%.

## **Библиографический список**

1. *Рекомендации по проектированию монолитных железобетонных перекрытий со стальным профилированным настилом НИИЖБ, ЦНИИ промзданий.* - М.: Стройиздат, 1987. – 37 с.

2. *ГОСТ 24045-94 «Профили стальные листовые гнутые с трапециевидными гофрами для строительства» ЦНИИПСК РФ.* - М.: Стройиздат, 1994. – 18 с.

3. *ДБН В.1.2-2:2006 «Нагрузки и воздействия. Нормы проектирования».* - К.: Минстрой Украины, 2006. – 59 с.

4. *СНиП 2.03.01-84\* “Бетонные и железобетонные конструкции” Минстрой России.* - М.: ГП ЦПП, 1996. – 76 с.

5. *СНиП II.23-81\* “Стальные конструкции” Минстрой России.* - М.: ГП ЦПП, 1998. – 181 с.

6. *Городецкий А.С. «ЛИРА 9,0 Программный комплекс для расчёта и проектирования конструкций. Справочно-теоретическое пособие».* - М.-К.: «ФАКТ», 2003г. – 104 с.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Дрозд Г.Я.*



*к.т.н. Кирьязов П.Н.,  
к.т.н. Бондарчук В.В.,  
Пантелеев А.Е.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ БЕТОНА НА ОПОРНЫХ УЧАСТКАХ КОМПОЗИТНЫХ ПЛИТ**

*Пропонується методика дослідження напруженого стану бетону композитної плити у зоні анкера на опорних ділянках при різній ширині гофри. Побудовано кінцево-елементні моделі композитної плити з різною шириною гофри та зроблено аналіз напруженого стану бетону з використанням обчислювального комплексу "Ли́ра". Наведено результати розрахунків.*

**Ключові слова:** методика, дослідження, бетон, композитна плита, опорна ділянка, ширина гофри.

*Предлагается методика исследования напряженного состояния бетона композитной плиты в зоне анкера на опорных участках при различной ширине гофра. Построены конечно-элементные модели композитной плиты с различной шириной гофра и выполнен анализ напряженного состояния бетона с использованием вычислительного комплекса "Ли́ра". Приведены результаты расчётов.*

**Ключевые слова:** методика, исследование, бетон, композитная плита, опорный участок, ширина гофра.

Согласно рекомендациям [1] стальной профилированный настил (СПН), применяемый в качестве несъёмной опалубки для композитных плит, должен соответствовать определённым конструктивным требованиям. Одними из основных требований являются ограничения минимальных размеров СПН и правила их укладки:

- ширина гофра для приварки анкеров должна быть не менее 50мм;
- профилированный настил рекомендуется ориентировать широкими гофрами вниз, а при отсутствии гибкой арматуры допускается ориентация СПН и узкими полками вниз.

Минимальную ширину гофра 50мм принимают в связи с технологическими возможностями приварки анкеров. Если в качестве анкеров применять болты, то теоретически ширину гофра СПН возможно

уменьшить. Как поведёт себя бетон при уменьшении толщины ребра можно прогнозировать, выполнив расчёт методом конечных элементов (МКЭ) в физически нелинейной постановке на модели, максимально приближенной к реальному объекту.

**Целью** данной работы является анализ напряженного состояния (НС) бетона в зоне анкера на опорных участках при различной ширине гофра.

Для решения поставленной задачи были построены конечно-элементные модели (КЭМ) плит с несъемной опалубкой из СПН малого размера С44 [2], ориентированные вниз разной шириной гофра. Рассматриваемая плита, размерами  $1 \times 3$  м, содержит 5 волн. С целью уменьшения порядка решаемой системы уравнений рассматривается средняя волна. Объемная модель плиты с СПН, ориентированным узкими гофрами вниз показана на рисунке 1 в статье «Исследование напряженного состояния монолитного перекрытия по несъемной опалубке». Объемная модель плиты с СПН, ориентированным широкими гофрами вниз показана на рисунке 1, данной статьи. Узлы боковых граней закреплены от перемещений, перпендикулярных поверхностям этих граней.

Бетон плиты смоделирован объемными элементами, СПН – оболочечными пластинчатыми элементами, арматура – стержневыми элементами.

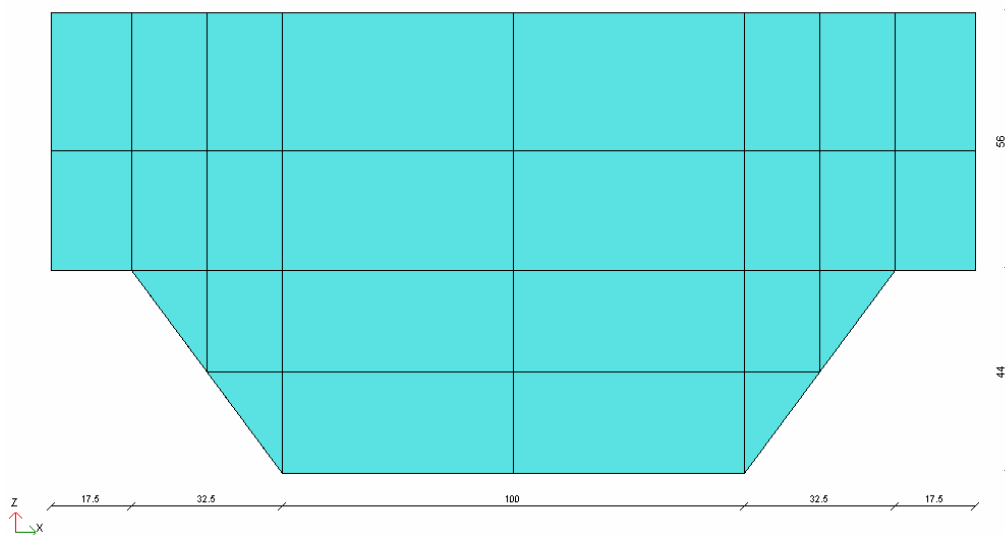


Рисунок 1 - Объемная модель плиты с СПН, ориентированным широкими гофрами вниз

Нормативные нагрузки и характеристики материалов плиты назначены в соответствии с ДБН [3] и СНиП [4, 5]. Плита рассчитана на нагрузку от собственного веса с коэффициентом надёжности по нагрузке

$\gamma_f=1,1$  и полезную нагрузку, равную 1,5 кПа с коэффициентом надёжности  $\gamma_f=1,3$ . Характеристики материалов, принятые в расчете, приведены на рисунке 2.

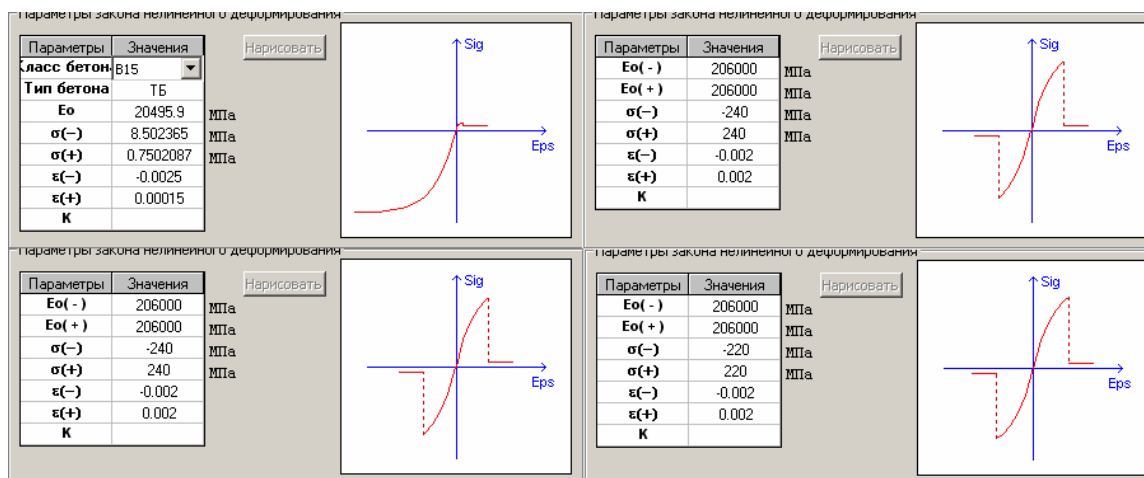


Рисунок 2 - Характеристики материалов плиты, принятые в расчётах

Расчёты выполнены методом конечных элементов (МКЭ) в физически нелинейной постановке с использованием вычислительного комплекса «Ли́ра» [6].

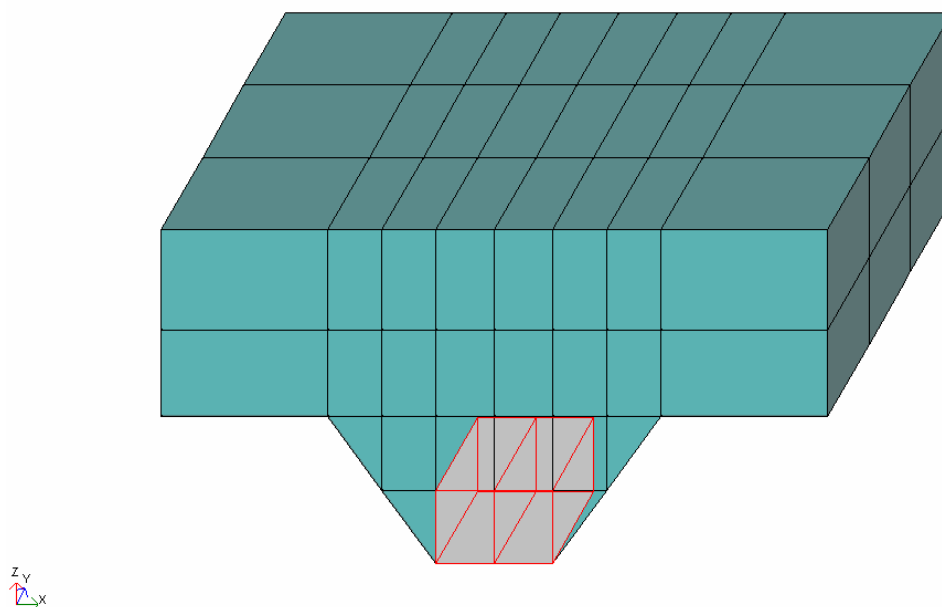


Рисунок 3 – Зона разрушенного бетона в опорном узле композитной плиты с СПН, ориентированным узкими гофра́ми вниз

В результате выполненных расчетов было установлено, что при опирании плит узкими гранями гофра бетон разрушается в опорных зонах, а при опирании на широкие грани разрушений бетона нет. На рисунке 3 показана зона разрушенного материала в опорном узле при ориентации СПН узкими гофрами вниз. Факт разрушения бетона требует пересмотра конструкции или армирования опорной части.

### **Выводы**

Для анализа напряженно-деформированного состояния композитных плит с опиранием широкими и узкими гранями гофра разработаны конечно-элементные модели, позволяющие определить состояние материала при эксплуатационных нагрузках.

Выполнен расчёт НС композитной плиты в физически нелинейной постановке.

Полученные результаты свидетельствуют о том, что в композитной плите расположение СПН малого размера узкими гофрами вниз требует пересмотра конструкции или армирования опорной части плиты.

### **Библиографический список**

1. *Рекомендации по проектированию монолитных железобетонных перекрытий со стальным профилированным настилом НИИЖБ, ЦНИИ промзданий.* - М.: Стройиздат, 1987. – 37 с.
2. *ГОСТ 24045-94 «Профили стальные листовые гнутые с трапециевидными гофрами для строительства» ЦНИИПСК РФ.*  
- М.: Стройиздат, 1994. – 18 с.
3. *ДБН В.1.2-2:2006 «Нагрузки и воздействия. Нормы проектирования».* - К.: Минстрой Украины, 2006. – 59 с.
4. *СНиП 2.03.01-84\* “Бетонные и железобетонные конструкции” Минстрой России.* - М.: ГП ЦПП, 1996. – 76 с.
5. *СНиП II.23-81\* “Стальные конструкции” Минстрой России.* - М.: Стройиздат, 1998. – 181 с.
6. *Городецкий А.С. «ЛИРА 9,0 Программный комплекс для расчёта и проектирования конструкций. Справочно-теоретическое пособие».*  
- М.-К.: «ФАКТ», 2003г. – 104 с.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Дрозд Г.Я.*

*Балашова О.С.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **К РАСЧЕТУ СЖАТЫХ СВАРНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ РАЗЛИЧНОГО СЕЧЕНИЯ**

*Розроблена інженерна методика визначення несучої здатності стислих зварних елементів двотаврового та коробчастого профілів з урахуванням впливу залишкових напружень, яка базується на рекомендаціях чинних норм. Значення залишкових напружень в перетинах елементів визначаються за відомими методиками.*

**Ключові слова:** залишкові напруження, стиснуті сталеві елементи, несуча здатність.

*Разработана инженерная методика определения несущей способности сжатых сварных элементов двутаврового и коробчатого профилей с учетом влияния остаточных напряжений, которая базируется на рекомендациях действующих норм. Значения остаточных напряжений в сечениях элементов определяются по известным методикам.*

**Ключевые слова:** остаточные напряжения, сжатые стальные элементы, несущая способность.

Как известно, технологические процессы изготовления стальных конструкций сопровождаются локальным термическим разогревом (сварка, резание с применением высокотемпературного нагрева, нагрев и т.п.) и вызывают появление остаточных деформаций (ОД) и напряжений (ОН). Эти напряжения не связаны с действием внешних сил, являются внутренними напряжениями первого рода, уравновешиваемыми в объеме элемента и вызывающими его деформацию [1].

ОН возникают и при предварительном напряжении, которое применяется в различных конструкциях для улучшения их свойств: расширения области упругой работы материала, перераспределения усилий, уменьшения деформативности, повышения устойчивости. Предварительное напряжение осуществляется на стадии изготовления, монтажа или в процессе эксплуатации [1-7].

Индустриальные способы предварительного напряжения (на стадии изготовления) можно разделить на три группы [1]:

- затяжные методы с использованием дополнительных элементов типа затяжек;
- беззатяжные методы, основанные на предварительном деформировании элементов с последующей фиксацией сваркой;
- методы предварительного напряжения путем локальных термических воздействий (ЛТВ).

К беззатяжным относится метод предварительного напряжения вытяжкой поясов способом упреждающего разогрева. Предварительное напряжение осуществляется путем приварки к стенке двух поясов, которые перед сваркой поясных швов разогреваются газовыми горелками до заданной температуры. После сварки и остывания в поясах возникают остаточные растягивающие напряжения, а в стенке – уравнивающие их сжимающие [4-7].

**Цель работы** – усовершенствование методики расчета сжатых сварных элементов с учетом влияния остаточного напряженного состояния (ОНС).

**Постановка задачи.** Основной задачей настоящей работы является разработка инженерной, ориентированной на действующие нормы, методики расчета сжатых сварных элементов двутаврового и коробчатого профилей с учетом наличия ОН и сравнение результатов расчета с данными экспериментальных исследований.

**Изложение материала и его результаты.** Обычно учет влияния ОНС на несущую способность сжатых элементов производится путем увеличения или уменьшения коэффициента продольного изгиба  $\varphi(\varphi_e)$  [1, 5-8]. Такой способ требует применения зависимостей для определения степени влияния ОНС на величину коэффициента  $\varphi(\varphi_e)$ , основанных, как правило, на данных экспериментальных исследований.

ОНС (эпюры ОД и ОН) принимается идеализированным. Элемент двутаврового или коробчатого сечения условно расчленяется на составляющие полосы (рисунки 1–3) [1].

ОНС определяется как в полосе, сваренной встык (пояса двутавра при сварке поясных швов), так и в полосе с наплавленными валиками на кромках (стенка при сварке поясных швов и пояса при наплавке или термических воздействиях по кромкам). Элемент коробчатого сечения условно расчленяется на составляющие полосы с наплавленными валиками на кромках или наплавленными односторонними швами. Распределение деформаций после остывания принято по рисунку 7.8 [7].

