

**МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ  
И НАУКИ УКРАИНЫ**

# **СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ**

**Выпуск 27**

**ДОНБАССКОГО  
ГОСУДАРСТВЕННОГО  
ТЕХНИЧЕСКОГО  
УНИВЕРСИТЕТА**

**Алчевск 2008**



МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ УКРАИНЫ

**СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ  
ДОНБАССКОГО ГОСУДАРСТВЕННОГО  
ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА**

Издается с июня 1999 года

Выпуск 27

Алчевск  
2008

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

**ББК Ия 54 + КЗя54 + Ня 54**

**С 41**

*Сборник включен в перечень научных изданий ВАКа Украины, в котором могут публиковаться основные результаты диссертационных работ  
(Свидетельство Госкомтелерадио Украины о регистрации  
серия КВ, № 10307, от 27.12.2005)*

*Рекомендовано ученым советом и редакционной коллегией ДонГТУ  
(Протокол № 8 от 31.10.08)*

**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,  
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. Паэрланд – канд. техн. наук,  
С.А. Скомская – секретарь редакц. коллегии

**Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета. Вып. 27 – Алчевск: ДонГТУ, 2008 – 488 с.**

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

© ДонГТУ, 2008

© дизайн обложки, Н.В. Чернышова, 2008

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

**РАЗРАБОТКА  
ПОЛЕЗНЫХ  
ИСКОПАЕМЫХ**





*д.т.н., проф. Литвинский Г.Г.,  
аспирант Павлов Е.Е.  
(ДонГТУ, Украина, sggs-dostu.ucoz.ru)*

## **ИССЛЕДОВАНИЕ ГЕОМЕХАНИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ВЗРЫВНОЙ РАЗГРУЗКИ ПОРОД В КРОВЛЕ ВЫРАБОТКИ**

*Розглянута суть нового методу управління стійкістю гірничих виробок шляхом вибухового розвантаження порід покрівлі від напружень. Методом кінцевих елементів вивчені закономірності розподілу напружень при розвантаженні. Дани рекомендації за визначенням геомеханічних параметрів вибухового розвантаження.*

### **1. Введение**

В настоящее время прослеживается явная тенденция увеличения глубины разработки при добыче полезных ископаемых, что сопровождается значительным ухудшением горно-геологических условий проведения и крепления горных выработок. Затраты на крепление и поддержание горных выработок становятся сравнимыми с их стоимостью. Трудоемкость и материалоемкость работ по ремонту и перекреплению выработок составляет значительную часть себестоимости угля на угледобывающих предприятиях. Существующие способы и средства обеспечения устойчивости выработок в основном сводятся к их креплению и периодическим ремонтам. Однако на больших глубинах разработки это становится явно недостаточным и требует применения активных способов управления устойчивостью массива горных пород вокруг выработок.

Актуальной задачей является определение геомеханических параметров взрывной разгрузки пород в кровле выработки, к которым относятся глубина и степень разгрузки массива горных пород от напряжений в окрестности горной выработки.

Целью исследований в данной работе являлось изучение закономерностей распределения напряжений и деформаций вокруг горной выработки при осуществлении в ее кровле взрывной разгрузки. Объектом исследования был способ управления устойчивостью выработки путем изменения напряженно-деформированного состояния пород за счет их взрывной разгрузки. Предметом исследования были геомеханические параметры способа взрывной разгрузки, а задачей исследований - установление закономерностей распределения напряжений после взрывной разгрузки.

## 2. Сущность способа взрывной разгрузки пород

Одним из перспективных способов обеспечения устойчивости является взрывная разгрузка пород вокруг горной выработки или на части ее контура. Суть этого способа заключается в обеспечении устойчивости контура выработки за счет изменения ее формы.

Известно [1], что оптимальной формой выработки, при которой достигается наибольшая её устойчивость, является эллиптическая форма, что справедливо при выполнении следующего геометрического соотношения:

$$a/b = \lambda, \quad (1)$$

где  $a, b$  - горизонтальная и вертикальная полуоси выработки, м;

$\lambda = P_{\text{г}}/P_{\text{в}}$  - коэффициент бокового распора массива;

$P_{\text{г}}, P_{\text{в}}$  - соответственно горизонтальная и вертикальная компоненты исходного поля напряжений массива горных пород.

В большинстве случаев  $\lambda < 1$ , поэтому выработки с позиции теоретических требований горной геомеханики необходимо проектировать высокими и узкими. Однако в соответствии с технологическим использованием необходимы выработки с шириной, значительно больше их высоты.

Для устранения этого технического противоречия на кафедре СГ и ГС ДонГТУ был предложен способ управления напряженно-деформированного состояния (НДС) массива вокруг выработки путем активной предварительной разгрузкой пород кровли (рис.1). Для этого над выработкой искусственно создают область разгрузки, отделенную трещинами от остального массива, путем взрывания камуфлетных зарядов взрывчатого вещества (ВВ) в разгрузочных шпурах, что формирует новый контур, более близкий к теоретическому (1). При этом одновременно обеспечивается взрывное заполнение породой закрепного пространства.

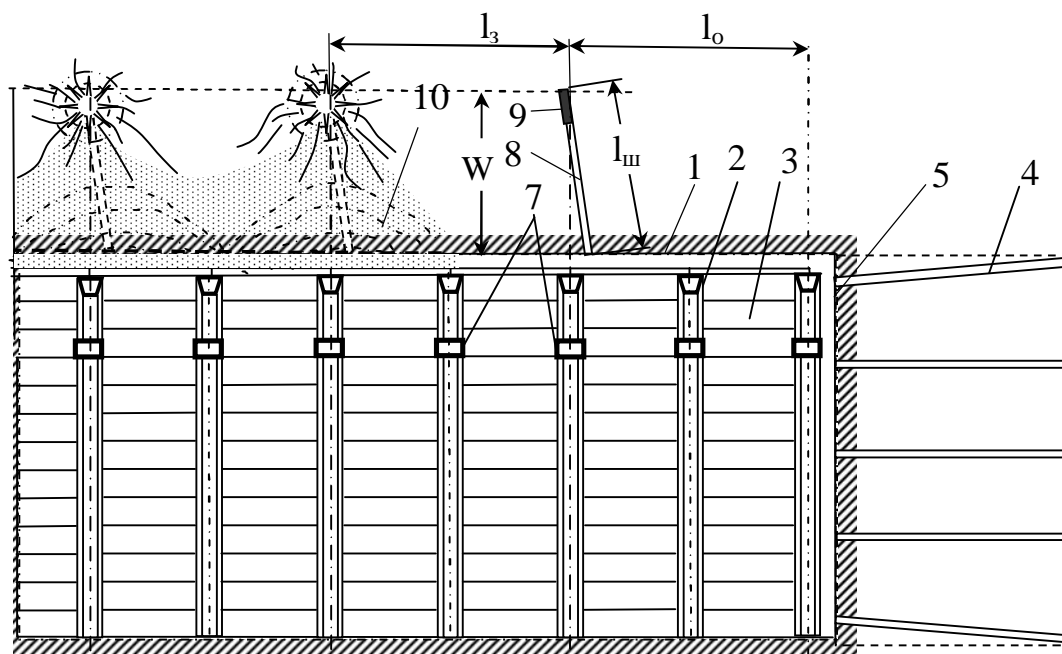
Важным преимуществом предложенного способа разгрузки пород является:

- повышение устойчивости выработки за счет изменения ее формы, приближенной к эллипсу;
- полное соблюдение требований по ее технологическому использованию;
- снижение напряженного состояния пород контура;
- повышение работоспособности рамной крепи в 1,5-2,5 раза за счет создания взрывной забутовки закрепного пространства.

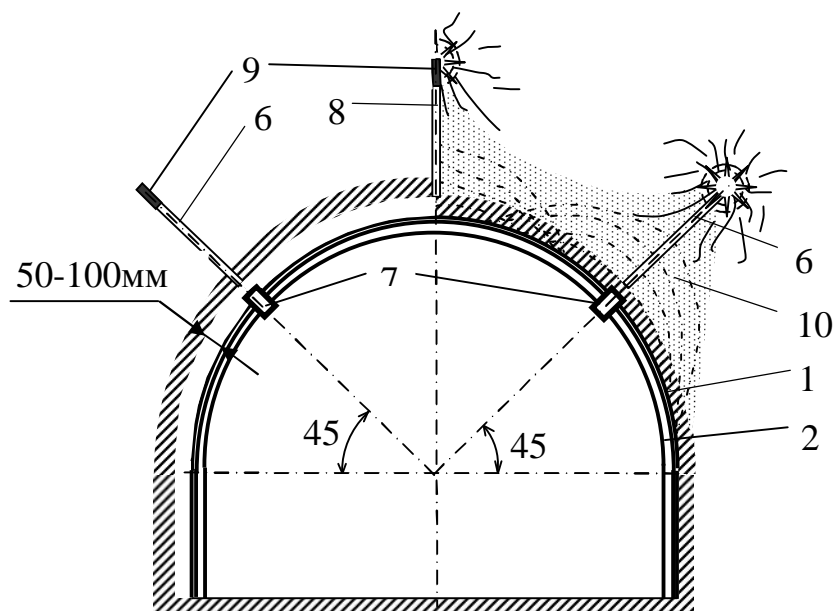
Способ выполняют следующим образом [2]. При проведении выработки 1 после возведения рамного крепления 2 и установки затяж-



ки 3 по контуру, одновременно со шпурами 4 по забою 5 бурят в кровле два боковых разгрузочных шпура 6 в районе узлов податливости 7 рамного крепления 2 и третий разгрузочный шпур 8 по центру выработки на глубину  $l_{ш}$  таким образом, чтобы заряды 9 ВВ в разгрузочных шпурах 6, 8 располагались в плоскости рамы крепления.



А)



Б)

Рисунок 1 - Способ взрывной разгрузки пород вокруг выработки

Разгрузочные шпуры 6, 8 заряжают камуфлетными зарядами 9 ВВ, после чего одновременно с взрыванием шпуров по забою взрывают сначала боковые 6, а затем с замедлением – центральный 8 камуфлетные заряды, создавая разгруженную зону в кровле выработки. Однако геомеханические параметры этого способа нуждаются в обосновании, чему и посвящено данное исследование.

### **3. Методика исследований и коэффициенты подобия**

Для оценки эффективности способа взрывной разгрузки необходимо исследовать, как изменяется НДС пород вокруг выработки после взрывания разгрузочных шпуров в ее кровле. Разгруженная зона имеет сложную звездчатую форму, что доказано в результате исследований в работе [3], проведенных с использованием метода электрогидродинамических аналогий (ЭГДА) на электропроводной бумаге.

Дополнительной сложностью исследований является необходимость учета изменения свойств пород в зависимости от степени взрывной разгрузки. Поэтому использовать метод ЭГДА для воспроизведения зоны взрывной разгрузки не представляется возможным. Найденные методом ЭГДА границы зоны взрывной разгрузки в [3] здесь используются как граничные условия (отправные точки) для дальнейших исследований геомеханических параметров.

Для решения поставленной задачи наиболее удобным и в достаточной мере достоверным методом исследований является проведение численного эксперимента методом конечных элементов (МКЭ), поскольку аналитическое решение задачи весьма затруднено. Кроме того, неизбежные принятые идеализации в аналитическом решении малопримлемы для отражения реального состояния выработки после взрывной разгрузки, поскольку ее форма имеет сложную конфигурацию, а свойства пород в зоне разгрузки существенно изменяются.

Наиболее предпочтительным методом исследования НДС пород при производстве взрывной разгрузки следует считать численное моделирование методом конечных элементов (МКЭ). В данной работе использован многофункциональный программный комплекс для расчета, исследования и проектирования конструкций различного назначения (программный комплекс ПК ЛИРА) [4].

Научной новизной использования МКЭ в данном исследовании можно считать учет изменения свойств пород в зоне их взрывной разгрузки. Поскольку в МКЭ свойства материала вводятся в виде упругих модулей, т.к. решается плоская упругая задача, то мы вынуждены учесть влияние взрывной разгрузки на упругие свойства материала (породы). В качестве базового показателя при численном моделировании разгрузки принимаем изменение модуля упругости материала  $E$  (модуль

Юнга). Эти изменения учтем с помощью коэффициента разгрузки, определяемого по формуле:

$$k_E = \frac{E_p}{E_0}, \quad (2)$$

где  $E_p, E_0$  - модуль Юнга горных пород в зоне разгрузки и вне её, Па.