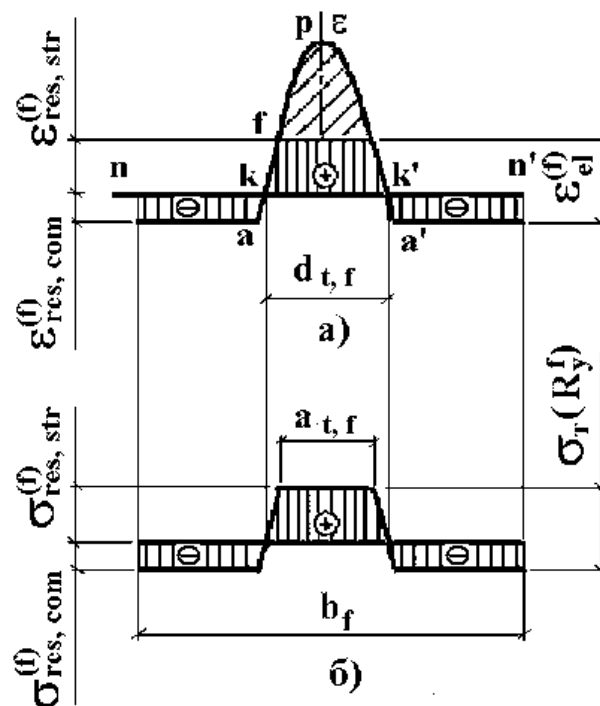


Рисунок 1 – Идеализированная схема распределения ОД (а) и ОН (б) в поясах двутаврового сечения при сварке поясных швов

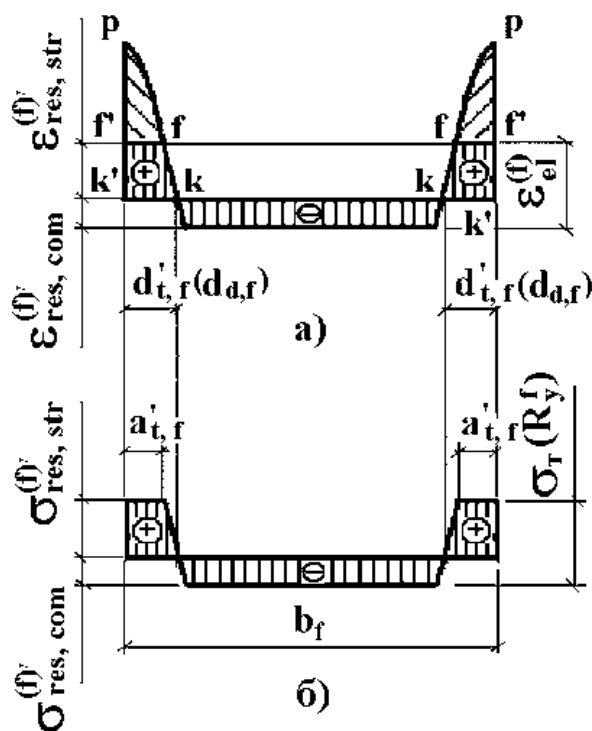


Рисунок 2 – Идеализированная схема распределения ОД (а) и ОН (б) в поясах двутаврового сечения при наплавке валиков или термических воздействиях на кромках

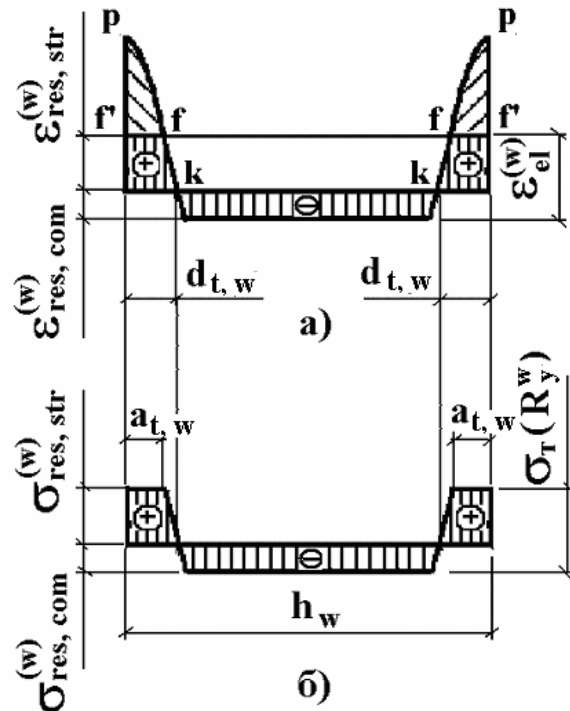


Рисунок 3 – Идеализированная схема распределения ОД (а) и ОН (б) в стенке двутаврового при сварке поясных швов и в элементах коробчатого сечений

На эпюрах ОД и ОН (рисунки 1-3):  $\varepsilon_{res, str}^{(f)}$ ,  $\sigma_{res, str}^{(f)}$  – соответственно остаточные растягивающие деформации (ОРД) и остаточные растягивающие напряжения (ОРН), возникающие в поясах при сварке поясных швов и элементах коробчатого сечения;  $\varepsilon_{res, com}^{(f)}$ ,  $\sigma_{res, com}^{(f)}$  – соответственно остаточные сжимающие деформации (ОСД) и остаточные сжимающие напряжения (ОСН), возникающие в поясах при сварке поясных швов и элементах коробчатого сечения;  $\varepsilon_{res, str}^{(f)'}$ ,  $\sigma_{res, str}^{(f)'}$  – соответственно ОРД и ОРН, возникающие в поясах и элементах коробчатого сечения при термических воздействиях на кромках;  $\varepsilon_{res, com}^{(f)'}$ ,  $\sigma_{res, com}^{(f)'}$  – соответственно ОСД и ОСН, возникающие в поясах и элементах коробчатого сечения при термических воздействиях на кромках;  $\varepsilon_{res, str}^{(w)}$ ,  $\sigma_{res, str}^{(w)}$  – соответственно ОРД и ОРН, возникающие в стенке и элементах коробчатого сечения при сварке поясных швов;  $\varepsilon_{res, com}^{(w)}$ ,  $\sigma_{res, com}^{(w)}$  – соответственно ОСД и ОСН, возникающие в стенке и элементах коробчатого сечения при сварке поясных швов. Единица измерения напряжений – МПа. Знак «плюс» соответствует растягивающим напряжениям, знак «минус» – сжимающим.



Методики определения ОНС в элементах при сварке поясных швов и после регулирования приведены в работах [1, 5-7].

При вытяжке поясов способом упреждающего разогрева [3] в двутавровом сечении возникает ОНС, идеализированный вид которого приведен на рисунке 4.

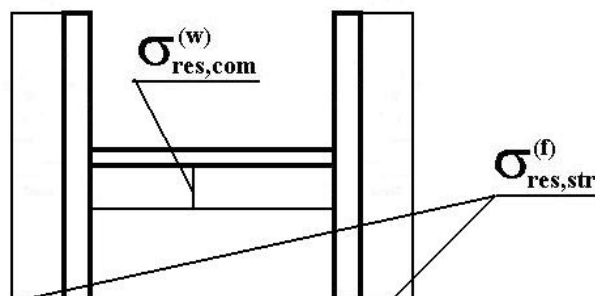


Рисунок 4 – Идеализированная схема распределения ОН в предварительно напряженном вытяжкой поясов способом упреждающего разогрева сварном двутавровом сечении

Расчет несущей способности может быть выполнен с помощью известных методик, учитывающих свойства материала, конструкций и особенности ОНС [1, 8]. В то же время остаются актуальными инженерные методы расчета, ориентированные на использование рекомендуемых нормами методик с учетом поправки на влияние ОНС.

Несущая способность сжатых элементов с учетом влияния ОНС путем увеличения или уменьшения расчетного сопротивления стали проверяется по формуле [8]:

$$\sigma_f = \frac{N}{\varphi(\varphi_e) \cdot A} \leq \gamma_c \cdot \beta_{f,rs} \cdot R_y^f; \quad (1)$$

где  $\sigma_f$  – напряжения на кромках двутавровых и коробчатых сечений;  $\beta_{f,rs}$  – коэффициент, учитывающий наличие и вид ОН в поясах и, соответственно, возможность более раннего или позднего перехода материала поясов в пластическое состояние. Численное значение коэффициента  $\beta_{f,rs}$  может быть определено по формуле:

$$\beta_{f,rs} = \sqrt{1 + \frac{\sigma_{str(com)}^{(f')} (\sigma_{res,str}^{(f)})}{R_y^f}}, \quad (2)$$

где  $\sigma_{str(com)}^{(f')}$  – растягивающие (сжимающие) напряжения на кромках поясов (ОРН принимаются со знаком «плюс», ОСН – со знаком «минус»);  $d$  ( $d'_{t,f}$ ,  $d_{d,f}$ ) – для ОРН на кромках поясов принимаются в

соответствии с указаниями подраздела 2.3 [1];  $\sigma_{\text{res, str}}^{(f)}$  – растягивающие напряжения в поясах при предварительном напряжении вытяжкой поясов способом упреждающего разогрева [3].

Для проверки положений разработанного метода расчета ОНС и его влияния на несущую способность сжатых элементов использованы данные экспериментальных исследований [4]. Были использованы данные о трех образцах серии СЛ, СЧУ, СТ с одинаковыми параметрами сечения и примененными материалами, но различной технологией изготовления и различным ОНС. Образец СЧУ был изготовлен предварительно напряженным вытяжкой поясов способом упреждающего разогрева [2, 3]. Образец СТ был изготовлен, как обычный сварной СЛ, но с последующим, после изготовления, регулированием ОНС путем разогрева всех кромок до температуры 850...950°C и остыванием на воздухе. Ширина зоны разогрева составляла 25...30 мм.

Параметры сечения экспериментальных образцов: пояса – 300x10 мм, стенка – 300x14 мм, катет шва  $k_f = 8$  мм, глубина проплавления основного металла  $\delta = 2$  мм. Расчетное сопротивление стали поясов  $R_y^f = 344$  МПа, стенки  $R_y^w = 577$  МПа. Гибкость образцов составляла  $\lambda = 42$ , коэффициент продольного изгиба –  $\varphi = 0,86$ .

Все образцы были испытаны на сжатие с эксцентриситетом 2,5 мм. Несущая способность образцов по результатам эксперимента составила: образец серии СЛ – 3000 кН, образец серии СЧУ – 3800 кН, а образец серии СТ – 4100 кН.

Определение ОНС выполнено по методике, изложенной в монографии [1]. Значения коэффициентов  $\beta_{f,rs}$  и несущей способности  $N$  для экспериментальных образцов вычислим по формулам (1) и (2):

- для обычного сварного образца серии СЛ:  
 $\beta_{f,rs} = 0,87$ ;  $N_{\text{СЛ}} = 2630$  кН;
- для предварительно напряженного образца серии СЧУ:  
 $\beta_{f,rs} = 1,16$ ;  $N_{\text{СЧУ}} = 3500$  кН;
- для предварительно напряженного образца серии СТ:  
 $\beta_{f,rs} = 1,3$ ;  $N_{\text{СТ}} = 3920$  кН.

Сравнение результатов численного определения несущей способности с экспериментальными данными (таблица 1) показывает, что расхождения в этих величинах составляют: для образца СЛ – 12,3%; для образца СЧУ – 7,9%; для образца СТ – 4,4%.

Таблица 1 – Несущая способность образцов

Серия исследуемых образцов	Несущая способность образцов – N, кН	
	Экспериментальные данные	Численные результаты
Образец серии СЛ	3000	2630
Образец серии СНУ	3800	3500
Образец серии СТ	4100	3920

Такое расхождение приемлемо для инженерных расчетов, поэтому методика учета влияния ОНС может быть рекомендована к применению.

### Выводы

На основе проведенных исследований можно сделать выводы.

1. Остаточные напряжения неизбежно возникают в элементах стальных конструкций в процессе изготовления вследствие применения технологических операций, связанных с локальным разогревом.

2. Обычно влияние ОНС на несущую способность сжатых элементов производится путем увеличения или уменьшения коэффициента продольного изгиба  $\varphi(\varphi_e)$ . Такой способ требует применения формул для определения степени влияния ОНС на величину коэффициента  $\varphi(\varphi_e)$ , основанных, как правило, на данных экспериментальных исследований.

3. Предложена инженерная методика учета влияния ОНС путем увеличения или уменьшения расчетного сопротивления стали. Методика позволяет путем несложных расчетов оценить степень влияния ОНС на несущую способность сжатых элементов с достаточной для практических целей точностью.

### Библиографический список

1. Голоднов А.И. Регулирование остаточных напряжений в сварных двутавровых колоннах и балках. – К.: Изд-во «Сталь», 2008. – 150 с.

2. А.с. 729327 СССР, МКИ E04 C 21/12. Способ предварительного напряжения металлических колонн / И.И. Набоков, Е.П. Лукьяненко, В.А. Нелидов, В.А. Муляев (СССР); Оpubл. 25.04.80, Бюл. № 14. – 2с.

3. Методические рекомендации по применению облегченных предварительно напряженных сварных двутавров для реконструкции промышленных предприятий / НИИСП Госстроя УССР; Сост. И.И. Набоков, А.И. Голоднов, Е.П. Лукьяненко и др. – К.: НИИСП, 1988. – 45 с.

4. Голоднов А.И., Балашова О.С. Методика и результаты экспериментального определения остаточного напряженного состояния в сечениях сварных двутавровых элементов // Ресурсоекономні матеріали, конструкції, будівлі та споруди: Зб. наук. праць / Національний університет водного господарства та природокористування. – Рівне: НУВГП, 2009. – Вип. 19. – С. 116–123.

5. ДБН В.2.3-14:2006. Споруди транспорту. Мости та труби. Правила проектування / Мінбуд України. – К.: Мінбуд України, 2006. – 359 с.

6. СНиП II-23-81\*. Стальные конструкции / Госстрой СССР. – М.: ЦИТП Госстроя СССР, 1990. – 96 с.

7. Николаев Г.А., Куркин С.А., Винокуров В.А. Сварные конструкции. Прочность сварных соединений и деформации конструкций: Учеб. пособие. – М.: Высш. школа, 1982. – 272 с.

8. Голоднов А.И., Балашова О.С. Расчет стержневых элементов при сжатии с эксцентриситетом в двух плоскостях // Збірник наукових праць Українського науково-дослідного та проектного інституту сталевих конструкцій імені В.М. Шимановського. – К.: Вид-во «Сталь», 2008. – Вип. 4. – С. 232–245.

9. Голоднов А.И., Балашова О.С. К вопросу учета влияния остаточных напряжений при расчетах сжатых стальных двутавровых стержней // Баштові споруди: матеріали, конструкції, технології: Вісник ДонНАБА/ Зб. наук. праць Донбаської національної академії будівництва і архітектури. – Макіївка: ДонНАБА, 2009. – Вип. 4(78). – С. 221–225.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф.. Дрозд Г.Я.*

**ЭЛЕКТРОТЕХНИКА.  
РАДИОТЕХНИКА**



*д.т.н. Заблодский Н.Н.,  
к.т.н Мурга В.В.,  
Лукьянов Н.В.,  
Грицюк В.Ю.  
(ДонГТУ, г.Алчевск, Украина)*

## **ЭКСПЕРЕМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ДВИЖЕНИЯ ЧАСТИЦ ВО ВРАЩАЮЩЕМСЯ МАГНИТНОМ ПОЛЕ**

*В роботі приведені результати експериментальних досліджень руху часток в обертаючому магнітному полі.*

***Ключові слова:** обертаюче магнітне поле, іонізаційна камера, процес наплавлення, очищення повітря, аерозольні частки.*

*В работе представлены результаты экспериментальных исследований движения частиц во вращающемся магнитном поле.*

***Ключевые слова:** вращающееся магнитное поле, ионизационная камера, процесс наплавки, очистка воздуха, аэрозольные частицы.*

**Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.**  
С развитием промышленных технологий расходы на защиту окружающей среды и поддержание допустимого уровня загрязнения воздуха рабочей зоны, существенным образом влияющие на жизнедеятельность человека, значительно увеличиваются. Стала актуальной проблема оптимизация технологий очистки воздуха. Такой подход позволяет при минимальных затратах достичь достаточного уровня очистки воздуха и уменьшить материалоемкость и энергоемкость очистных сооружений. Более половины валового национального продукта промышленно развитых стран создается с помощью сварки и родственных ей технологий, а до 2/3 мирового потребления стального проката идет на производство сварных конструкций и сооружений [1]. Для повышения эксплуатационных показателей и увеличения срока службы деталей машин используют различные способы поверхностного упрочнения, в частности наплавку. В настоящее время в промышленности применяют различные способы наплавки: ручную (газовую, дуговую покрытыми электродами), полуавтоматическую (дуговую в среде защитного газа или без защитной среды) и автоматическую (дуговую под флюсом). Однако эти процессы сопровождаются выделением довольно большого количества вредных летучих веществ и аэрозолей. Таким образом, очень актуальна

проблема очистки промышленных газовых выбросов от взвешенных частиц, которая является результатом механических, термических и химических процессов. В сварочном производстве, при наплавке выделение твердых аэрозольных частиц (ТАЧ) обусловлено комплексом сложных теплофизических процессов, связанных с резким охлаждением металлических расплавов и определяющих высокую дисперсность частиц. Размер ТАЧ находится в пределах 0.01-10 мкм. Такие мелкие частицы, способны к витанию и представляют трудность для улавливания [2].

**Анализ исследований и публикаций.** Существует ряд разработок и исследований, которые посвящены изучению и практическому применению принципов осаждения частиц магнитным полем. Например, известна установка магнитной очистки газа и сухих сыпучих материалов от ферромагнитных частиц, разработанная специалистами ООО «ВЭМ» на основе постоянных анизотропных магнитов, а также система магнитной очистки газовых потоков от ферромагнитных аэрозолей, металлической пыли и сварочных аэрозолей, которые содержатся в газовых потоках вытяжных систем металлургических, машиностроительных и иных производств [3]. Известно также устройство для очистки дисперсных систем, жидкости, газа от ферромагнитных частиц. Устройство для очистки дисперсных систем содержит магнит с плоскими рабочими поверхностями полюсных наконечников, расположенными под углом друг к другу, и трубчатый распределитель для прохождения неочищенной смеси и отвода очищенной компоненты [4]. Инжиниринговая кампания ИНКОМП – НЕФТЬ совместно с институтом механики УНЦ РАН проводят комплекс работ по конструированию и изготовлению аппаратов магнитной обработки на основании анализа сред и моделирования процессов. Установки на постоянных сверхсильных магнитах предназначены для снижения коррозионной активности сред, интенсивности солевых и парафиновых отложений, предотвращения образования стойких эмульсий, а также для коагуляции (укрупнения) ферромагнитных частиц в потоке жидкости или газа под действием магнитного поля для дальнейшего их удаления посредством фильтрования или отстоя. Преимуществом метода является возможность улавливания ферромагнитных частиц размером менее 0,5 мкм, что практически невозможно осуществить другими способами очистки [5].

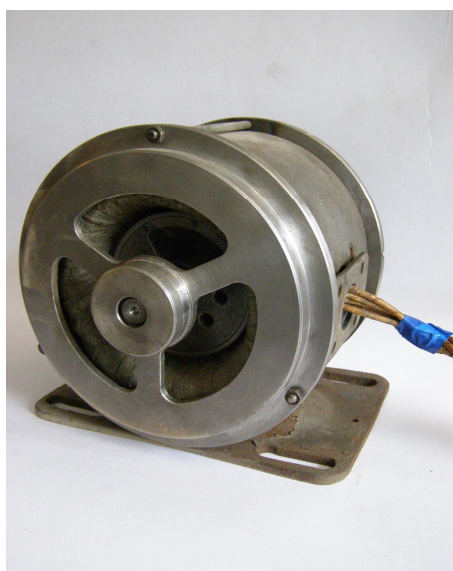
Однако, рассмотренные конструкции не обеспечивают достаточную степень очистки воздуха от аэрозолей, образующихся при наплавке, и, что очень существенно, самоочистку фильтрующих элементов в процессе работы.

**Целью работы является** предварительная оценка эффективности новых конструкций камер для замкнутой технологии очистки воздуха от вредных веществ при наплавке, что обеспечит уменьшение вредных

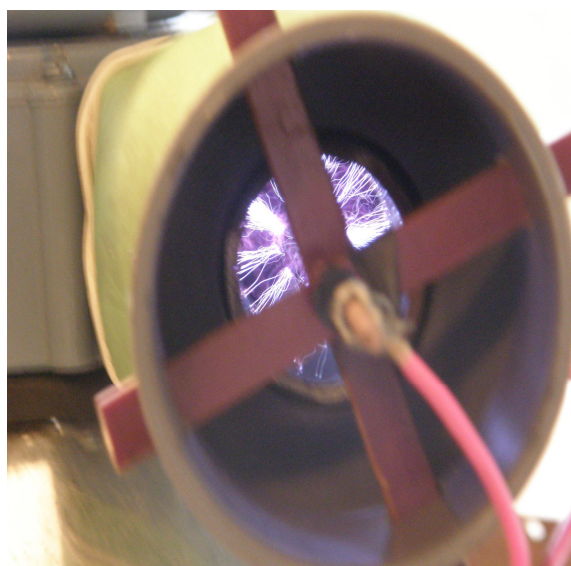


выбросов в атмосферу в таких отраслях, как металлургия и машиностроение. При этом процесс очистки воздуха осуществляется под действием электрического поля и вращающегося магнитного поля.

**Изложение материала и его результаты.** Разработан макетный образец, воспроизводящий технологический процесс наплавки и фильтрации аэрозоля. С целью проверки оценки вклада каждого фактора, эксперименты проводились как для отдельного фактора, так и для комплексного действия совместно включенных различных источников влияния. На рисунке 1 представлены фрагменты экспериментальной установки: узел очистки в магнитном поле с картиной распределения осаждения частиц на внутренней поверхности статора; камера ионизации аэрозолей с картиной распределения коронного разряда. Отличительной особенностью применяемой камеры ионизации от известных, является цилиндрическая форма электродов.



а)



б)

Рисунок 1– Макетный образец для очистки воздуха электрическим

(а) – камера очистки аэрозолей во вращающемся магнитном поле

(б) – камера ионизации аэрозолей

Проведена качественная и количественная оценка осаждения предварительно заряженных частиц в магнитном и вращающемся поле (таблица 1) методом индуктивно связанной плазмы.

Кроме того, проводилась регистрация траекторий прохождения частиц по направлению перемещения воздуха и плотности осажденных частиц на маркерной поверхности с последующей обработкой результатов в среде MatLab (рисунок 2).

Таблица 1 - Химический состав сварочного аэрозоля

Вещество	Флюс с электрода	Частицы на осадительных пластинах	Частицы на выходе фильтра
TiO <sub>2</sub>	36,8	3,14	2,94
SiO <sub>2</sub>	19,9	3,69	5,08
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	5,63	1,55	1,79
MgO	5,82	1,43	-
MnO	12,2	3,27	3,31
FeO	3,32	21,5	19,7
Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	0,83	57,8	57,8
K <sub>2</sub> O	3,70	0,27	1,00
CaO	2,70	0,46	1,42
Na <sub>2</sub> O	1,32	0,16	0,52
P	0,080	0,008	0,029
Fe <sub>об</sub>	3,16	57,1	55,7

В процессе наплавки увеличивалось содержание железа и его соединений, которые переходят в аэрозоль при плавлении электрода и подложки.

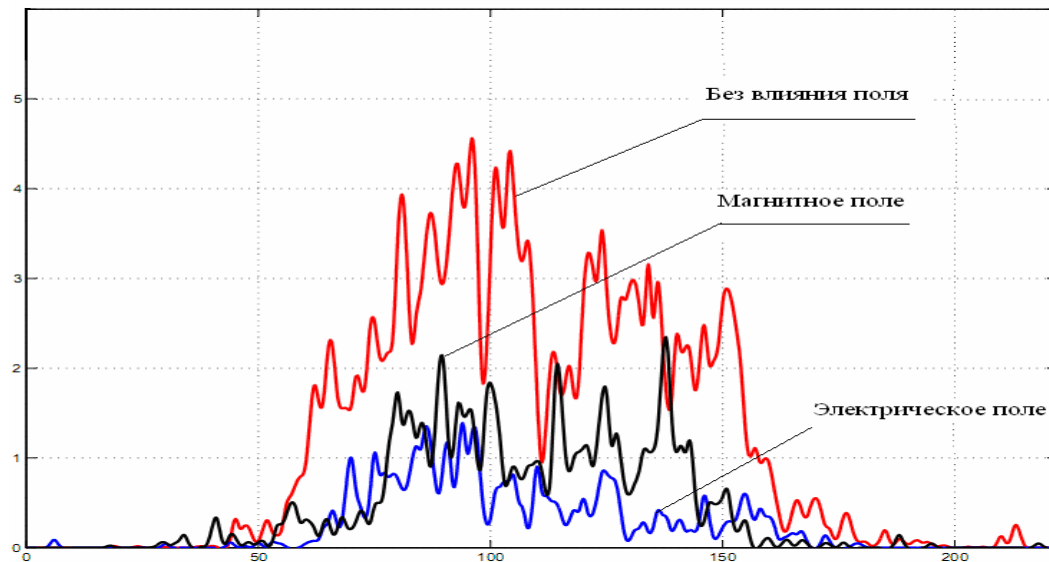
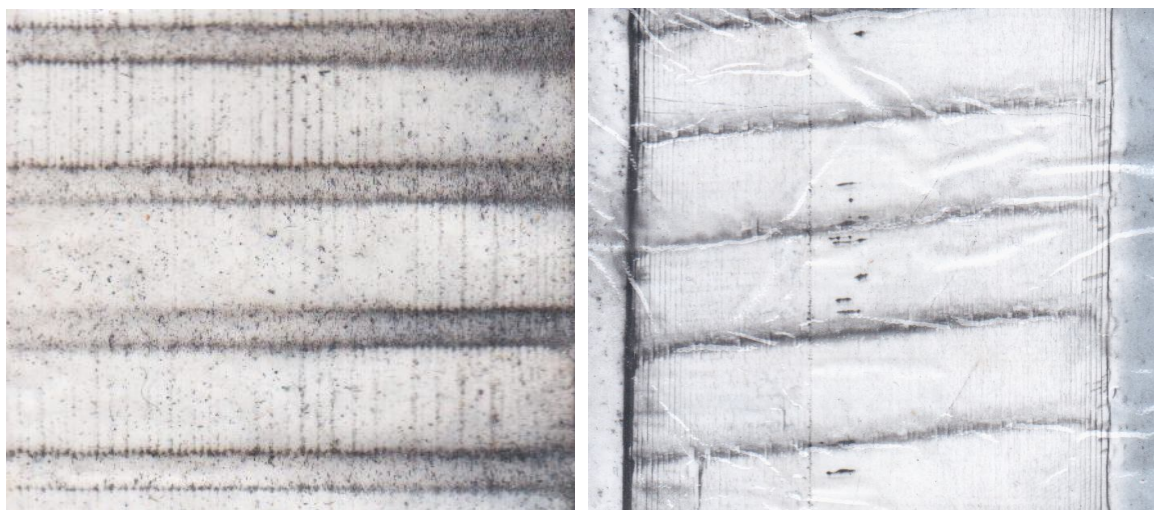


Рисунок 2 – Плотность распределения частиц на выходе осадительной камеры при воздействии электрического и магнитного полей

Исследования показали, что магнитное поле, которое используется совместно с электростатическим, увеличивает степень разделения ионов и повышает уровень осаждения в сравнении с известными методами. Магнитное поле, используемое совместно с электростатическим,

позволяет эффективнее проводить выделение вредных веществ из потока загрязненного воздуха, доводя степень очистки до 99,7%.

Проведение дальнейших исследований по воздействию комплексной системы “электростатика - магнитное поле” на содержащиеся в технологических потоках воздуха микрочастицы ферромагнитных, немагнитных, проводящих и диэлектрических материалов позволило установить следующее: при действии вращающегося магнитного поля на проводящие немагнитные материалы (медь, латунь, графит) наблюдается явно выраженная концентрация их в зубцовой зоне, (участки с наибольшими значениями магнитной индукции). Более высокий уровень осаждения был получен у ферромагнитных частиц в активной зоне очистки (рисунок 3).



а)

б)

Рисунок 3 – Картина осаждения частиц  
во вращающемся магнитном поле:

(а) – ферромагнитные частицы (б) – немагнитный материал (графит)

Важной отличительной особенностью новой разработки является обеспечение функции самоочищения фильтра в процессе работы.

Созданная физическая модель камеры очистки обеспечивает улавливание частиц размером до 10 мк. Комплексное воздействие центробежных ( $F_{ц}$ ) электромагнитных ( $F_{п}$ ) и аэродинамических ( $V_{в}$ ) усилий на ТАЧ формируют преимущественную траекторию их движения в зону утилизации с возможностью последующего их использования (рисунок 4).

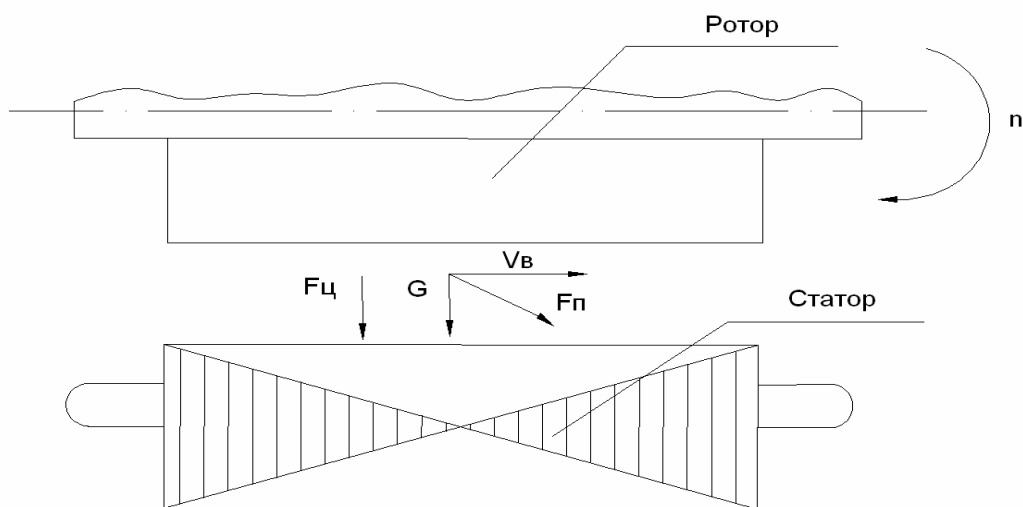


Рисунок 4 – Силы действующие на частицу в зоне очистки вращающимся полем

#### Выводы:

1 Эффективность очистки воздуха зависит от степени ионизации воздушного потока, что подтверждается экспериментальными данными. В зависимости от длины осаждающей поверхности можно добиться достаточно высокой степени очистки воздуха.

2 Совместное использование электрического и магнитного поля обеспечивает большую степень очистки при незначительном увеличении энергозатрат.

3 Вращающееся магнитное поле увеличивает степень выноса загрязнений на осадительные элементы и обеспечивает удаление загрязнений из осадительной камеры.

4 Дальнейшие исследования должны быть направлены на разработку методологии создания фильтрующих устройств совместного воздействия электрического и магнитного полей.

#### Библиографический список

1. <http://www.svarkainfo.ru>
2. В.В Подгаецкий, И. И. Люборец Сварочные флюсы. – К.: Техніка, 1984. – 167с.
3. Онлайн-журнал “Заметки Радиоэколога” <http://radioecology.net>
4. Пат. 2196007 Российской Федерации. В03С1/02. Устройство для очистки дисперсных систем, жидкости, газа от ферромагнитных частиц/ Пономарева Л.М.
5. <http://www.incompneft.ru>

д.т.н. Лущик В. Д.  
(ДонДТУ, Алчевськ, Україна)

## АСИНХРОННІ ДВИГУНИ З ПАЗАМИ РІЗНОЇ ВИСОТИ В КОРОТКОЗАМКНЕНОМУ РОТОРІ

*Показано, що різної висоти пази в короткозамкненому роторі покращують масогабаритні та енергетичні показники асинхронних двигунів.*

**Ключові слова:** асинхронний двигун, короткозамкнений ротор, пази ротора, ярмо ротора, втрати електричні, потужність, коефіцієнт корисної дії.

*Показано, что пазы различной высоты в короткозамкнутом роторе улучшают массогабаритные и энергетические показатели асинхронных двигателей.*

**Ключевые слова:** асинхронный двигатель, короткозамкнутый ротор, пазы ротора, ярмо ротора, электрические потери, мощность, коэффициент полезного действия.

Асинхронні двигуни продовжують домінувати в електроприводі. 90% всіх електричних двигунів – це асинхронні двигуни. Асинхронні двигуни споживають більше половини всієї електричної енергії, що виробляється в світі. Тому покращення масогабаритних та енергетичних показників асинхронних двигунів являється актуальною і важливою проблемою.

Завдяки науково розробленим програмам оптимального проектування [1,2] асинхронні двигуни досягли високої ступені досконалості. Вважають, що подальше покращення асинхронних двигунів можливе лише завдяки покращенню магнітних та ізоляційних матеріалів. Але, як виявилось, є ще можливості для покращення характеристик асинхронних двигунів [3,4].

З урахуванням того, що частина магнітного потоку в номінальному режимі проходить через вал, всі розрахункові методики [5,6] враховують цю обставину слідуною формулою для розрахунку висоти ярма ротора:

$$h_{\text{я}} = \frac{2+p}{3,2p} \left( \frac{D_2}{2} - h_{n2} \right) - \frac{2}{3} d_k, \quad (1)$$

де  $p$  – число пар полюсів;

$D_2$  – діаметр ротора;

$h_{п2}$  – висота паза ротора;

$d_k$  – діаметр вентиляційних каналів в роторі.

Але як показує аналіз всіх серійних двигунів як з трапецеїдальними пазами під мідні стрижні, так і з овальними пазами під заливку пазів розплавленим алюмінієм чи міддю, висота ярма ротора  $h_y$  виявляється завищеною, індукція в ярмі ротора не перевищує  $B_y = 1 \text{ Тл}$ , що свідчить про недовикористання активних матеріалів ротора і потенційну зниженість потужності всіх серійних асинхронних двигунів. Збільшення висоти пазів ротора, щоб збільшити провідниковий матеріал обмотки і повноцінно завантажити ярмо ротора, неможливе із-за критичного зменшення ширини паза в нижній його частині (рисунок 1), яка по технологічним умовам не повинна бути менша трьох міліметрів.

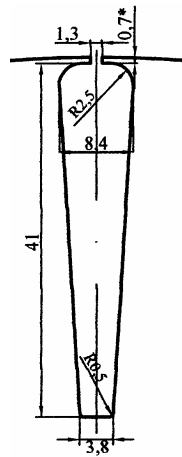


Рисунок 1 – Паз під трапецеїдальні мідні стрижні

Оптимальну висоту ярма ротора, яка визначається із врахуванням оптимальної індукції в ярмі ротора  $B_y$ , що рекомендується для даної полюсності, знаходять так:

Магнітний потік одного полюса в повітряному зазорі

$$\Phi_\delta = B_\delta \frac{D_2}{p} l_\delta, \quad (2)$$

де  $B_\delta$  – індукція в повітряному зазорі,  $B_\delta \approx 0,8 \text{ Тл}$ ;

$l_\delta$  – довжина магнітопроводу.

В спинці ротора потік  $\Phi_\delta$  розгалужується на дві половини

$$\Phi_{\text{я}} = \frac{\Phi_{\delta}}{2} = B_{\text{я}} h_{\text{я}} l_{\delta} k_c, \quad (3)$$

де  $k_c$  – коефіцієнт заповнення сталі.

Використовуючи (2) і (3), одержуємо оптимальну висоту ярма статора

$$h_{\text{я}} = \frac{B_{\delta} D_2}{2 p B_{\text{я}} k_c}. \quad (4)$$

Приймаємо індукцію  $B_{\text{я}}$  дещо меншу середніх значень, що рекомендуються. Для двополюсних машин ( $2p=2$ ) приймаємо  $B_{\text{я}}=1,4\text{Тл}$ , для  $2p=4$  –  $B_{\text{я}}=1,2\text{Тл}$ , для  $2p=6$  –  $B_{\text{я}}=1,2\text{Тл}$ , для  $2p=8$  –  $B_{\text{я}}=1\text{Тл}$ . Використовуючи ці значення індукцій і підставляючи (4) в (1), знаходимо висоту паза ротора  $h_{\text{п}2}$ , при якій будуть забезпечуватись індукції в ярмі ротора, що рекомендуються.