Кроме того, следует учесть изменение коэффициента Пуассона и плотности горных пород после взрывной разгрузки. Эти величины, как показали дальнейшие исследования, не столь значительно влияют на изменения НДС горных пород, и учитываются соответствующими коэффициентами, определяемыми по аналогичным формулам:

$$k_v = \frac{\nu_p}{\nu_0}; \quad k_\rho = \frac{\rho_p}{\rho_0}, \quad (3)$$

где  $\nu_p, \nu_0, \rho_p, \rho_0$ , - соответственно коэффициент Пуассона и плотность пород в зоне взрывной разгрузки и вне её.

При моделировании методом МКЭ соответствующие коэффициенты, показывающие изменение свойств горной породы в зоне разгрузки, изменялись в пределах:

$$0,01 \leq k_E \leq 1; \quad 1 \leq k_v \leq 2,5; \quad 0,93 \leq k_\rho \leq 1,$$

где значение коэффициента, равное 1 характеризует неразрушенный материал.

Как видно из приведенных данных, плотность пород при полной взрывной разгрузке изменяется незначительно, что взято из практики ведения работ по взрывной разгрузке. Из принятых в этом исследовании определений предложенные коэффициенты разгрузки являются коэффициентами подобия при моделировании НДС массива горных пород.

#### **4 Параметры модели при моделировании методом МКЭ**

Исследуем напряженное состояние массива горных пород вокруг типичной горной выработки, пройденной по алевролиту с упругими свойствами  $E_0=20$  ГПа,  $\nu_0=0,2$  и плотность пород  $\rho_0=2,7$  т/м<sup>3</sup>. Высота выработки арочного сечения принята равной  $2b=2,9$  м, ширина  $2a=4$  м, радиус контура кровли  $r_0=2$  м, что геометрически соответствует реальным типовым поперечным сечениям горных выработок.



Рассматривались случаи с различным исходным напряженным состоянием массива. Напряжения по вертикальному направлению условно принято равным 100 МПа, а коэффициент бокового распора массива для разных моделей принимался дискретно переменным  $\lambda=0, 0,5, 1$ , т.е. рассматривались предельные случаи нагружения массива – безраспорное ( $\lambda=0$ ), гидростатическое ( $\lambda=1$ ) и промежуточное ( $\lambda=0,5$ ).

Общий вид модели приведен на рис. 2, где указаны основные ее

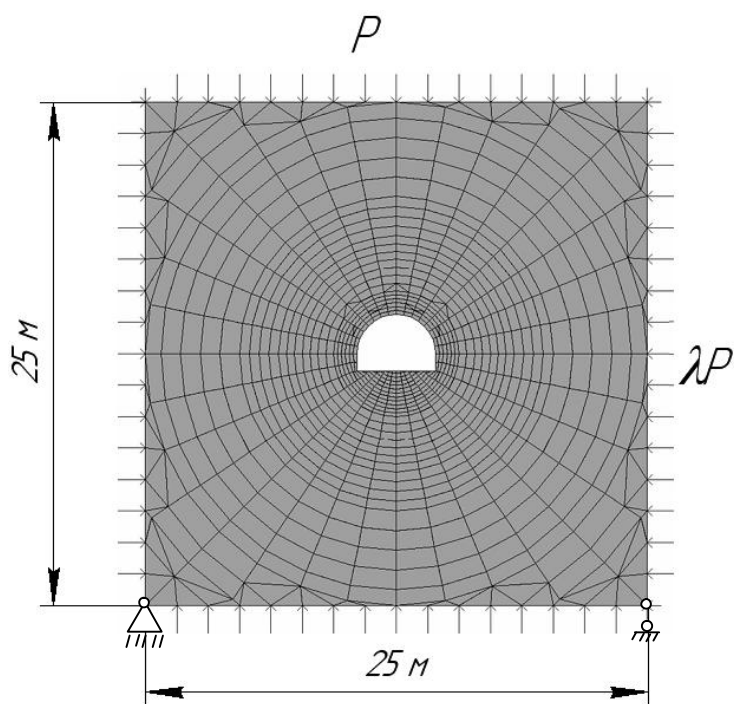


Рисунок 2 – Конечно-элементная модель горной выработки в массиве

размеры и разбиение на конечные элементы. Особо важным является выбор конечных размеров горного массива в модели, чтобы избежать влияния краевых эффектов. Для этого выработку поместили в массив с размерами, одинаковыми по высоте и ширине и равными 25 м. Это значит, что граница расположена на относительно расстоянии от выработки, более 6 радиусов. Поэтому, учитывая закономерности распределения напряжений в плоской задаче теории упругости, искажения напряжений из-за

влияния границ не будут превышать  $\Delta = 1/6^2 \cdot 100\% < 3\%$ , что вполне допустимо для задач такого типа.

В табл.1 даны сведения о числе решенных задач при проведении исследований и изменяемых параметрах модели. Как видно из таблицы, всего было рассмотрено 10 конечно-элементных моделей, для которых были выполнены расчеты НДС при разных коэффициентах бокового распора  $\lambda$  и разных степенях разгрузки  $k_E$  горных пород в кровле выработки. Для каждой степени разгрузки  $k_E$  принимали соответствующие механические свойства разгруженных пород – плотность  $\rho_p$ , модуль деформации  $E_p$ , коэффициент Пуассона  $\nu_p$ .