Для двополюсної машини ( $2p=2$ )  $h_{\text{п}2} = 0,2D_2 - 0,7d_k$ , для чотириполюсної ( $2p=4$ )  $h_{\text{п}2} = 0,24D_2 - 1,1d_k$ , для шестиполюсної ( $2p=6$ )  $h_{\text{п}2} = 0,29D_2 - 1,3d_k$ , для восьмиполюсної ( $2p=8$ )  $h_{\text{п}2} = 0,29D_2 - 1,4d_k$ .

Щоб можна було здійснити пази з такими висотами, потрібно їх виконувати в роторах через паз, як показано на рисунку 2.

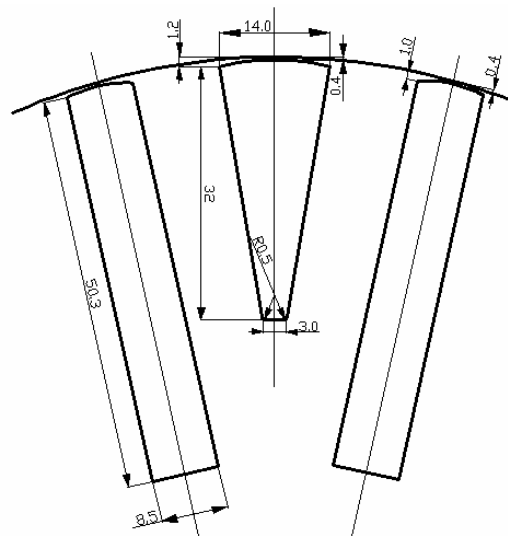


Рисунок 2 – Пази різної висоти під мідні стрижні

Для двигунів з трапецеїдальними пазами під мідні стрижні раціонально пази з великою висотою виконувати прямокутної форми, а між ними розміщувати пази трапецеїдальної форми. Висота пазів трапецеїдальної форми залежить від ширини паза в нижній його частині, яка не повинна бути менша трьох міліметрів, і становить приблизно 60% висоти прямокутного паза.

Для двигунів з овальними пазами під заливку пазів розплавленим алюмінієм чи міддю пази з великою висотою в нижній частині розширюють до ширини верхньої частини і розміщують між короткими пазами в поперемінній послідовності (рисунок 3).

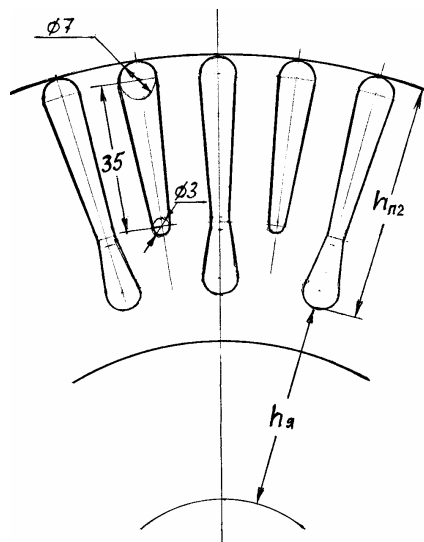


Рисунок 3 – Пази різної висоти під алюмінієву заливку ротора

Проблема збільшення корисної потужності асинхронних двигунів вугільних комбайнів особливо актуальна. Збільшення потужності комбайнових двигунів пропорційно збільшує продуктивність праці вугільних комбайнів, але габаритні розміри комбайнових двигунів збільшувати неможливо із-за обмеженості габаритних розмірів вугільних комбайнів.

Тому розглянемо ефективність збільшення висоти пазів ротора в асинхронних двигунах вугільних комбайнів, що виготовляють ВАТ «Донецький електротехнічний завод» та ВАТ «Первомайський електро-механічний завод».

Для двигуна ЕКВК4-220 (ВАТ ДЕТЗ) із обмоткової записки маємо:  $P_{2н} = 220 \text{ кВт}$ ;  $U_1 = 1140/660 \text{ В}$ ;  $I_{л} = 142/246 \text{ А}$ ;  $n_{\text{синхр.}} = 1500 \text{ об/хв.}$ ;  $S_n = 1,5\%$ ;  $\eta = 92\%$ ;  $\cos \phi_1 = 0,85$ ; діаметр ротора  $D_2 = 231,4 \text{ мм}$ ; довжина магнітопроводів статора і ротора  $l_{\delta} = 630 \text{ мм}$ ;  $Z_1 = 48$ ;  $Z_2 = 38$ ;  $W_{1\phi} = 56$ ;  $r_{1\phi 20^\circ} = 0,0767 \text{ Ом}$ ; магнітний потік  $\Phi = 0,0573 \text{ Вб}$ ; розміри трапецеїдального стержня ротора 7,9; 3,3; 40,5; розміри короткозамикаючого кільця 18×50; матеріал стержнів і кілець – мідь.

Приймаємо за базові величини:  $P_{2н} = 220 \text{ кВт}$ ;  $U_{1\phi} = 660 \text{ В}$ ;  $I_{1\phi} = 142 \text{ А}$ ;  $\cos \phi_1 = 0,85$ . Споживана потужність



$$P_1 = 3U_{1\phi} \cdot I_{1\phi} \cos \varphi_1 = 3 \cdot 660 \cdot 142 \cdot 0,85 = 238986 \text{ Вт.} \quad \text{Уточнюємо ККД:}$$

$$\eta = \frac{P_2}{P_1} = \frac{220000}{238986} = 92,055\%.$$

В серійному двигуні висота паза ротора  $h_{n2} = 41,7 \text{ мм}$  (рисунок 1). Знаходимо висоту ярма ротора, через яку проходить магнітний потік  $\Phi_{\text{я}}$ , використовуючи (1)

$$h_{\text{я}} = \frac{2+p}{3,2p} \left( \frac{D_2}{2} - h_{n2} \right) = \frac{2+2}{3,2 \cdot 2} \left( \frac{231,4}{2} - 41,7 \right) = 46,25 \text{ мм}.$$

Індукція в ярмі ротора, використовуючи формулу (3):

$$B_{\text{я}} = \frac{\Phi_{\delta}}{2 \cdot h_{\text{я}} \cdot l_{\delta} \cdot k_c} = \frac{0,0573}{2 \cdot 0,04625 \cdot 0,63 \cdot 0,97} = 1,0135 \text{ Тл}.$$

В таблиці 1 приведені дані електромагнітних розрахунків згідно з рекомендаціями [3].

Таблиця 1 – Дані електромагнітних розрахунків серійного двигуна

$P_{m1_{115^\circ}}$	$P_{cm.1}$	$P_{cm}$	$I_2$	$r_c$	$q_c$	$r_{кл.}$	$r_2$	$P_{m2}$	$P_{доод}$	$P_{мех}$	$S$
Вт	Вт	Вт	А	Ом	мм <sup>2</sup>	Ом	Ом	Вт	Вт	Вт	%
6403	3929	228654	1033,655	$6,666 \cdot 10^{-5}$	226,8	$0,0399 \cdot 10^{-5}$	$7,402 \cdot 10^{-5}$	3005	1195	4454	1,314

З переходом до пазів неоднакової висоти (рисунок 2) висота ярма ротора

$$h_{\text{я}} = \frac{2+p}{3,2p} \left( \frac{D_2}{2} - h_{n2} \right) = \frac{2+2}{3,2 \cdot 2} \left( \frac{231,4}{2} - 51,3 \right) = 40,25 \text{ мм}.$$

Індукція в ярмі ротора

$$B_{\text{я}} = \frac{\Phi}{2 \cdot h_{\text{я}} \cdot l_{\delta} \cdot k_c} = 1,165 \text{ Тл}$$

збільшується незначно, тому  $\cos \varphi_1$  залишається незмінним.

Площа поперечного перерізу трапецеїдального стрижня

$$q_{c1} = \frac{b_{c1} + b_{c2}}{2} \cdot h_{c1} = \frac{13,7 + 2,7}{2} \cdot 31,5 = 258,3 \text{ мм}^2$$

площа поперечного перерізу прямокутного стрижня

$$q_{c2} = b_{c2} \cdot h_{c2} = 8 \cdot 50 = 400 \text{ мм}^2.$$

Середнє значення поперечного перерізу стрижня ротора нової конструкції

$$q_{к.сер} = \frac{q_{c1} + q_{c2}}{2} = \frac{258,3 + 400}{2} = 329,15 \text{ мм}^2.$$

Активний опір стрижня ротора нової конструкції

$$r_c = \rho_{115^\circ} \frac{l_c}{q_{c/сер}} = 0,024 \cdot \frac{0,63}{329,15} = 4,5932 \cdot 10^{-5} \text{ Ом}.$$

Опір  $r_{кл.}$  залишається без зміни.

В результаті опір  $r_2$

$$r_2 = r_c + \frac{2r_{кл}}{\Delta^2} = 4,5932 \cdot 10^{-5} + 0,736 \cdot 10^{-5} = 5,3292 \cdot 10^{-5} \text{ Ом}.$$

Втрати в обмотці ротора нової конструкції

$$p_{m2} = Z_2 I_2^2 \cdot r_2 = 38 \cdot 1033,655^2 \cdot 5,3292 \cdot 10^{-5} = 2163 \text{ Вт},$$

що на 842 Вт менше порівняно з ротором серійної конструкції.

Визначаємо струм  $I_{1\phi}$ , при якому сумарні втрати в двигуні залишаться практично незмінними. В результаті відповідних розрахунків знаходимо цей струм:

$$I_{1\phi} = 148 \text{ А},$$

відповідно струм в роторі

$$I_2 = 1078 \text{ А}.$$

В таблиці 2 приведені дані електромагнітних розрахунків для ротора нової конструкції.

Таблиця 2 - Дані електромагнітних розрахунків модернізованого двигуна

$P_{m1}$	$P_m$	$P_1$	$P_{\text{доод}}$	$\sum p$	$P_2$	$\eta$	$S$
Вт	Вт	Вт	Вт	Вт	Вт	%	%
6963	2353	249084	1245	18944	230140	92,3945	0,9878

Корисна потужність збільшилась на 4,6%, сумарні втрати залишились практично незмінними (на 42 Вт зменшились), коефіцієнт корисної дії збільшився на 0,36%.

Незважаючи на збільшення ваги міді в роторі, загальна вартість міді в роторі зменшилась, так як профільна трапецеїдальна мідь в 1,5 рази дорожча за прямокутну мідь.

Пускові властивості не погіршуються. В прямокутних стрижнях висотою 50мм діє значний ефект витіснення струму, активний опір ротора при пуску такий же, як і в серійному роторі.

Для двигуна ЕКВ4-140 (ВАТ ПЕМЗ) є дані типових випробувань, що полегшує розрахунки:  $U_{1л} = 660В$ ;  $I_{1л} = I_{1\phi} = 152,6А$ ;  $P_1 = 153119Вт$ ;  $p_{m1} = 4390Вт$ ;  $p_{cm.1} = 1830Вт$ ;  $p_{m2} = 4554Вт$ ;  $p_{mex} = 1580Вт$ ;  $p_{\text{доод.}} = 765Вт$ ;  $\sum p = 13119Вт$ ;  $P_2 = 140000Вт$ ;  $\eta = 91,43$ ;  $\cos\varphi_1 = 0,88$ ;  $s = 3,1\%$ ;  $r_{1\phi 115^\circ} = 0,06285$ . Необхідні для розрахунків дані із обмоткової записки:  $w_{1\phi} = 40$ ;  $\kappa_{об.1} = 0,925$ ; діаметр ротора 227,8мм; довжина пакетів статора і ротора  $l_\delta = 510мм$ ; магнітний потік  $\Phi = 0,0457Вб$ ; число пазів ротора  $Z_2 = 45$ ; висота пазів ротора  $h_{n2} = 35мм$ ; площа поперечного перерізу паза ротора  $q_{n2} = 172,8мм^2$ ; площа поперечного перерізу кільця  $q_k = 26 \times 37 = 962мм^2$ ; ротор залитий алюмінієм.

Індукція в спинці ротора, використовуючи формулу (3),

$$B_\gamma = 0,9426Тл.$$

При збільшенні в половини пазів ротора їх висоти до  $h_{n2} = 48мм$  індукція в спинці ротора підвищується до  $B_\gamma = 1,12Тл$ , середнє значення поперечного перерізу паза в роторі збільшується до  $q'_{n2} = 207,4мм^2$ ; пропорційно збільшується площа поперечного перерізу короткозамикаючого кільця. В результаті пропорційно зменшуються втрати в обмотці ротора:

$$p'_{m2} = p_{m2} \cdot \frac{q_{n2}}{q'_{n2}} = 4554 \cdot \frac{172,8}{207,4} = 3794 \text{ Вт},$$

що на  $\Delta p = 760 \text{ Вт}$  менше, ніж в роторі з рівновеликими пазами.

Струм  $I'_{1\phi}$ , при якому сумарні втрати в двигуні залишаються незмінними,

$$I'_{1\phi} = 159,4 \text{ А}.$$

Втрати в міді статора при струмі  $I'_{1\phi} = 159,4 \text{ А}$

$$p'_{m1} = 3I_{1\phi}^2 \cdot r_{1\phi 115^\circ} = 3 \cdot 159,4^2 \cdot 0,06285 = 4790 \text{ Вт}.$$

Втрати в обмотці ротора при струмі статора  $I'_{1\phi} = 159,4 \text{ А}$

$$p''_{m2} = p'_{m2} \left( \frac{I'_{1\phi}}{I_{1\phi}} \right)^2 = 3794 \left( \frac{159,4}{152,6} \right)^2 = 4139 \text{ Вт}.$$

Сумарні втрати в двигуні

$$\begin{aligned} \sum p' &= p'_{m1} + p_{cm.1} + p''_{m2} + p_{мех.} + p'_{доd.} = \\ &= 4790 + 1830 + 4139 + 1580 + 800 = 13139 \text{ Вт}. \end{aligned}$$

Споживана потужність

$$P'_1 = 3U_{1\phi} \cdot I'_{1\phi} \cos \varphi_1 = 3 \cdot 380 \cdot 159,4 \cdot 0,88 = 159910 \text{ Вт}.$$

Корисна потужність

$$P'_2 = P'_1 - \sum p' = 159910 - 13139 = 146771.$$

Корисна потужність збільшилась на 4,836% при практично незмінних втратах в двигуні.

Коефіцієнт корисної дії

$$\eta' = \frac{P'_2}{P'_1} = \frac{146771}{159910} = 91,7835\% \text{ (на } 0,3866\% \text{ збільшився)}.$$

Ковзання

$$S' = \frac{P_{м2}''}{P_{ем}'} = \frac{4139}{159910 - 4790 - 1830} = 2,7\% \text{ (на 13\% зменшилось).}$$

Таким чином, виконання пазів в роторі різної висоти дозволяє збільшити поперечний переріз пазів ротора, що призводить до покращення масогабаритних та енергетичних показників асинхронних двигунів з короткозамкненими роторами.

В асинхронних двигунах з трапецеїдальними мідними стрижнями виготовлення двигунів здешевлюється.

### Бібліографічний список

1. Асинхронные двигатели общего назначения. Бойко Е.П., Гаинцев Ю.В., Ковалев Ю.М. и др. Под ред. В.М. Петрова и А.Э. Кравчика. – М.: Энергия, 1980. – 488с., ил.

2. Оптимальное проектирование асинхронных взрывозащищенных двигателей. Горягин В.Ф., Загрядцкий В.И., Сычева Т.А. и др. Кишинев, «Штиинца», 1980, 200с. Табл. 46, библиогр. 52, ил. 47.

3. Луцик В.Д. Асинхронний двигун з короткозамкненою обмоткою на роторі. Патент України на корисну модель №42184, Бюл. №12, 25.06.2009, ДонДТУ.

4. Луцик В.Д. Асинхронний двигун з короткозамкненим ротором. Патент України по заявці а 200810695, позитивне рішення від 26.01.10.

5. Проектирование электрических машин / И.П. Копылов, Ф.А. Горянов, Б.К. Клоков и др. – М.: Энергия, 1980. – 496 с.

6. Гурин Я.С., Кузнецов Б.И, Проектирование серий электрических машин. – М.: Энергия, 1978. – 480 с.

*к.т.н. Захожай О.И.,  
Исинова И.Ю.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## КОМПЬЮТЕРНАЯ СИСТЕМА ОХРАНЫ ОБЪЕКТОВ

*В статі розглядаються питання побудови комп'ютерних систем охорони об'єктів. Запропонована інформаційна модель такої системи, розроблені вимоги щодо систем такого роду.*

**Ключові слова:** *система централізованого управління, інформаційна модель, головний операційний модуль, модуль обробки інформації датчиків, модуль вибору відеоканалу, модуль управління відеокамерами.*

*В статье рассматриваются вопросы построения компьютерных систем охраны объектов. Предложена информационная модель такой системы, разработаны требования к системам такого рода.*

**Ключевые слова:** *система централизованного управления, информационная модель, главный операционный модуль, модуль обработки информации датчиков, модуль выбора видеоканала, модуль управления видеокамерами.*

Современное состояние криминогенной обстановки характеризуется ростом различного рода правонарушений, и, как следствие, повышением требований к создаваемым системам безопасности [1].

Основной задачей системы охраны с централизованным управлением, является определение факта вторжения на подконтрольную территорию и оповещение оператора или удаленных охранных служб (например, отдела внутренних дел или вневедомственной охраны) [1].