Таблица 1 - Исходные данные для моделирования НДС в различных задачах методом МКЭ

№ модели	$\lambda$	Механические свойства разгруженных пород			
		$k_E$	$E_p$ , ГПа	$\nu_p$	$\rho_p$ , т/м <sup>3</sup>
1	1	1	20	0,2	2,7
1.1	1	0,2	4	0,3	2,6
1.2	1	0,05	1	0,4	2,5
1.3	1	0,01	0,2	0,5	2,4
2	0,5	1	20	0,2	2,7
2.1	0,5	0,2	4	0,3	2,6
2.2	0,5	0,05	1	0,4	2,5
3	0	1	20	0,2	2,7
3.1	0	0,2	4	0,3	2,6
3.2	0	0,05	1	0,4	2,5

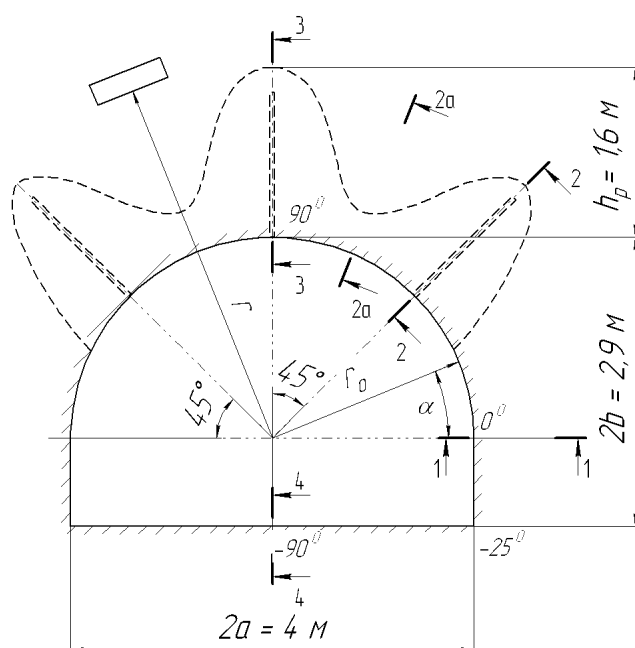


Рисунок 3 – Горная выработка с зоной разгруженных пород

После выполнения взрывных работ по разгрузке пород вокруг выработки формируется зона пониженных напряжений, в которой породы разбиты трещинами и взаимодействуют с окружающим массивом, сохранившим исходные механические свойства. Общий вид горной выработки с контуром разгруженной зоны показан на рис. 3. Здесь же указаны направления (1-1, 2-2 и др.), по кото-

рым изучалось НДС массива в окрестности выработки и значения текущего угла  $\alpha$  на контуре выработки.

## 5. Закономерности изменения НДС в окрестности выработки при взрывной разгрузке пород

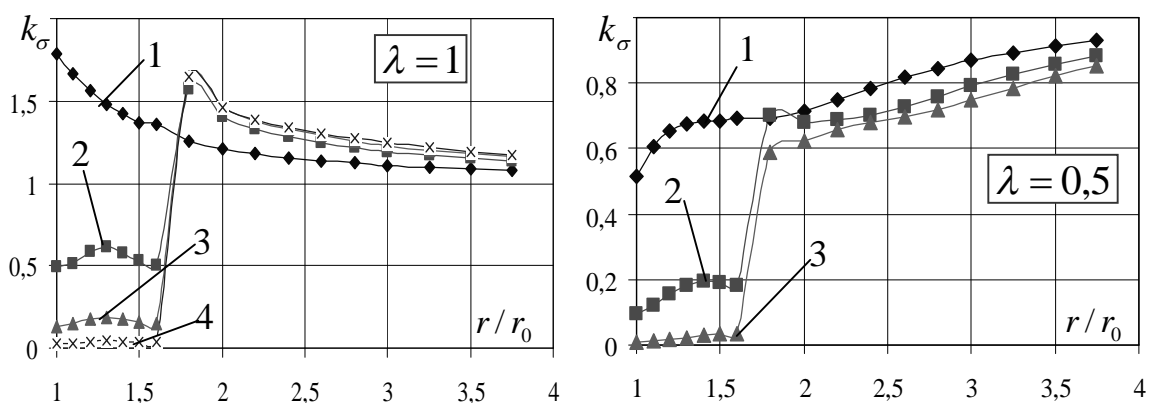
Обработку результатов расчетов НДС проводили с помощью программы Excel и представляли в виде графиков. С целью обобщения результатов на любые возможные случаи исходного напряженного состояния массива все напряжения были заменены их коэффициентом концентрации, который вычислялся по формуле:

$$k_{\sigma} = \frac{\sigma_k}{P}, \quad (5)$$

где  $\sigma_k$  - напряжения в зоне разгрузки и массиве горных пород, Па;

$P$  – задаваемые напряжения на контуре модели, Па.

Рассмотрим графики изменения напряжений при взрывном разрушении пород. Графики рис. 4 дают представление об изменении концентрации  $k_{\sigma}$  тангенциальных напряжений в кровле по мере удаления в глубь массива на безразмерное расстояние в единицах радиуса выработки  $r/r_0$ .



1 –  $k_E=1$ ; 2 –  $k_E=0,2$ ; 3 –  $k_E=0,05$ ; 4 –  $k_E=0,01$ ;

Рисунок 4 - Коэффициенты концентрации напряжений  $k_{\sigma}$  в кровле (по направлению 3-3 рис.3)

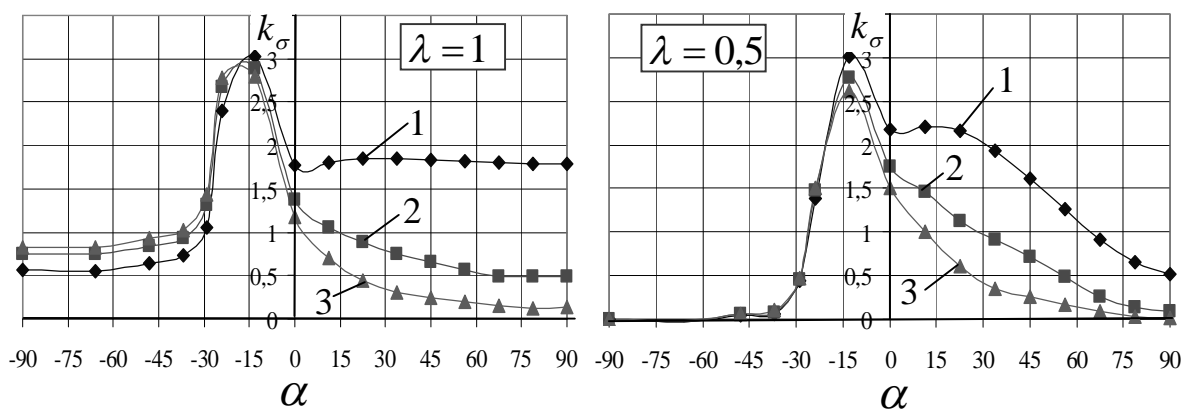
Сравнивая график исходного напряженного состояния с графиками коэффициента концентрации  $k_{\sigma}$  после разгрузки, можно сделать вывод, что наибольшее его снижение (в 3-5 раз) достигается уже при степени взрывной разгрузки пород, равной 0,2, поэтому не целесообразно стремиться к большей степени разгрузки (0,1 и менее). Это дает важный ориентир по назначению конечных пределов степени разгрузки (0,2-0,3) при выборе геомеханических параметров взрывных работ.



Концентрация напряжений  $k_\sigma$  резко уменьшается на контуре выработки и смещается вглубь массива на границу зоны взрывной разгрузки, где, по сути, уже является неопасной для устойчивости выработки.

Рассмотрим закономерности распределения напряжений по контуру горной выработки до и после взрывной разгрузки, представленные на рис. 5. Из этого распределения следует, что разгрузка происходит не только в области взрывания шпуров, но и на всем контуре выработки даже при разных коэффициентах бокового распора. По сравнению с исходной концентрацией, когда  $k_E=1$  уже при  $k_E=0,2$  на контуре выработки под углом  $\alpha=45^\circ$  напряжения уменьшаются в 2-3 раза, а в боках при  $\alpha=15^\circ$  снижение напряжений также весьма значительно (в 1,5-2 раза).

Такая особенность перераспределения напряжений свидетельствует о высокой эффективности управления устойчивостью выработки, которая увеличивается в разы, что позволяет обеспечить ее высокую эксплуатационную готовность без дорогостоящих ремонтов и перекреплений. В угловых точках контура ( $\alpha=-25^\circ$ ) напряжения остаются неизменными и не играют существенной роли, поскольку приурочены к почве выработки.

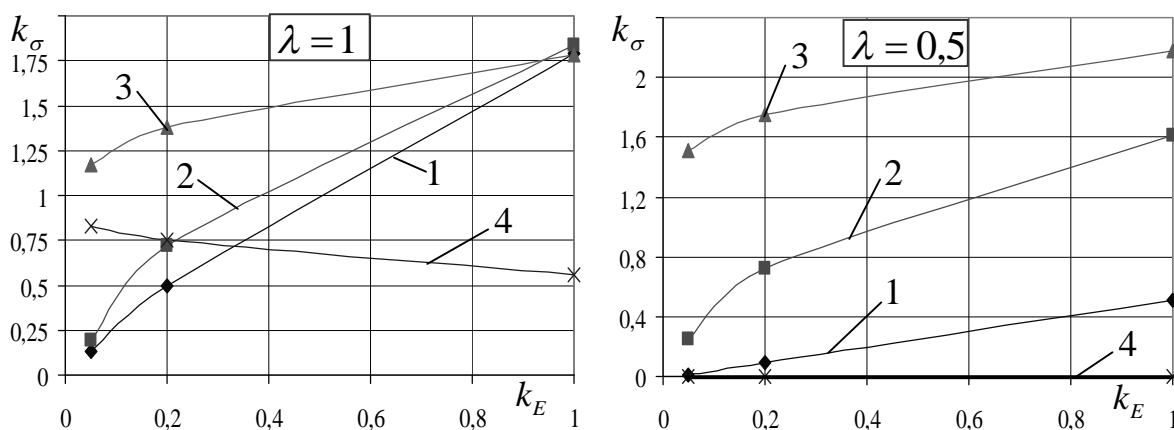


1 –  $k_E=1$ ; 2 –  $k_E=0,2$ ; 3 –  $k_E=0,05$

Рисунок 5 - Изменение концентрации напряжений  $k_\sigma$  по углу  $|\alpha| < 90^\circ$  на контуре выработки (см. рис.3)

Отметим, что в почве выработки ( $-90^\circ < \alpha < -25^\circ$ ) наблюдается некоторое незначительное повышение напряжений (на 10-20%), что находится в пределах естественного их разброса при проведении выработки за счет качества её оконтуривания при ведении взрывных работ и вариации свойств пород.

Из графиков рис. 6, которые отражают зависимость  $k_\sigma$  от степени разгрузки  $k_E$ , видно, что вполне достаточно для производственных целей ограничиться разгрузкой пород в кровле  $k_E=0,2$  для того, чтобы получить существенное повышение устойчивости горной выработки.



1 – кровля ( $\alpha = 90^\circ$ ); 2 – кровля ( $\alpha = 45^\circ$ ); 3 – бока ( $\alpha = 15^\circ$ ); 4 – почва,  
Рисунок 6 – Изменение напряжений  $k_\sigma$  в различных точках контура  
выработки при изменении коэффициента разгрузки  $k_E$

## 6. Выводы:

1. Метод управления устойчивостью горной выработки путем взрывной разгрузки пород кровли от напряжений позволяет значительно уменьшить их концентрацию не только в кровле, но и по всему контуру;
2. Для достижения существенного снижения концентрации напряжений на контуре можно ограничиться степенью разгрузки пород в пределах 0,2 - 0,3 и не стремиться разрушить породы в кровле до полной потери их связности;
3. При взрывной разгрузке пород можно для большинства горно-геологических условий сооружения выработок обеспечить снижение напряжений в кровле в 3-5 раз и в боках в 2-3 раза;
4. Способ обеспечения устойчивости горных выработок взрывной разгрузкой пород в кровле обладает высокой эффективностью и позволяет существенно повысить устойчивость породных обнажений, что особенно актуально для ведения горных работ на больших глубинах при интенсивном проявлении горного давления.

*Рассмотрена сущность нового метода управления устойчивостью горной выработки путем взрывной разгрузки пород кровли от напряжений. Методом конечных элементов изучены закономерности распределения напряжений при разгрузке. Даны рекомендации по определению геомеханических параметров взрывной разгрузки.*

*The essence of a new management method by stability of mine working by explosive unloading from pressure of a roof rocks is considered. Laws of distribution of stress-straine at unloading was investigated by the method of final elements. Recommendations about definition of geomechanical parametres of explosive unloading are given.*

### **Библіографічний список**

1. Литвинский Г.Г., Гайко Г.И., Кулдыркаев Н.И. Стальные рамные крепи горных выработок. – Київ: Техніка, 1999. – С. 213.