Эффективная охрана объектов, находящихся в контролируемой зоне, может оказаться невозможной или малозначительной ввиду применения систем безопасности, ориентированных только на извещение дежурных сил охраны о факте непосредственного проникновения нарушителей на охраняемый объект. В этих условиях, использование интегрированных систем безопасности, включающих в свой состав комплексную систему охраны периметра, является актуальным, поскольку обеспечивает обнаружение потенциального нарушителя [2]. Кроме этого, очень важным является создание таких систем, которые при минимуме обслуживающего персонала могли бы обеспечивать охрану значительных территорий. Таким образом, очень актуальным является вопрос

разработки новых подходов и систем критериев для построения высокоэффективных систем охраны [1-3].

Предлагаемая компьютерная система охраны имеет централизованную структуру, позволяет обеспечить универсальность подключения датчиков, возможность их группировки на один канал обработки данных. Предполагается полностью цифровая обработка сигналов на всех этапах функционирования системы, что позволяет обеспечить дополнительную помехоустойчивость и, как следствие, меньшее количество ложных срабатываний.

Основными требованиями, предъявляемыми к такой системе являются:

1. Возможность централизованного управления с одного пульта.
2. Универсальность подключения датчиков.
3. Возможность группировки датчиков на один канал.
4. Цифровая обработка сигнала (точность, надежность, скорость).
5. Обеспечение гибкости адаптации системы под помещение разной площади и конфигурации.
6. Универсальность интерфейса подключения датчиков различных типов.
7. Возможность визуального наблюдения контролируемых помещений, а также отображения информации от разных источников на одном пульте централизованного управления.

Информационная модель предлагаемой компьютерной системы охраны приведена на рисунке 1. Координация работы всей системы выполняется оператором на основании его интеллектуальных и эвристических способностей. Оператор в любой момент времени может изменять настройки и режим работы системы. Кроме этого, реализация системы поддержки принятия решений позволит упростить работу оператора, в том числе, в критических и нестационарных ситуациях.

Маршрутизация всех потоков информации в системе осуществляется между главным операционным модулем (ГОМ), модулем обработки информации с датчиков (МОИД), модулем выбора видеоканала (МВВ), модулем управления видеокамерами (МУВ) и видеокамерой. ГОМ осуществляет инициализацию всей системы, при которой определяется наличие МОИД, МВВ и модулей управления видеокамерами.



Рисунок 1 – Информационная модель

ГОМ позволяет определить алгоритм сканирования датчиков, который будет выбираться оператором или автоматически после инициализации МОИД. На основании выбора алгоритма сканирования осуществляется опрос датчиков МОИД. После опроса, текущее состояние датчиков сохраняется для протоколирования работы системы, а также для дальнейшего сопоставления состояний датчиков различного принципа с целью исключения ложных срабатываний или отказов. В любой момент времени может осуществляться транзакция между ГОМ и МОИД. В результате транзакции информация о состоянии датчиков поступает в систему. Получаемая информация также может быть предоставлена оператору.

Выбор режима видеонаблюдения осуществляется в соответствии с текущей настройкой системы и может быть инициирован оператором. В системе предлагаются 3 режима видеонаблюдения:

- 1) ручной режим;
- 2) автоматический;
- 3) самонаведение.

Для правильной работы МУВ реализуется дополнительный сервисный режим начального позиционирования камеры. Этот режим должен активироваться перед началом использования МУВ в момент инициализации. Далее на основании выбора режима сканирования будет инициализироваться один из трех алгоритмов управления видеокамерой. При использовании режима самонаведения управление видеокамерой осуществляется на основании входной информации от модуля са-



монаведения. В следствие реализации текущего алгоритма управления видеокамерой на нее поступают данные о текущей координате нарушителя, что позволяет осуществить необходимую последовательность перемещений. При выборе режима видеонаблюдения ГОМ позволяет определить видеоканал, необходимый для просмотра. Управляющая информация от ГОМ передается на МВВ для выполнения задания переключения видеоканалов. В следствии этого, видеосигнал от выбранной видеокамеры подается на МВВ. Процесс передачи видеоданных связан с коммутацией выбранного видеоканала на видеовход компьютерной системы. Полученная информация может быть предоставлена для оператору или регистрироваться специальными аппаратными средствами (например запись видеосигнала на сменные носители или жесткий диск).

Таким образом, предлагаемая компьютерная система охраны объектов имеет следующие основные особенности:

а) сравнительно высокая надежность за счет цифровой обработки сигналов и дублирования датчиков различного принципа функционирования;

б) малая численность обслуживающего персонала при значительных охраняемых площадях;

в) быстроедействие системы и разнообразие путей отработки возникших ситуаций, что обеспечивается гибкостью РС платформы;

г) гибкость и масштабируемость подсистем, что обеспечивается единым алгоритмом опроса датчиков, то есть возможностью включения любого набора датчиков и простотой разработки новых;

е) адресация датчиков при опросе, которая дает возможность точно определить место возникновения чрезвычайной ситуации.

Система имеет низкие системные требования, что позволяет строить ее на базе любого компьютера, так как на него возлагаются только задачи регистрации данных и поддержки интерактивного интерфейса для обеспечения связи с оператором.

### **Библиографический список**

1. Завгородний В.И. Комплексная защита информации в компьютерных системах.— Москва: Логос, 2001.

2. Сетевой электронный научный журнал "СИСТЕМОТЕХНИКА", № 1, 2003 г. <http://systech.miem.edu.ru>.

3. <http://www.nestor.minsk.by/sr/index.html>.

*Рекомендовано к печати к.т.н., проф. Паэрандом Ю.Э.*

*к.т.н. Комаревцева Л.Н.,  
Худобин К.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

### **РАЗРАБОТКА МЕТОДИКИ ОПРЕДЕЛЕНИЯ МОЩНОСТИ ДВИГАТЕЛЯ ЦЕНТРИФУГИ С ЗАДАННЫМ МОМЕНТОМ ИНЕРЦИИ, РАБОТАЮЩЕГО ПО СПЕЦИАЛЬНОМУ ГРАФИКУ**

*Запропонована методика попереднього визначення потужності двигуна для механізмів із заданим моментом інерції, що працює по спеціальному графіку. У основу методу покладена величина динамічного моменту приводу. Досліджені механічні перехідні процеси розрахованого двошвидкісного двигуна центрифуги, які підтвердили відповідність вибраній потужності двигуна вимогам механізму.*

**Ключові слова:** *момент інерції приводу, спеціальний графік, потужність двигуна, рівняння руху приводу зі змінним моментом інерції, середня потужність електричних втрат.*

*Предложена методика предварительного определения мощности двигателя для механизмов с заданным моментом инерции, работающих по специальному графику. В основу метода положена величина динамического момента привода. Исследованы механические переходные процессы рассчитанного двухскоростного двигателя, которые подтвердили соответствие выбранной мощности двигателя требованиям механизма.*

**Ключевые слова:** *момент инерции привода, специальный график, мощность двигателя, уравнение движения привода с переменным моментом инерции, средняя мощность электрических потерь.*

Определение мощности двигателя не представляет каких-либо затруднений только в случае, когда механизмы, приводимые ими в движение, работают в длительном режиме с постоянной нагрузкой.

В ряде производств двигатели работают в повторно-кратковременных режимах, которые входят в рамки ГОСТ 183. Особую группу механизмов составляют центрифуги для сушки сыпучих материалов, которые работают в повторно-кратковременном режиме по специальному графику (таблица 1). При этом, в ходе рабочего процесса, изменяется приведенный момент инерции привода.

Из анализа специальной технической литературы можно сделать выводы, что для работы в специальных режимах выбирают двигатели из модификаций, предназначенных для работы в режимах S3 (или S4) с некоторым запасом относительно известной мощности, который принимается из-за возникновения дополнительных потерь переходных режимов при торможении или реверсе двигателя. После выбора двигателя необходимо исследовать переходные процессы и определить величину потерь в обмотках машины. Такой подход не позволяет на стадии выбора мощности приводного двигателя учесть влияние переходных процессов и особенности графика его работы, который заключается в том, что в ходе работы механизма изменяется его момент инерции.

В таблице 1 приведен график работы центрифуги, для которой по техническим данным рассчитана величина момента инерции привода на различных подциклах его работы.

Таблица 1 - Специальный график работы двигателя центрифуги

№ п/п	Наименование подциклов	Момент инерции центрифуги Н·м ·с <sup>2</sup>		Время, с
		Нач.	Кон.	
1	Разгон двигателя до частоты вращения 320 об/мин	135	135	19
2	Загрузка центрифуги при частоте вращения ротора 320 об/мин	135	213	12
3	Разгон загруженной центрифуги до частоты вращения 970 об/мин	213	213	27
4	Сушка материала на частоте вращения 970 об/мин	213	190	300
5	Торможение двигателя с рекуперацией электроэнергии в сеть путем переключения обмотки статора на пониженную синхронную частоту вращения (320 об/мин)	190	190	12
6	Торможение механическим тормозом	190	190	60
7	Выгрузка и стоянка центрифуги			60
	Длительность цикла			490

В данной работе предлагается метод предварительного определения мощности приводного двигателя, в основе которого лежит величина динамического момента привода, что уже на этой стадии позволяет учесть механические переходные процессы привода.

Величина динамического момента привода равна

$$M_{дин} = -J \cdot \frac{d\Omega}{dt} = -J \cdot \varepsilon, \quad (1)$$

где  $J$  – приведенный момент инерции привода;  
 $\varepsilon$  – угловое ускорение.

На первом этапе определения мощности приводного двигателя можно принять, что разгон и торможение двигателя является равноускоренным. Тогда угловое ускорение двигателя будет равно

$$\varepsilon_i = \frac{\pi}{30} \cdot \frac{n_{кон} - n_{нач}}{\Delta t_i}, \quad (2)$$

где  $n_{кон}$  - конечная частота подцикла;

$n_{нач}$  - начальная частота подцикла;

$\Delta t_i = t_{кон} - t_{нач}$  - длительность подцикла, для которого определяется мощность двигателя.

Нагрузочный момент двигателя при установившемся режиме работы центрифуги, который практически определяется моментом сил трения в подшипниках и центрифуги о воздух, мал, и его можно принять, равным  $(0,1 \div 0,15) \cdot M_{дин}$ . Тогда момент сопротивления на валу двигателя, который определяет потребную мощность, будет равен

$$M_c = (1,1 \div 1,15) \cdot M_{дин}. \quad (3)$$

Мощность приводного двигателя будет равна

$$P_{дв} = M_c \cdot \frac{\pi}{30} \cdot n_{кон}. \quad (4)$$

Наиболее энергоемкими подциклами (таблица 1) работы двигателя является 1 и 3. Расчет угловых ускорений, динамического, нагрузочного моментов, необходимой мощности приводного двигателя для 1 и 3 подциклов приведен в таблице 2.

Наилучшим решением выбора приводного двигателя, работающего от сети промышленной частоты, является использование двухскоростного асинхронного двигателя, у которого число пар полюсов должно быть равным:  $p_1 / p_2 = 3 / 9$ .

Таблица 2 – Расчет мощности двигателя центрифуги с заданным моментом инерции привода для работы по специальному графику

Рассчитываемая величина			Режим работы центрифуги	
Название	обозначение	единицы	Разгон и загрузка	Рабочий режим
начальная частота	$n_{нач}$	об/мин	0	320
конечная частота $n_{кон}$	$n_{кон}$	об/мин	320	950
момент инерции	$J$	кг·м <sup>2</sup>	135	213
время работы	$t$	с	16	30
угловое ускорение	$\varepsilon$	с <sup>-2</sup>	2,1	2,2
Динамический момент	$M_{дин}$	Н·м	282,6	468,174
Нагрузочный момент	$M_c$	Н·м	324,99	538,40
Необходимая мощность двигателя	$P_{дв}$	кВт	10,88	53,53

Учитывая действующие стандарты на шкалу мощностей (ГОСТ 12139) для осуществления заданного режима работы центрифуги двухскоростной двигатель должен иметь мощность:

$$P_{1H} = 55 \text{ кВт};$$

- при работе с числом пар полюсов  $p_2 = 9$  (разгон и торможение центрифуги)

$$P_{2H} = 11 \text{ кВт}.$$

Для проверки правильности предложенного метода предварительного определения мощности был спроектирован двухскоростной асинхронный двигатель по известной методике, изложенной в [3]. Номинальные данные двигателя, величины потерь в обмотках и их перегрев при работе двигателя в режиме S1, приведены в таблицах 3 – 4, соответственно.

Проектирование двигателя, исследование его переходных режимов осуществлялось в среде MathCAD.

Таблица 3 – Номинальные данные спроектированного асинхронного двухскоростного двигателя

$P_n$	Число пар полюсов	$U_n$	$I_n$	$s_n$	$\cos \varphi_n$	$\eta_n$	$\frac{I_n}{I_n}$	$\frac{M_n}{M_n}$
кВт		В	А	%	О.е.	%	О.е.	О.е.
55	3	380	101,85	2,08	0,868	91,1	3,628	0,735
11	9	380	32,05	4,13	0,567	81,48	2,547	1,082

Таблица 4 – Данные расчета потерь и температуры перегрева обмоток статора в режиме S1

$P_n$	$P_{ст}$	$P_{мех}$	$P_{доб.н}$	$P_{эл1}$	$P_{эл2}$	$P_{эл} = P_{эл1} + P_{эл2}$	Перегрев обмоток ста- тора
кВт	Вт	Вт	Вт	кВт	кВт	кВт	°С
55	834,4	454,06	295,7	2,571	1,192	3,763	92,6
11	407,1	50,45	68,7	1,469	0,482	1,951	54,3

Величины, которые в процессе расчета пусковых характеристик были определены массивом точек, в программе исследования переходных процессов были заданы аналитически. Пакет MathCAD имеет несколько встроенных программ, которые позволяют задавать массивы данных аналитически. В данной работе была использована встроенная функция  $linterp(v_x, v_y, x)$ .

Эта функция возвращает линейное интерполированное значение в  $x$  для векторов данных  $v_x$  и  $v_y$ .

Интерполированные кривые механических характеристик, тока обмоток статора и ротора, активного сопротивления обмотки ротора, которые рассчитаны с учетом эффекта вытеснения тока и насыщения коронок зубцов спроектированного двигателя, приведены на рисунках 1 – 4, соответственно. Кривые с индексом «1» относятся к двигателю при числе пар полюсов  $p_1 = 3$ , с индексом «2» - при  $p_2 = 9$ .

Для оценки правильности нахождения мощности приводного двигателя необходимо определить электрические потери в обмотках.

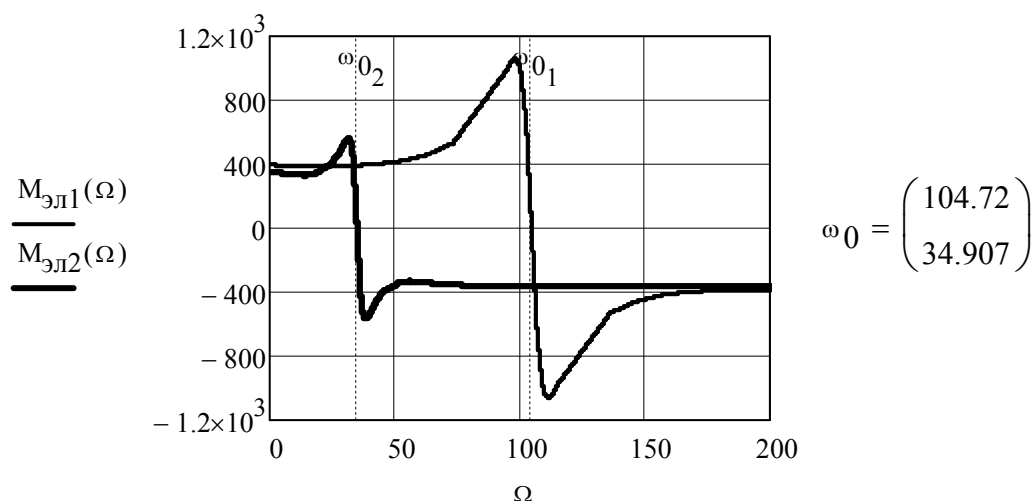


Рисунок 1 – Механические характеристики двигателя

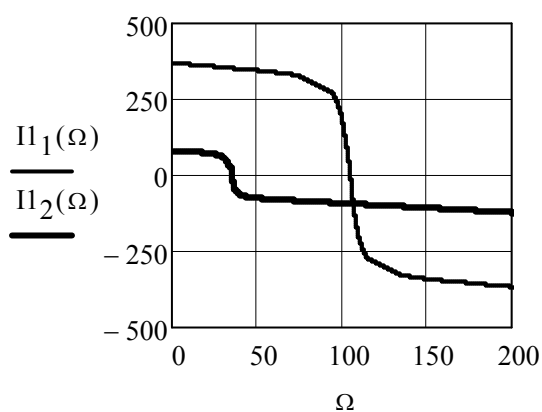


Рисунок 2 – Характеристики ток статора

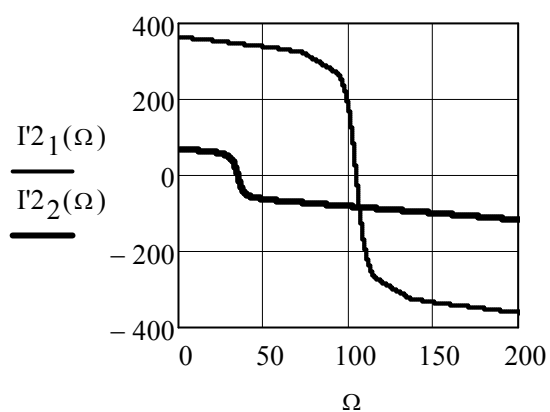


Рисунок 3 – Характеристики приведенного тока ротора

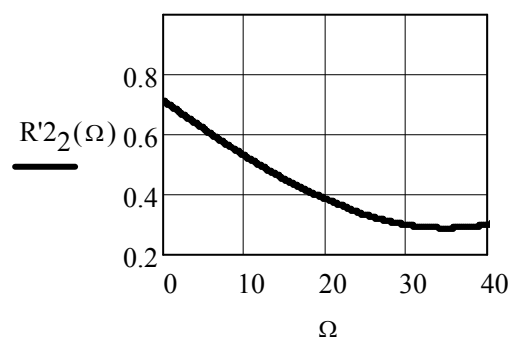
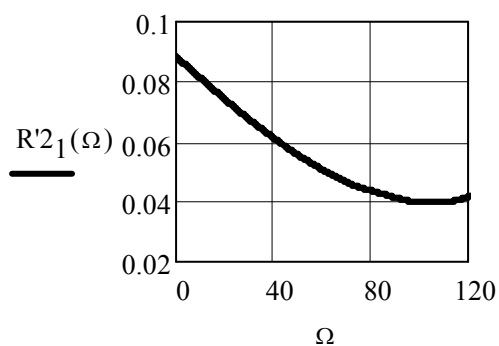


Рисунок 4 – Зависимости величины активного сопротивления обмотки ротора от угловой скорости вращения

Для определения средней величины электрических потерь в обмотках статора и ротора необходимо исследовать переходные процессы привода с целью нахождения величины энергии электрических потерь в обмотках за цикл. Как известно, точная математическая модель исследования переходных режимов базируется на уравнениях Парка-Горева [4]. Но эта модель не учитывает зависимость параметров машины от эффекта вытеснения тока и насыщения коронок зубцов. Модель, которая учитывает указанные явления, достаточно сложная и громоздкая. Исходя из того, что механическая постоянная привода, которая определяется моментом инерции механизма, значительно больше электромагнитной постоянной обмоток машины, можно использовать математическую модель, которая учитывает только механические переходные процессы. Эта математическая модель базируется на уравнении движения привода.