2. Патент 29057 Україна, МПК<sup>8</sup> E 21 D 11/00. Спосіб вибухового розвантаження порід навколо виробки / Литвинський Г.Г., Павлов Є.Є.; заявник і патентовласник Донбас. держ. техн. ун-т. - № а200711987; заявл. 30.10.2007; опубл. 10.01.2008, Бюл. № 1. – 3 с.: іл.

3. Литвинский Г.Г., Павлов Е.Е. Моделирование параметров взрывной разгрузки пород в кровле выработки. Сб. научных трудов Совершенствование технологии стр-ва шахт и подземных сооружений – Донецк: Норд-Пресс, Вып. 12, 2006. – с. 107-108.

4. Программный комплекс ПК ЛИРА – Киев: НИИАСС. 1995-2002г.



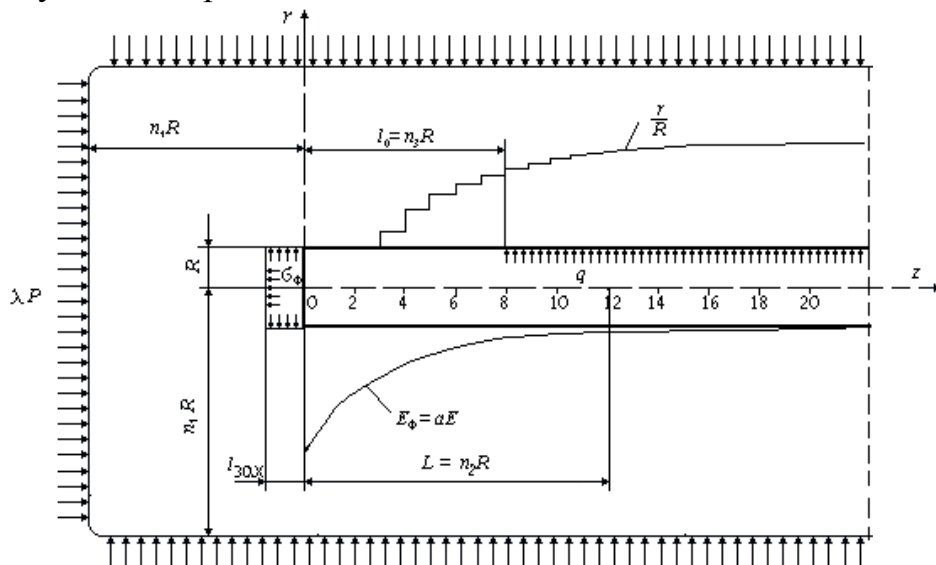
*д.т.н., проф. Бабиюк Г.В.,  
ассистент Диденко М.А.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ОСОБЕННОСТИ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ НАПРЯЖЕНИЙ В ПРИЗАБОЙНОЙ ЧАСТИ ВЫРАБОТКИ**

*Наведені результати просторового моделювання розподілу напружень навколо торця гірничої виробки круглої й квадратної форм поперечного перерізу.*

Устойчивость горных выработок, особенно проводимых в сложных горно-геологических условиях, в первую очередь зависит от достоверности прогнозирования проявлений горного давления в начальный момент их существования, т.е. до вступления крепи во взаимодействие с породным обнажением. Адекватное отображение состояния породного массива в зоне влияния забоя выработки при её проведении можно получить лишь при учете перераспределения исходного поля напряжений, обусловленного образованием полости. В этом случае описание геомеханических процессов возможно только с использованием трехмерной модели, так как условие плоской деформации вблизи забоя выработки выполняется. Однако решение объемной численной задачи отличается значительными сложностями из-за трудоемкости конструирования сети конечных элементов, роста времени вычислений и усложнения обработки и корректировки результатов математического моделирования, и поэтому оно не пригодно для использования при оперативном прогнозировании геомеханических процессов.

С достаточной для практики точностью воспроизвести процессы деформирования и разрушения породного массива в призабойной части выработки можно путем замены пространственной задачи о формировании зоны разрушения вокруг выработки рядом последовательно решаемых плоских, когда начальные и граничные условия на каждом последующем шаге задаются исходя из решения задачи на предыдущем шаге [1]. Однако при этом возникает необходимость в корректировке граничных условий, чтобы обеспечить соответствие между проявлениями горного давления, получаемыми из решения псевдопространственной задачи, и проявлениями, которые реализуются при объемной расчетной схеме.



$$\begin{aligned}\sigma_r &= 0 \text{ npu } r = Ru \text{ } x < l_0 = n_3 \cdot R; \\ \sigma_r &= q \text{ npu } x \geq l_0; \\ \sigma_x &= 0 \text{ npu } 0 \leq r \leq Ru \text{ } x = 0;\end{aligned}\tag{1}$$

$$\begin{aligned}\sigma_z &= P n p u n_1 \cdot R \geq z \geq -n_1 \cdot R u x \geq n_1 \cdot R; \\ \sigma_y &= \lambda \cdot P n p u n_1 \cdot R \geq z \geq -n_1 \cdot R u x \geq n_1 \cdot R; \\ \sigma_x &= \lambda \cdot P n p u x \leq -n_1 \cdot R,\end{aligned}\tag{2}$$

 $l_0$  – расстояние от за

ловое взаимодействие крепи с породным обнажением;

$n_1, n_2, n_3$  – целые числа, указывающие на кратность радиусу выра-  
ботки  $R$ .

Главная особенность построения плоской численной модели в зоне влияния забоя выработки состоит в имитации изменчивости начального поля напряжений. Эти изменения обусловлены тем, что напряжения, воспринимавшиеся породой в пределах будущей полости, перераспределяются в глубину массива. Это перераспределение происходит не

мгновенно, а постепенно (при буровзрывной технологии скачкообразно) в некоторой области, называемой обычно зоной влияния забоя, и характеризуются протяженностью. В пределах этой зоны условие плоской деформации  $\varepsilon_x = 0$  не соблюдается, поэтому поле напряжений является переменным и может быть представлено в виде безразмерной функции  $f(L / R)$  от расстояния до забоя и времени существования выработки.

Исследовано три способа имитации перераспределения исходного поля напряжений.

В первом случае для учета влияния забоя к контуру выработки на участке  $0 \leq x \leq L$  прикладывались фиктивные напряжения  $\sigma_\phi$ , равные при  $x = 0$  «снимаемым» напряжением по И.В. Родину [2], но противоположные по знаку, и постепенно снижающиеся до нуля на расстоянии  $x = L$  от забоя выработки. Однако имитация переменного поля напряжений в призабойной части выработки путем задания фиктивной радиальной нагрузки на поверхности полости нарушает граничные условия  $\sigma_r = 0$  при  $x < l_0$  и предполагает знание распределения напряжений по периметру будущей выработки, которые зависят от многих факторов, в том числе от неизвестного коэффициента бокового распора.

Второй способ состоял в заполнении выработки фиктивным материалом, модуль деформации  $E_\phi$  которого определялся по отношению к модулю упругости ненарушенной породы из выражения:

$$E_\phi = \alpha \cdot E, \quad (3)$$

где  $\alpha$  – функция, задающая закон изменения поля напряжений в призабойной части выработки и зависящая от формы и размеров поперечного сечения, исходного поля напряжений, прочности пород и технологии горнопроходческих работ.

Для выработки круглого поперечного сечения функция  $\alpha$  была принята в виде экспоненциальной зависимости:

$$\alpha = e^{-z/mR}, \quad (4)$$

где  $m$  – параметр аппроксимации.

При  $n_2 = 12$  параметр  $m = 2$ , т.е. на расстоянии  $x = 12R$  от забоя модуль  $E_\phi$  практически равен нулю, а граничные условия близки к плоской деформации. Однако выработки сооружаются, как правило, в неоднородном и анизотропном массиве, поэтому их модуль упругости не постоянная величина. Кроме того, в данном случае также нарушается граничное условие при  $x < l_0$ .

В условиях неопределенности исходного поля напряжений наиболее приемлемым способом моделирования геомеханических процессов

в зоне влияния забоя выработки является применение на внешней поверхности модели фиктивной нагрузки, определяемой как:

$$P_{\phi} = f(L/R) \cdot P, \quad (5)$$

где  $P_{\phi}$  – фиктивная компонента напряжений, прикладываемая на контуре расчетной области на расстоянии  $x \leq |L|$  от забоя.

При  $x \geq |L|$  параметр  $f(L/R) = 1$ , т.е. деформирование и разрушение пород происходит в постоянном поле напряжений; при  $x < -L$ , т.е. впереди забоя, параметр  $f(L/R) > 1$ ; при  $x < L$ , т.е. позади забоя, параметр  $f(L/R) < 1$ . Следовательно, при таком подходе не соблюдается граничное условие на внешней поверхности модели (2). Однако, учитывая то, что до сих пор в геомеханике [3] исходное напряженное состояние массива задается на основании той или иной гипотезы, данное допущение не ведет к увеличению числа степеней свободы системы и не вносит существенных искажений в общую картину зарождения и формирования зон разрушения вокруг выработки. Более того, увязка результатов расчета с данными шахтных замеров путем корректировки параметра  $f(L/R)$  дает возможность использовать плоскую упругую пластическую модель в призабойной части выработки.

Установление вида функции влияния забоя на напряженное состояние пород осуществлялось путем анализа пространственного распределения напряжений вокруг забоя выработок круглого и квадратного поперечного сечения, полученного с помощью математического моделирования на ПЭВМ методом конечных элементов [4]. Расчетные схемы для решения задачи приведены на рис. 2. Упругий и невесомый фрагмент породного массива для воспроизведения поля напряжений нагружали за пределами зоны влияния выработки внешней нагрузкой, имитирующей действие отброшенных пород. Ввиду наличия двух плоскостей симметрии, моделировалась четверть исследуемой области, причем начало общей системы координат ( $x, y, z$ ) помещено в плоскости забоя выработки, а ось  $x$  совмещена с ее продольной осью.

Конечно-элементная структура численной модели для выработки круглого поперечного сечения сложена 2670 конечными элементами и 3208 узлами, а для выработки квадратного поперечного сечения – 5357 конечными элементами 6373 узлами. В местах высоких градиентов напряжений сетка сгущена, причем степень дискретизации расчетной области повышалась постепенно до тех пор, пока изменения поля напряжений вблизи забоя стали несущественными. Размер расчетной области в поперечном направлении назначен равным шести радиусам выработки ( $6R$ ), а в продольном – десяти ( $10R$ ). Для модели с квадратной формой поперечного сечения выработки линейные размеры устанавливались по

отношению к условному радиусу  $R_y$ , связанному с площадью поперечного сечения выработки соотношением  $R_y = \sqrt{S/\pi}$ . Площадь поперечного сечения выработки различной формы была принята постоянной, а забой помещался в середине расчетного фрагмента, чтобы вызванные забоем возмущения в распределении напряжений затухали к торцам моделей.