Одна из особенностей работы двигателя центрифуги заключается в том, что в процессе работы двигателя момент инерции привода изменяется. В этом случае уравнение баланса мощности электропривода и рабочей машины можно записать в следующем виде

$$P_{дин} = P_{эл} - P_c, \quad (5)$$

где  $P_{дин}$  – мощность динамического момента;

$P_{эл}$  – электромагнитная мощность;

$P_c$  – мощность сил сопротивления на валу машины.

Динамическая мощность равна производной от запаса кинетической энергии системы по времени

$$P_{дин} = \frac{dT}{dt} = \frac{d(J\Omega^2/2)}{dt} = J \cdot \Omega \cdot \frac{d\Omega}{dt} + \frac{\Omega^2}{2} \cdot \frac{dJ}{dt}. \quad (6)$$

Полученную зависимость (6) подставим в уравнение (5), после несложных преобразований получим систему уравнений движения привода с переменным моментом инерции:

$$\begin{aligned} \frac{d\Omega}{dt} &= \frac{M_{эл} - M_c - \frac{\Omega}{2} \cdot a_J}{J}; \\ \frac{dJ}{dt} &= a_J. \end{aligned} \quad (7)$$



Мощность электрических потерь в обмотках статора можно записать следующими уравнениями

$$\begin{aligned}\frac{dW_{эл1}}{dt} &= P_{эл1} = m_1 [I_1(\Omega)]^2 R_1; \\ \frac{dW_{эл2}}{dt} &= P_{эл2} = m_1 [I_2'(\Omega)]^2 R_2'(\Omega).\end{aligned}\tag{8}$$

Если (8) проинтегрировать во времени, то получим энергию, которая выделяется за цикл работы в обмотке статора и обмотке ротора, соответственно.

Исследование переходных процессов двигателя центрифуги, было проведено с помощью численного метода Рунге-Кутты с постоянным шагом, который в среде MathCAD представлен функцией

$$rkfixed(y_0, T_n, T_k, N, U),$$

где  $y_0$  - матрица начальных условий переменных, которые исследуются;

$T_n, T_k$  - начальное и конечное время интегрирования, соответственно;

$N$  – количество шагов на интервале интегрирования

$U(x, y)$  - матрица правых частей уравнений математической модели.

Программа расчета приведена на рисунке 5. Графики изменения энергии электрических потерь в двигателе за цикл приведены на рисунке 6.

Из рисунка 6 следует, что за время цикла ( $t_u = 490$  с.) в обмотках статора и ротора выделяются потери, сумма которых равна:

$$\begin{aligned}(P_{эл1} + P_{эл2})_{p=3} &= \frac{W_{эл1}}{t_u} = \frac{1844}{490} = 3,763, \\ (P_{эл1} + P_{эл2})_{p=9} &= \frac{W_{эл2}}{t_u} = \frac{571}{490} = 1,165.\end{aligned}$$

```

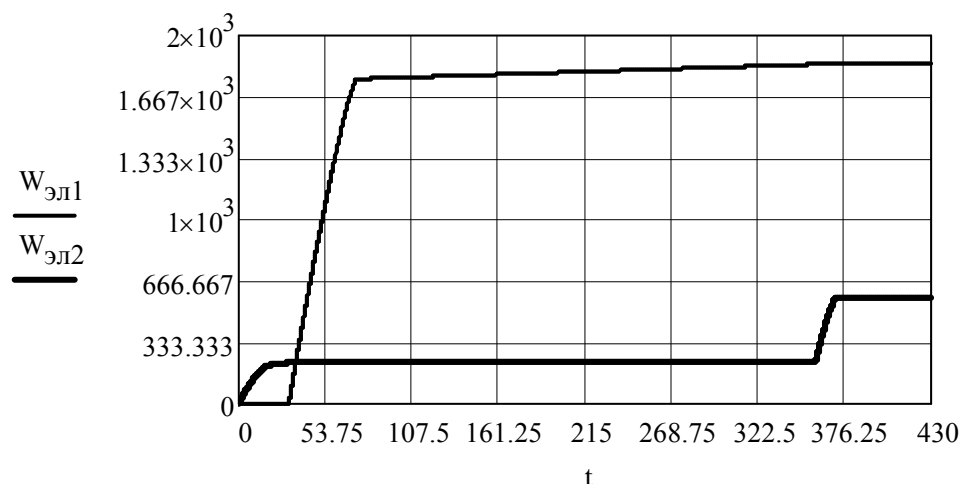
D2 = | n ← 1
      | Ω0 ← 0
      | W01 ← 0
      | W02 ← 0
      | N ← 1000
      | for k ∈ 1 .. 6
      |   | y0 ← (Ω0 W01 W02 JHk)T
      |   |   |
      |   |   | 
$$U(t,y) \leftarrow \begin{bmatrix} \frac{M_{эл}(y_1)_k - M_{c_k} - \frac{y_1}{2} \cdot a_{J_k}}{y_4} \\ m_1 \cdot (I_{11}(y_1)_k)^2 \cdot R_{1_k} + m_1 \cdot (I'_{21}(y_1)_k)^2 \cdot R'_2(y_1)_k \\ m_1 \cdot (I_{12}(y_1)_k)^2 \cdot R_{1_k} + m_1 \cdot (I'_{22}(y_1)_k)^2 \cdot R'_2(y_1)_k \\ a_{J_k} \end{bmatrix}$$

      |   |   |
      |   |   | V ← rkfixed(y0, THk, TKk, N, U)
      |   |   | Ω0 ← (V<2>)N
      |   |   | W01 ← (V<3>)N
      |   |   | W02 ← (V<4>)N
      |   |   | 
$$M_{c_6} \leftarrow \frac{(V^{<2>})_N}{T_{K_6} - T_{H_6}} \cdot J_{H_6} \quad \text{if } k \leftarrow 6$$

      |   |   | for i ∈ 1 .. N
      |   |   |   | wn,1 ← (V<1>)i
      |   |   |   | wn,2 ← (V<2>)i
      |   |   |   | wn,3 ← (V<3>)i
      |   |   |   | wn,4 ← (V<4>)i
      |   |   |   | wn,5 ← (V<5>)i
      |   |   |   | n ← n + 1

```

Рисунок 5 – Программа определения энергии электрических потерь двухскоростного двигателя, работающего по специальному графику



$W_{эл1}$  - суммарная энергия электрических потерь в обмотках двигателя с  $p = 3$ .

$W_{эл2}$  - суммарная энергия электрических потерь в обмотках двигателя с  $p = 9$ .

Рисунок 6 – Графики изменения энергии электрических потерь в обмотках машины.

Выводы. Сравнительный анализ средней величины электрических потерь в обмотках двухскоростного двигателя, работающего по специальному графику не превышает величины электрических потерь в обмотках двигателя в режиме S1, приведенных в таблице 2.

Это говорит о том, что предложенная методика предварительного определения мощности привода по заданному моменту инерции и графику работы привода, позволяет на стадии проектирования двигателя учитывать переходные процессы механизма.

### Библиографический список

1. Ключев В.И., Терехов В.М. Электропривод и автоматизация общепромышленных механизмов: Учебник для вузов. – М.: Энергия, 1980. – 360 с., ил.
2. Андреев В.П., Сабинин Ю.А. Основы электропривода. – М.-Л.: Госэнергоиздат, 1963. – 772 с., ил.
3. Проектирование электрических машин: Учеб. Пособие для вузов/И.П. Копылов, Ф.А. Горяинов, Б.К. Клоков и др.; Под ред. И.П. Копылова. – М.: Энергия, 1980. – 496 с., ил.
4. Ковач К.П., Рац И. Переходные процессы в машинах переменного тока. - М.-Л.: Госэнергоиздат, 1963. – 774 с.

Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Заблудским Н.Н.

*к. т. н. Бирюкова Т.В.  
к. т. н. Сергиенко С.Н.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ПЛАЗМОТРОНЫ ПРОМЫШЛЕННОГО ТИПА С СИЛЬНОТОЧНЫМ КАТОДОМ**

*Установлено, що одним з перспективних напрямків при розробці сильнострумового катода є створення умов прив'язки основної дуги до слабкострумового плазмового струменю, що минає з катодного вузла, працюючого за принципом "плазмового катода". Розроблено і досліджено сильнострумовий катод для потужних плазмотронів. В статті наведені ерозійні характеристики катоду.*

**Ключові слова:** *сильнострумовий катод, катодний вузол, плазмовий катод, характеристики, плазмотрон.*

*Установлено, что одним из перспективных направлений при разработке сильноточного катода является создание условий привязки основной дуги к слаботочной плазменной струе, истекающей из катодного узла, работающего по принципу "плазменного катода". Разработан и исследован сильноточный катод для мощных плазмотронов. В статье приведены эрозионные характеристики катода.*

**Ключевые слова:** *сильноточный катод, катодный узел, плазменный катод, характеристики, плазмотрон.*

В настоящее время значительный интерес к энерго- и ресурсосберегающим технологиям связан с возможностью создания различных экологически чистых производств, новых технологических процессов утилизации промышленных и бытовых отходов, получения коррозионно стойких покрытий и материалов с заданными свойствами. Развитие таких технологий требует высокоэффективных источников энергии, к которым, без сомнения, следует отнести электродуговые плазмотроны. В большинстве случаев запросам производства удовлетворяют плазмотроны фирмы Хюльс и плазмотроны с межэлектродными вставками, в которых повышение мощности достигается за счет увеличения напряжения на дуге, что, однако, приводит к снижению КПД плазмотрона, необходимости улучшения электроизоляции деталей и, в конечном счете, к усложнению эксплуатации таких плазмотронов с точки зрения техники безопасности [1]. Поэтому перспективным остается направление наращивания единичной мощности плазмотрона за счет повышения тока дуги при относительно невысоких уровнях напряжения на разряде путем создания полых, многополостных, газопроницаемых катодов и

расщепления катодного участка дуги. Увеличение тока дуги неминуемо приводит к росту эрозии электродов, снижению ресурса работы плазмотронов, и, как результат, сдерживает их применение в промышленности. Одним из перспективных путей решения этой проблемы является создание условий привязки основной дуги плазмотрона к слаботочной плазменной струе, истекающей из катодного узла, работающего по принципу «плазменного катода» [2]. Поэтому цель работы состояла в повышении работоспособности и эффективности сильноточного катода для мощных плазмотронов за счет привязки основной дуги к плазменной струе, истекающей из сильноточного катода. В данной статье отражены некоторые результаты исследований по созданию такого сильноточного катода для мощных плазмотронов [3 - 6].

На рисунке 1 представлена схема электродугового плазмотрона постоянного тока с сильноточным катодом.

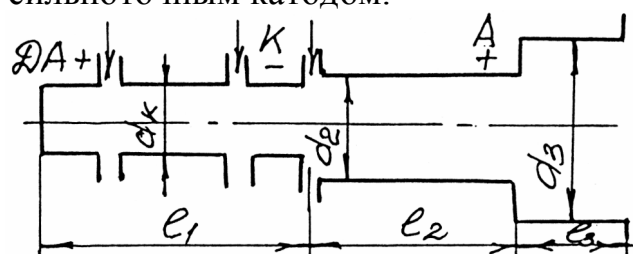


Рисунок 1 - Схема электродугового плазмотрона с сильноточным катодом

Сильноточный катод представляет собой отдельный плазмотрон обратной полярности, включающий последовательно установленные водоохлаждаемые дополнительный анод, ряд типовых нейтральных секций и медный трубчатый катод. Подача газа в разрядный канал сильноточного катода осуществляется двумя потоками в зоне дополнительного анода и катода. Расход газа через сильноточный катод составляет примерно 0,1% от основного расхода плазмообразующего газа.

Принцип работы сильноточного катода следующий: происходит привязка основной дуги плазмотрона (сила тока более 250 А) к слаботочной плазменной струе (сила тока до 250 А), истекающей из катода. При этом возникают условия, способствующие появлению диффузной зоны контакта основной дуги с сильноточным катодом. Диффузный характер дуги позволяет существенно улучшить эрозионные характеристики и ресурсные возможности плазмотрона. Так, эрозия полого медного катода при токах 500- 600 А находится на уровне  $10^{-11}$  кг/Кл, что свидетельствует о возможности его длительной работы в мощных плазмотронах с агрессивными рабочими газами при токе основной дуги несколько килоампер. Характеристики плазмотронов с сильноточным катодом мощностью от 300 до 560 кВт, полученные в соответствии с инженерной методикой расчета мощных плазмотронов, базирующейся на результатах обобщения опытных данных с применением теории подобия и размерности, приведены в таблицах 1, 2.

Таблица 1 – Технические, расчетные и экспериментальные характеристики разработанных плазмотронов

Тип	Мощность, кВт	Напряжение дуги, В	Ток дуги, А	Расход газа в сильноточ- ном катоде, $\times 10^{-3}$ кг/с	Расход рабочего газа, $\times 10^{-3}$ кг/с	Расход воды на охлаж- дение, кг/с	Тепловой КП	Температура струи, К	$l_1$ , м	$d_k$ , м	$l_2$ , м	$d_2$ , м	$l_3$ , м	$d_3$ , м	Эрозия катода, кг/Кл
ПЛ-3А	300	500	600	0,025	40,0	1,5	0,75	3500	0,07	0,007	0,21	0,18	0,09	0,030	$4 \cdot 10^{-11}$
ПЛ-4А	350	500	700	0,025	60,0	1,3	0,75	5000	0,07	0,007	0,23	0,016	0,09	0,030	$6 \cdot 10^{-11}$
П-11А	560	700	800	0,025	60,0	2,0	0,70	3500	0,07	0,007	0,39	0,025	0,12	0,040	$6 \cdot 10^{-11}$

Таблица 2 – Эрозионные характеристики плазмотронов

Тип	t, ч	I, А	U, В	G, кг/с	$d_2$ , м	$l_2$ , м	$l_3$ , м	$\psi_k$ , кг/Кл	$\psi_a$ , кг/Кл
ПЛ-3А	4,5	500	650	$33 \cdot 10^{-3}$	0,018	0,21	0,090	$4 \cdot 10^{-11}$	$2 \cdot 10^{-10}$
ПЛ-4А	3,5	650	600	$60 \cdot 10^{-3}$	0,020	0,23	0,090	$6 \cdot 10^{-11}$	$2 \cdot 10^{-10}$
П-11А	3,5	470	630	$50 \cdot 10^{-3}$	0,025	0,39	0,13	$6 \cdot 10^{-11}$	$2 \cdot 10^{-10}$

Таким образом, полученные данные указывают на перспективность использования сильноточного катода в мощных плазмотронах для различных производств. В дальнейшем необходимо усовершенствовать инженерную методику расчета плазмотронов с таким катодом.

### **Библиографический список**

1. Даутов Г.Ю., Дзюба В.Л., Карп И.Н. Плазмотроны со стабилизированными электрическими дугами. — К.: Наук. думка, 1984.— 166 с.
2. Дандарон Г.-Н.Б., Тимошевский А.Н. Проблемы создания сильноточных катодов для электроплазменных устройств // Генерация потоков электродуговой плазмы: Сб. науч. трудов. — Новосибирск: Ин-т теплофизики СО АН СССР. — 1987. — С.250-270.
3. Бирюкова Т.В. Разработка сильноточного катода для мощных плазмотронов и исследование его характеристики: Дис ....канд. техн. наук: 05.09.10. — Алчевск, 2001 -159 с.
4. Дзюба В.Л., Акаила М.Т.М., Бирюкова Т.В. Результаты обобщения характеристик плазмотрона с плазменным катодом // Придніпровський науковий вісник. Технічні науки. - 1998. - N 43 (110). - С. 72 - 75.
5. Дзюба В.Л., Акаила М.Т.М., Бирюкова Т.В. Исследование электрических характеристик плазменного катода // Сборник научных трудов. — Алчевск: ДГМИ, 1999.- Вып. 10. - С. 88 - 91.
6. Дзюба В.Л., Бирюкова Т.В. Теоретические исследования в канале сильноточного катода // Сборник научных трудов. - Алчевск: ДГМИ, 1999.- Вып. 11. - С. 89 - 90.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Зеленовым А.Б.*

## ABSTRACTING

### CHAPTER "DEVELOPMENT OF MINERAL DEPOSITS"

**Prof. Litvinsky G.G., Pavlov E.E. The influence of passive bearing reaction rocks upon the efficiency of arc frame support.**

Laws of change bearing frame support in development working are investigated by finite-element method under various schemes of loading depending from changes passive bearing reaction of rocks.

**Key words:** arc frame support, development working, efficiency of a support, passive bearing reaction, modulus of subgrade reaction, finite-element method.

**Sokur N.I. Pneumatic delivery airily by a concrete by the machines of friable materials of shallow factions.**

Results over of theoretical and experienced-industrial researches of method of pneumatic delivery of friable mixtures are brought on the upstream making by means of mine concrete machines.

**Key words:** mountain machines, pneumatic concrete, air delivery, friable mixtures.

**Klishin N.K., Sklepovich K.Z., Kasyan S.I., Pron P.A. Working out of a way of prevention floor lift in development works.**

Results of research of influence strengthenings prop on decrease floor lift which basis the system "floor-anchors-sleepers-pit rails" is developed for prevention floor lift are stated.

**Key words:** development work, floor lift, strengthenings prop, numerical modelling.

**Babiyuk G.V., Kiryazev P.N., Ermakov A.N. The modelling of stresses in a rock massif at an overworking.**

The algorithm of 3D modelling of stress-strain a rock massif round a coal face is proved by comparison of two FE-methods.

Variability of conditions is shown at building of mine workings in a rock massif at an overworking.

**Key words:** modeling, stress-strain, deformation, rock massif, mine working, overworking.

**Korneev S.V., Dobronogova V.Yu. Adjusting of pull of chains of backwall scraper conveyers.**

Dependences are resulted for the calculation of current and srednevzveshennykh pulls of hauling organ of backwall scraper conveyers



with an automatic tightener. A calculation and analysis of efficiency of adjusting of pull of hauling organ is made on the factor of wear of chains.

**Key words:** backwall scraper conveyer, wear of chains, adjusting of pull, longevity.

**Okalelov V.N. Probabilistic estimation of bedding conditions of coal layers.**

The probabilistic estimation of favorability degree of geological bedding conditions of coal layers is considered for heading of mine works.

**Key words:** probability, geological conditions, coal layers.

**Kuzmenko V.I. Influence of preparation method for close binder and type of joint surfaces onto the strength property of vulcanizing seams of conveyor belts.**

The results of experimental strength properties researches of vulcanizing seams of conveyor belts are presented.

**Key words:** conveyor belt, vulcanizing seams, strength, type of surface, preparation method.

**Kotliarov A.K. Prevention of explosive mixtures formation in the mine working.**

The analysis of existent methods and controls danger of origin of explosions of dust is executed in the mine workings. The method of control of explosive danger is grounded on results measuring of concentration of dust in a after the area of intensive deposit of dust.

**Key words:** methods and controls explosive danger, concentration of dust, mine atmosphere, mine working.

**Rutkovsky A.Yu., Mulov D.V. Dynamic tests of ring rope vibroinsulators.**

Dynamic tests of ring rope vibroinsulators, used in manual shock cars of vibration-proof systems constructions are conducted. Influence of vibroinsulators design parameters on the free and compelled fluctuations is investigated.

**Key words:** vibroinsulator, tests, the stand, vibration damping, frequency.

**Larchenko V.G., Horujaya N.V. Monitoring deforming the height buildings.**

The method of determination height buildings and device for measurement of horizontal and vertical deformations of their foundation is

offered, allowing to define change the heel of height buildings by a laser device, increasing exactness of horizontal deformations before 1500 once.

**Key words:** heel of height buildings, lazer device, measurement station, horizontal and vertical deformations.

**Averin G.A., Kir'yazev P.N., Filonyuk Y.V., Dotcenko O.G. Mining work influents on intensive and deformation condition of rocks around the adit, which was driven senkin to the goof.**

The article gives design results, which were directed on analyses a condition of driving layer adits in unloading zones.

**Key works:** adits preparatory development, modeling, method oa final elements, the unloading zone.

**Abakumova E.V., Verba R.V., Denisenko V.P. Design of process of forming of maintenance of methane in the system of decontamination of mine.**

The results of mathematical design of maintenance of methane in the system of decontamination of mine on the basis of experimental mine data are resulted.

**Key words:** decontamination mining holes, extraction of methane, metanoair mixtures, maintenance of methane, design.

**Siidov V.N., Pupkov V.S. Influence lumpiness of the destroyed rocks on the process of compaction.**

The results of laboratory researches of the destroyed rocks are resulted, influence degree lumpiness on consolidation process is established.

**Key words:** the destroyed rocks, lumpiness, consolidation.

**Lyskovec T. N., Khalimov V.V. The matters of the norm of electric energy losses in the coal mines.**

The review of methods of definition of electric energy losses are resulted on the basis of calculations of norm of electric energy consumption by the stationary installations. Necessity of improvable methods of electric energy losses normalization is proved.

**Key words:** a method, norm, losses, coal mine, stationary installations.

**Kiziyarov O. L. Estimation of the condition of the roof in a lava strengthened by forcing of fastening structures.**

Results of researches of an intense condition of a roof of a clearing face are resulted at its hardening by forcing of fastening structures.

**Key words:** forcing of fastening structures, zones of loss of the stability, equivalent pressure.

**Krupko I.V. Researches of power and kinematic parameters in the four-basic walking driver of the excavating machine.**

The results of theoretical investigations are presented, the dependences on the basis of the developed structural and settlement circuit designs which present process of travel of the career excavating machine with the four-basic walking driver are gained.

**Key words:** the excavating machine, functionally finished element, the four-basic walking driver.

## CHAPTER "METALLURGY"

**Lutsenko V.A., Borovik P.V. Method of estimation of load roller passes.**

The method estimation of load calibers roller passes of rolling mills, the use of which allows to estimate rationality of schedule drafting and location of calibers on rolls on the criterion of longevity, is developed.

**Key words:** roller pass, blooming, breakage of rollers, schedule drafting, fatigue.

**Kravchenko V.M., Sidorov V.A., Butsukin V.V. Features of operation of bearings rolling running wheel carts for gas metal cutting device of continuous casting machine.**

Studies results of failures of rolling bearings running wheel carts for gas metal cutting device of continuous casting machine, the estimated assessment of their service life are given, the possible causes of failure are analyzed, recommendations to address them are developed.

**Key words:** continuous casting machine, running wheel carts, rolling bearings, service life, causes of failure.

**Rutkovskiy U.A. Research of thermal processes in piston compressors during resonance intensification of their work.**

The results of theoretical research of thermal processes are resulted in piston compressors at suction of gas in the conditions of presence of resonance pressure fluctuations in the suction systems. Formulas are got for determination of increase of temperature of gas in a cylinder and temperature coefficients depending on resistance of suction valves and intensity of swaying process in a suction pipeline

**Key words:** piston compressor, pressure fluctuations, resonance, temperature coefficient.

**Erchov V.M. Thermo-electric control of remaining austenite of polished instrumental steel.**

The experimental results of x-ray photography and thermo-electric analyses of maintenance of remaining austenite are resulted in the polished layer of row of instrumental steel.

**Key words:** the instrumental became, polishing, remaining austenite, x-ray photography analysis, thermo-electric control.

**Cheban V.G. Advantages, lacks and prospects of self-clearing cleaners of liquids.**

The review of self-cleaning filters for clearing technical water of firm pollution are executed. Their advantages, lacks and possible prospects of development are marked.

**Key words:** self-cleaning filter, return washing, technical water.

**Zakhozhay O.I., Shevtcova A.S. Information model of coke oven condition indirect analysis system by computer vision.**

The article is considered description of information model of coke oven condition indirect analysis system by computer vision.

**Key words:** information model, coke oven, computer vision, image, local overheating.

**Moroz N.N., Markevich A.G. Logistic the approach to research of parameters and modes warping of preparation with puddling.**

The analysis of experimental and settlement meanings of force conditions warping of metal by a monolithic conic matrix, way drawing with puddling of products from difficult-to-form of materials is carried spent.

**Key words:** drawing, warping, puddling, parity pulling and pushing of forces.

**Mitichkina N. G., But A.J. Improvement of the process of forming of the pipelines elements.**

A new method for manufacturing of pipelines elements is performed. These pipelines elements are T-branches and a device for its implementation, which help to receive a T-branch for the one run of the press by combining the transition challenge in a single technological formation, punching its bottom and franging of the pierced profile.

**Key words:** T-bend, connector bend, forming, piercing, flanging, die, elastic environment.

**Protsenko M.Y., Kuberskiy S.V., Essel'bakh S.B. Efficiency estimation of the use of iron-carbon fusions electroarc alloying by manganese-containing wastes.**

The method of arc renewal of elements from the silicomanganese production slag in ferrous-carbon fusions and analysis of estimation of its efficiency is offered.

**Key words:** arc renewal, slag, manganese, silicon, alloying.

**Kovalenko V.M. Features of deformation of flange purveyances at extraction with revolved by clamp.**

The results of theoretical researches of process of stamping-extraction with the revolved clamp are resulted, dependences describing the field of tensions in flange are got.

**Key words:** stamping-extraction, clamp, flange, tension, deformed state.

**Levchenko O.O. Explanation of process effectiveness of agglomerate cake destruction with the help of breaking.**

Theoretically and experimentally examined features of agglomerate's crushing on the assumption of predominant action efforts of breaking up on the basis of physical model and laboratory test bench the effectiveness of this method is proved.

**Key words:** deformation, bend, cut, single-roll toothed crusher, agglomerate cake, physical model, laboratory test bench, experimental investigation.

## **CHAPTER "CIVIL ENGINEERING"**

**Drozd G.Ya., Breus R.V., Sokolenko V.M. Physical and mechanics properties of bituminous concrete using utilization in its sediments of sewages.**

The results of theoretical and experimental researches of physical and mechanics properties of bituminous concrete which as a substitute of mineral powder contains communal departure deposited sediment of sewages are resulted. The got results testify to positive influence of fallouts of flow waters on physical and mechanics properties of bituminous concrete and open a way to the wide use of method of utilization of this type of off cuts in an economic turn in the field of travelling building.

**Key words:** deposited sediments of sewages, bituminous concrete, grade analysis (size distribution).

**Kir'yazyev P. N., Bondarchuck V. V., Panteleyev A. Ye. Research of the stressedly-deformed condition of monolithic overlapping on a permanent shuttering.**

It is offered the research method of stressedly-deformed condition of monolithic overlapping on a permanent shuttering with profiled flooring using of a small cross-section. The finite-elemental model of floor slab is constructed. The analysis of the stressedly-deformed condition is made by using of the computer program "Lyre". Calculations in physically linear and physically nonlinear statements are executed. The results of calculations are registered.

**Key words:** method, research, monolithic, overlapping, permanent shuttering, profiled flooring, method of final elements.

**Kir'yazyev P. N., Bondarchuck V. V., Panteleyev A. Ye. Research of the concrete stress condition of the basic sites of a composite plates.**

It is offered the research method of concrete stress condition of a composite plate in an anchor zone on the basic sites with various width of crimp. The finite-elemental models of a composite plate with various width of crimp are constructed. The analysis of the concrete stress condition is made by using of the computer program "Lyre". The results of calculations are registered.

**Key words:** method, research, concrete, composite plate, basis site, width of crimp.

**Balashova O.S. To the calculation of the compressed welded elements of different section.**

The engineering method of determination of bearing strength of the compressed welded elements of double-T and box-type types is developed taking into account influence of the residual stresses, which is based on recommendations of operating norms. The values of the residual stresses in the sections of elements are determined on the known methods.

**Key words:** residual stresses, compressed steel elements, bearing ability.

## **CHAPTER "ELECTRICAL ENGINEERING. RADIOTECHNOLOGY"**

**Zablodsky N.N., Murga V.V., Lukyanov N.V., Gritsuk V.Y. Experimental studies of particle motion in rotating magnetic field.**

The paper presents experimental studies of particle motion in a rotating magnetic field.

**Key words:** rotating magnetic field, ionization chamber, the process of surfacing, cleaning the air, aerosol particles.

**Luschik V.D. Asynchronous motors with different height in slots of short-circuit rotor.**

Shown that slots with different height in short-circuit rotor improve weight and dimensions parameters and the energy performance of asynchronous motors.

**Key words:** induction motor, short-circuit rotor, rotor slots, rotor anchor, electrical losses, power, efficiency.

**Zakhozhay O.I., Isinova I. Yu. Computer system of objects protection.**

The article are considered questions about computer system of object protection. It is offered information model that systems and are developed requirements for such appointment systems.

**Key words:** system of centralized management, information model, the chief operating module, the module of information processing sensors, select the video channel module, the module control cameras.

**Komarevtseva L.N., Khudobin K.V. Development of method of determination of engine of centrifuge power with the set moment of inertia, working on the special mode.**

The method of preliminary determination of engine power is offered for mechanisms with the set moment of inertia, workings on the special mode. In basis method the size of dynamic moment of drive is fixed. The transitional mechanic processes of the expected two speed engine are investigational confirmed accordance to the chosen engine power to the requirements of mechanism.

**Key words:** moment of inertia of drive, special mode, engine power, equalization of motion of drive with the variable moment of inertia, middle power of electric scuffed.

**Birukova T.V., Sergienko S.N. Plasmotron of industrial type with hard-current cathode.**

It is established, that one of perspective directions at the developing of the hard-current cathode is the creation of conditions of binding the basic arc to sick-current plasma jet, expiring out of cathode unit working by the principle of "the plasma cathode". Developed and explored hard-current cathode for powerful plazmotrons. Erosive descriptions of cathode are resulted in the article.

**Key words:** hard-current cathode, cathode knot, the plasma cathode, characteristics, plazmotron.

## **ТРЕБОВАНИЯ**

### **к рукописям научных статей и порядок их рассмотрения при подготовке к выпуску сборника научных трудов ДонГТУ**

Статьи должны представляться в соответствии с требованиями ВАК Украины (Перелік № 1 за 2003г). Сборник научных трудов издается три раза в год. Сборник формирует информационный отдел: 94204, г. Алчевск, пр. Ленина, 16, ДонГТУ, тел/факс (06442) 2-68-87, E-mail: info@dmmti.edu.ua (для редакции сборника научных трудов ДонГТУ), секретарь редакционной коллегии Скомская Светлана Анатольевна.

Сборник содержит следующие разделы: «Разработка полезных ископаемых», «Металлургия», «Строительство», «Электротехника. Радиотехника». Содержание статей должно отвечать новым достижениям науки и техники, их практическому значению, соответствовать технической направленности сборника и представлять интерес для широкого круга специалистов.

В статье должно быть кратко изложено то новое и оригинальное, что разработано авторами, показано преимущество перед аналогами предлагаемых разработок, описаны их особенности и практическая значимость. Результаты работы не должны представляться в виде тезисов.

Ответственность за нарушение авторских прав, за несоблюдение действующих стандартов и за недостоверность приведенных в статье данных полностью несут авторы статьи.

Присланные в редакционную коллегию статьи подвергаются обязательному рецензированию. Редакционная коллегия оставляет за собой право вносить в текст статьи изменения редакционного характера без согласования с авторами.

Рекомендуемое количество авторов статьи до 3-х человек.

Языки предоставления статей: украинский, русский, английский.

## **СОДЕРЖАНИЕ СТАТЕЙ**

Предоставляемые статьи должны иметь следующую структуру:

### **УДК**

УДК на статью присваивает отдел библиографии научной библиотеки ДонГТУ, каб.206.

### **Аннотация**

В аннотации приводятся краткие сведения о статье, объемом 5-10 строк, на трех языках: украинском, русском и отдельным файлом на



английском языке с указанием Ф.И.О. авторов, названия статьи, ключевых слов.

**Обязательные элементы статьи:**

- постановка проблемы в общем виде и ее связь с важными научными и практическими заданиями;
- анализ последних достижений и публикаций, в которых начато решение данной проблемы и на которые опирается автор, выделение нерешенных раньше частей общей проблемы, которым посвящается данная статья;
- формулирование целей статьи (постановка задач);
- представление основного материала исследования с полным обоснованием полученных научных результатов;
- выводы по данному исследованию и перспективы дальнейшего развития данного направления.
- библиографический список должен быть составлен в порядке ссылок на них. Ссылки на литературу в тексте статьи заключаются в квадратные скобки.

За авторами статьи остается право выделения жирным шрифтом названия обязательных элементов статьи.

## **ТРЕБОВАНИЯ К ОФОРМЛЕНИЮ**

1. Текст рукописи статьи от 5 до 10 страниц на белой бумаге формата А4 (210х297 мм) с полями: верхнее, левое, правое, нижнее – 28 мм. Страницы не нумеруются. Рукопись статьи оформляется с применением редактора WinWord (не ниже версии 6.0) шрифтом Times New Roman, размером 14, одинарным интервалом, без переносов, выравниванием по ширине, абзацным отступом 1,27 см.

2. Материалы должны отвечать следующей структурной схеме: УДК, ученая степень, фамилии и инициалы авторов, название организации, города, страны, e-mail автора, название статьи, аннотация на двух языках, после каждой аннотации ключевые слова, основной текст, выводы, библиографический список и отдельным файлом на английском языке - Ф.И.О. авторов, название статьи, аннотация, ключевые слова.

УДК проставляется слева вверху, шрифт полужирный, без абзацного отступа.

Через один интервал – ученая степень, фамилия, инициалы. В круглых скобках – название организации, название города, страны, e-mail автора, через запятую. Шрифт полужирный, курсив, по правому краю.

Через два интервала - название статьи заглавными буквами, выравнивание по центру, шрифт полужирный, без абзацного отступа.

Через один интервал - краткая аннотация на украинском и русском языках, курсивом. После каждой аннотации – ключевые слова, курсивом.

Через один интервал - текст статьи.

3. Рисунки вставляются в текст единым объектом и могут быть представлены:

– *растровыми форматами* – gif, tiff, jpg, bmp и им подобными (качество 200-300 dpi);

– *векторными форматами* – emf, wmf и другими метаформатами.

Рисунки, выполненные в программах Corel, CAD, Word и др., переводятся в один из описанных выше форматов, предпочтительно векторные.

Графический материал следует располагать непосредственно после текста, в котором он упоминается впервые («...на рисунке...», не допускается «см.», «рис.»), или на следующей странице. Все позиции, обозначенные на рисунке, должны быть объяснены в тексте и нанесены слева направо, сверху вниз. Допускается размещение пояснительных данных под иллюстрацией (подрисуночный текст). Под каждым рисунком (подрисуночным текстом) располагается подпись в формате «Рисунок № – Название» с выравниванием по центру без абзаца. После подписи и перед рисунком оставляется пустой интервал.

4. Абзац содержащий формулы должен иметь следующие параметры: выравнивание по левому краю, без абзаца, интервал перед и после абзаца 14 пт, позиции табуляции – 7,75 см по центру (для расположения формулы) и 15,4 см по правому краю (для расположения номера формулы). Формулы выполняются с помощью редактора формул Microsoft Equation 3, MathType математическим стилем, обычное начертание шрифта (нормальный), со следующими размерами:

Full (обычный)	14 pt
Subscript/Superscript (крупный индекс)	10 pt
Sub-Subscript/Superscript (мелкий индекс)	8 pt
Symbol (крупный символ)	20 pt
Sub-Symbol (мелкий символ)	14 pt

Недопустимо размещение формул в табличном формате.

5. Все таблицы должны иметь название и порядковый номер и располагаться после упоминания по тексту. Название располагается над таблицей.

Каждая таблица должна иметь один интервал перед названием и один после таблицы.

6. Через один интервал от текста статьи – полужирным шрифтом располагается заголовок «Библиографический список». Библиографический список оформляется курсивом и должен быть составлен в порядке упоминания в тексте. Ссылки на литературу заключаются в квадратные скобки.

7. Текст статьи предоставляется на электронном носителе и в печатном виде, сопроводительная документация только в печатном виде.

## **СОПРОВОДИТЕЛЬНАЯ ДОКУМЕНТАЦИЯ**

Рецензия специалистов редакционной коллегии ДонГТУ



**Заблодського  
Миколи Миколайовича**



**Заблодський Микола Миколайович** народився 11.03.1950 року у м.Первомайську Луганської області, громадянин України. У 1973 р. закінчив Коммунарський гірничо-металургійний інститут (зараз ДонДТУ), здобув кваліфікацію інженера-електромеханіка. З 1973 по 1979 - інженер, провідний інженер, провідний конструктор спеціального проектно-конструктор-ського і технологічного бюро Псковського електромашинобудівного заводу.

З 1979р. і по теперішній час працює в Донбаському державному технічному університеті. У 1985 р. закінчив заочну аспірантуру Московського гірничого інституту і у 1991 році захистив кандидатську дисертацію на тему «Розробка методів і засобів підвищення ефективності технічного обслуговування і ремонту електрообладнання шахт і розрізів». У 1995 році Заблодському М.М. присвоєно вчене звання доцента.

З 1995 по 2005 роки – декан факультету автоматизації та електротехнічних систем, з 2000 р. – одночасно завідує кафедрою електричних машин та апаратів. З 2005 р. працює проректором з наукової роботи і продовжує завідувати кафедрою.

У 2008 р. захистив докторську дисертацію на тему «Науково-технічні основи створення поліфункціональних електромеханічних перетворювачів технологічного призначення», присуджено вчений ступень доктора технічних наук і вчене звання професора.

Заблодський М.М. є автором 165 опублікованих наукових робіт, двох монографій і навчальних посібників з грифом Міністерства освіти і науки України, автор 30 патентів, розробки за якими впроваджені на 65 підприємствах гірничо-металургійного і агропромислового комплексів України і Росії. **Створив новий науковий напрямок «Поліфункціональні електромеханічні перетворювачі й високоефективні технології на їх основі».**

Під керівництвом М.М. Заблодського як проректора з наукової роботи в університеті досягнуто значні успіхи в наукових дослідженнях, розробках та впровадженні нової техніки і технологій. Обсяг фінансування наукових досліджень за період з 2005 по 2010 р. зріс майже у 4 рази. Університет увійшов у десятку навчальних закладів за кількістю переможців Всеукраїнських конкурсів студентських наукових робіт.



М.М. Заблодський нагороджений дипломом ВДНГ СРСР і України, почесним знаком «Шахтарська слава» III ступеня Міністерства вугільної промисловості, знаком «За наукові досягнення» Міністерства освіти і наук України, орденом «За заслуги в науке» Міжнародної академії наук екології та безпеки життєдіяльності, переможець міського конкурсу м. Алчевська «Людина року – 2008» у номінації «Кращий професіонал року».

**Науково-педагогічний колектив ДонДТУ  
вітає проф. М.М. Заблодського зі славним 60-річним ювілеєм!**



## СОДЕРЖАНИЕ

### Разработка полезных ископаемых

Литвинский Г.Г., Павлов Е.Е. ВЛИЯНИЕ ПАССИВНОГО ОТПОРА ПОРОД НА РАБОТОСПОСОБНОСТЬ АРОЧНОЙ РАМНОЙ КРЕПИ .....	5
Сокур Н.И. ПНЕВМОДОСТАВКА НАБРЫЗГБЕТОННЫМИ МАШИНАМИ МЕЛКОФРАКЦИОННЫХ СЫПУЧИХ МАТЕРИАЛОВ .....	16
Клишин Н.К., Склепович К.З., Касьян С.И., Пронь П.А. РАЗРАБОТКА СПОСОБА ПРЕДОТВРАЩЕНИЯ ПУЧЕНИЯ ПОЧВЫ ПОДГОТОВИТЕЛЬНЫХ ВЫРАБОТОК.....	22
Бабиюк Г.В., Кирьязов П.Н., Ермаков А.Н. МОДЕЛИРОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ПОРОД В НАДРАБОТАННОМ ПОРОДНОМ МАССИВЕ .....	29
Корнеев С.В., Доброногова В.Ю. РЕГУЛИРОВАНИЕ НАТЯЖЕНИЯ ЦЕПЕЙ ЗАБОЙНЫХ СКРЕБКОВЫХ КОНВЕЙЕРОВ .....	41
Окалелов В.Н. ВЕРОЯТНОСТНАЯ ОЦЕНКА УСЛОВИЙ ЗАЛЕГАНИЯ УГОЛЬНЫХ ПЛАСТОВ .....	53
Кузьменко В.И. ВЛИЯНИЕ СПОСОБА ПОДГОТОВКИ СВЯЗУЮЩЕГО СЛОЯ И ВИДА СТЫКУЕМЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ НА ПРОЧНОСТНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ВУЛКАНИЗИРОВАННЫХ СОЕДИНЕНИЙ КОНВЕЙЕРНЫХ ЛЕНТ .....	61
Котляров А.К. ПРЕДУПРЕЖДЕНИЕ ОБРАЗОВАНИЯ ВЗРЫВООПАСНЫХ СМЕСЕЙ В ГОРНЫХ ВЫРАБОТКАХ ШАХТ .....	70
Рутковский А.Ю., Мулов Д.В. ДИНАМИЧЕСКИЕ ИСПЫТАНИЯ КОЛЬЦЕВЫХ КАНАТНЫХ ВИБРОИЗОЛЯТОРОВ .....	78

к.т.н Ларченко В.Г., Хоружая Н.В. МОНИТОРИНГ ДЕФОРМАЦИЙ ВЫСОТНЫХ СООРУЖЕНИЙ.....	87
Аверин Г. А., Кирьязов П.Н., Филонюк Ю.В., Доценко О. Г. ВЛИЯНИЕ ОЧИСТНЫХ РАБОТ НА НАПРЯЖЕННО- ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ МАССИВА ПОРОД ВОКРУГ ПОДГОТОВИТЕЛЬНОЙ ВЫРАБОТКИ, ПРОЙДЕННОЙ «ВПРИСЕЧКУ» .....	93
Абакумова О.В., Верба Р.В., Денисенко В.П. МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ ФОРМУВАННЯ ВМІСТУ МЕТАНУ У ДЕГАЗАЦІЙНІЙ СИСТЕМІ ВУГІЛЬНОЇ ШАХТИ.....	99
Сиидов В.Н., Пупков В.С. ВЛИЯНИЕ КУСКОВАТОСТИ РАЗРУШЕННЫХ ГОРНЫХ ПОРОД НА ПРОЦЕСС УПЛОТНЕНИЯ .....	109
Лясковец Т.Н., Халимов В.В. ПРОБЛЕМЫ НОРМИРОВАНИЯ ПОТЕРЬ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ЭНЕРГИИ НА УГОЛЬНЫХ ШАХТАХ .....	113
Кизияров О.Л. ОЦЕНКА СОСТОЯНИЯ КРОВЛИ В ЛАВЕ, УПРОЧНЕННОЙ НАГНЕТАНИЕМ СКРЕПЛЯЮЩИХ СОСТАВОВ.....	125
Крупко И. В. ИССЛЕДОВАНИЯ СИЛОВЫХ И КИНЕМАТИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ В ЧЕТЫРЕХОПОРНОМ ШАГАЮЩЕМ ДВИЖИТЕЛЕ ЭКСКАВАТОРА .....	134

### **Металлургия**

Луценко В.А., Боровик П.В. МЕТОДИКА ОЦЕНКИ ЗАГРУЗКИ КАЛИБРОВ ПРОКАТНЫХ ВАЛКОВ.....	143
Кравченко В.М., Сидоров В.А., Буцукин В.В. ОСОБЕННОСТИ ЭКСПЛУАТАЦИИ ПОДШИПНИКОВ КАЧЕНИЯ ХОДОВЫХ КОЛЕС ТЕЛЕЖЕК ГАЗОРЕЗКИ МНЛЗ .....	151
Рутковский Ю.А. ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ В ПОРШНЕВЫХ КОМПРЕССОРАХ ПРИ РЕЗОНАНСНОЙ ИНТЕНСИФИКАЦИИ ИХ РАБОТЫ .....	159



Ершов В.М. ТЕРМОЭЛЕКТРИЧЕСКИЙ КОНТРОЛЬ ОСТАТОЧНОГО АУСТЕНИТА ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ШЛИФОВАННЫХ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ СТАЛЕЙ.....	170
Чебан В.Г. ПРЕИМУЩЕСТВА, НЕДОСТАТКИ И ПЕРСПЕКТИВЫ САМООЧИЩАЮЩИХСЯ ОЧИСТИТЕЛЕЙ ЖИДКОСТЕЙ.....	177
Захожай О.І., Шевцова А.С. ІНФОРМАЦІЙНА МОДЕЛЬ СИСТЕМИ НЕПРЯМОГО АНАЛІЗУ СТАНУ КОКСОВОЇ ПЕЧІ ЗАСОБАМИ КОМП'ЮТЕРНОГО ЗОРУ .....	184
Мороз Н.Н., Маркевич А.Г. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПАРАМЕТРОВ И РЕЖИМОВ ДЕФОРМИРОВАНИЯ ЗАГОТОВКИ С ПОДПОРОМ .....	189
Митичкина Н.Г., Бут А.Ю. СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ПРОЦЕССА ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ ТРУБОПРОВОДОВ...	194
Проценко М.Ю., Куберский С.В., Эссельбах С.Б. ОЦЕНКА ЭФФЕКТИВНОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ЭЛЕКТРОДУГОВОГО ЛЕГИРОВАНИЯ ЖЕЛЕЗОУГЛЕРОДИСТЫХ РАСПЛАВОВ МАРГАНЕЦСОДЕРЖАЩИМИ ОТХОДАМИ .....	202
Коваленко В.М. ОСОБЕННОСТИ ДЕФОРМИРОВАНИЯ ФЛАНЦА ЗАГОТОВКИ ПРИ ВЫТЯЖКЕ С ВРАЩАЮЩИМСЯ ПРИЖИМОМ .....	211
Левченко О.О. ОБҐРУНТУВАННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ПРОЦЕСУ РУЙНУВАННЯ АГЛОМЕРАЦІЙНОГО ПИРОГУ ШЛЯХОМ ЗЛАМУ .....	215

### Строительство

Дрозд Г.Я., Бреус Р.В., Соколенко В.М. ФИЗИКО- МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА АСФАЛЬТОБЕТОНА ПРИ УТИЛИЗАЦИИ В НЕМ ОСАДКОВ СТОЧНЫХ ВОД .....	225
Кирыязев П.Н., Бондарчук В.В., Пантелеев А.Е. ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ МОНОЛИТНОГО ПЕРЕКРЫТИЯ ПО НЕСЪЁМНОЙ ОПАЛУБКЕ .....	233

Кирияев П.Н., Бондарчук В.В., Пантелеев А.Е. ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ БЕТОНА НА ОПОРНЫХ УЧАСТКАХ КОМПОЗИТНЫХ ПЛИТ .....	237
Балашова О.С. К расчету сжатых сварных элементов различного сечения .....	241
<b>Электротехника. Радиотехника</b>	
Заблудский Н.Н., к.т.н Мурга В.В., Лукьянов Н.В., Грицюк В.Ю. ЭКСПЕРЕМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ДВИЖЕНИЯ ЧАСТИЦ ВО ВРАЩАЮЩЕМСЯ МАГНИТНОМ ПОЛЕ .....	251
Лущик В. Д. АСИНХРОННІ ДВИГУНИ З ПАЗАМИ РІЗНОЇ ВИСОТИ В КОРОТКОЗАМКНЕНОМУ РОТОРІ .....	257
Захожай О.И., Исинова И.Ю. КОМПЬЮТЕРНАЯ СИСТЕМА ОХРАНЫ ОБЪЕКТОВ .....	266
Комаревцева Л.Н., Худобин К.В. РАЗРАБОТКА МЕТОДИКИ ОПРЕДЕЛЕНИЯ МОЩНОСТИ ДВИГАТЕЛЯ ЦЕНТРИФУГИ С ЗАДАННЫМ МОМЕНТОМ ИНЕРЦИИ, РАБОТАЮЩЕГО ПО СПЕЦИАЛЬНОМУ ГРАФИКУ .....	270
к. т. н. Бирюкова Т.В. к. т. н. Сергиенко С.Н. ПЛАЗМОТРОНЫ ПРОМЫШЛЕННОГО ТИПА С СИЛЬНОТОЧНЫМ КАТОДОМ .....	280
ABSTRACTING .....	284
ТРЕБОВАНИЯ к рукописям научных статей и порядок их рассмотрения при подготовке к выпуску сборника научных трудов ДонГТУ .....	292
До 60-річчя професора Заблудського М.М. ....	296

## НАУКОВЕ ВИДАННЯ

### ЗБІРНИК НАУКОВИХ ПРАЦЬ ДОНБАСЬКОГО ДЕРЖАВНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ

#### Випуск 30

##### *Головний редактор*

Заблудський М.М. – докт. техн. наук

##### *Редакційна колегія:*

А.І. Акмаєв – докт. екон. наук,  
С.М. Петрушов – докт. техн. наук,  
Г.Г. Литвинський – докт. техн. наук,  
Р.А. Фрумкін – докт. техн. наук,  
Г.В. Бабіюк – докт. техн. наук,  
Г.І. Гайко – докт. техн. наук,  
М.К. Клішин – докт. техн. наук,  
А.П. Борзих - докт. техн. наук,  
П.М. Должиков - докт. техн. наук,  
З.Л. Фінкельштейн – докт. техн. наук,  
А.Б. Зеленов – докт. техн. наук,  
Ю.С. Денищик – докт. техн. наук,  
В.О. Ульшин – докт. техн. наук,  
О.І. Давиденко – докт. техн. наук,  
Г.Я. Дрозд – докт. техн. наук,  
В.О. Луценко – докт. техн. наук,  
В.Н. Ульяницький – канд. техн. наук,  
Ю.Е. Паеранд – канд. техн. наук,  
С.А. Скомська – секретар редакційної колегії

Комп'ютерна верстка Н.Б. Трофімова

---

Підп. до друку 30.03.2010. Формат 60×84<sup>1</sup>/<sub>16</sub>. Папір офс.  
Друк RISO. Ум.друк.арк. 17,61. Зам. № 84. Наклад пр.  
Видавництво не несе відповідальність за зміст матеріалу, наданого автором до друку.

Видавець та виготівник:

Донбаський державний технічний університет  
пр. Леніна, 16, м. Алчевськ, Луганська обл., 94204.  
(Творче виробниче об'єднання «ЛАДО», каб. 113-а, II корпус, т./факс (06442)2-02-59)  
Свідоцтво Держкомтелерадіо серія ДК, №2010 від 12.11.2004