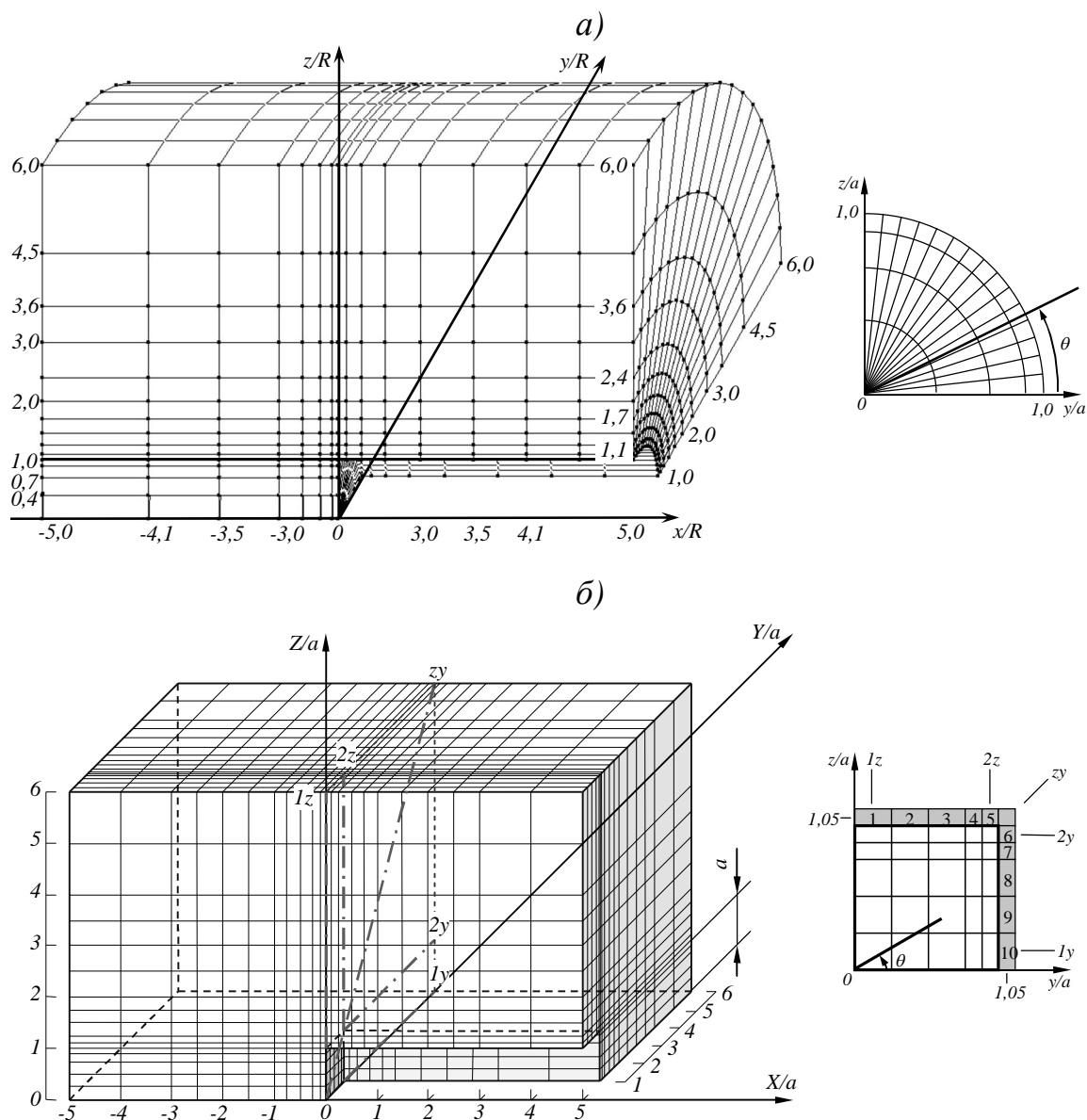


Рисунок 2 – Расчетные схемы к решению объемных задач для выработок круглой (а) и квадратной (б) форм поперечного сечения

Внешнее нагружение модели производилось нормированными условными силами, определяемыми в соответствии с задаваемым соотношением  $\lambda$  между боковой  $P_y$  и вертикальной  $P_z$  нагрузками ( $0 \leq \lambda \leq 1$ ). Компонента исходных напряжений по вертикальной оси принята равной

единице, а по горизонтальной  $y$  – коэффициенту  $\lambda$ . При такой нагрузке в случае необходимости легко переходить от коэффициентов концентрации к реальным величинам напряжений путем умножения на вертикальную компоненту исходного поля  $P_z = \gamma H$ . Модуль упругости при определении деформаций также выражался в безразмерном виде  $E/P_z = 1000$ . Граничные условия на поверхностях симметрии и торцах фрагмента заданы таким образом, чтобы исключалось перемещение узлов перпендикулярно к ним, тогда продольные начальные напряжения  $P_x$  на торцах модели связаны с основными влияющими факторами зависимостью:

$$P_x = P_z (1 + \lambda) \cdot \nu, \quad (6)$$

где  $\nu$  – коэффициент Пуассона,  $\nu = 0,25$ .

Расчет производился с помощью программы «Ли́ра-9» (НИИАСС Украины) [5], а результаты численного решения представлялись в виде табличных данных и графиков распределения напряжений в элементах и перемещений узлов в характерных продольных и поперечных сечениях, а также по контуру выработки на различном расстоянии от забоя.

Для суждения о внешнем виде функции влияния забоя следует проанализировать закономерности изменения вдоль выработки разности главных напряжений ( $\sigma_1 - \sigma_3$ ), определяющей в соответствии с теорией прочности Мора предельное состояние пород. Изменение разности коэффициентов концентрации главных напряжений  $\Delta = k_{\sigma_1} - k_{\sigma_3}$  для круглого поперечного сечения выработки демонстрируется на рис. 3 в двух характерных точках контура, т.е. в боках (рис. 3, а) и кровле (рис. 3, б) выработки, а для квадратного в четырех характерных точках, а именно: в боках (рис. 4, а) и кровле (рис. 4, б) по осям симметрии, а также в боках (рис. 5, а) и кровле (рис. 5, б) вблизи угла выработки.

Вдоль выработки цилиндрической формы при приближении к забою со стороны нетронутого массива разность коэффициентов концентрации напряжений  $\Delta$  в районе боков будущей выработки при всех значениях  $\lambda$  монотонно возрастает в результате передачи напряжений от вышележащей толщи через опережающий забой массив. В плоскости забоя градиент изменения напряжений достигает максимума, а вогнутость зависимости (рис. 3, а) плавно переходит в выпуклость, после чего изменение разности начинает убывать, а главные напряжения стремятся к своему пределу вне зоны влияния забоя. При этом доля прироста напряжений впереди забоя доходит до 40% от всего диапазона изменения параметра  $\Delta$ , а разрушение в опережающем массиве может зародиться

в условиях обобщенного сжатия при значениях параметра Надаи-Лоде  $\mu_\sigma = -(0,1 \dots 0,8)$ .

В кровле круглой выработки (рис. 3, б) кривые изменения разности коэффициентов концентрации главных напряжений ведут себя по-разному в зависимости от  $\lambda$ . При напряженном состоянии, близком к гидростатическому, они подобны вышерассмотренным в боках выработки, а при малых значениях  $\lambda$  зависимости имеют совершенно иной вид. Первоначальный рост разности главных напряжений  $\Delta$  в зоне опорного давления впереди забоя свидетельствует о передаче напряжений, вызванных образованием полости, перед забоем. Однако в пределах первой заходки разность главных напряжений резко снижается, главные площадки разворачиваются, так как напряжения теперь передаются через боковые стенки выработки, а в кровле (почве) выработки формируется зона разгрузки, где при  $\lambda < 0,33$  на контуре  $\sigma_1 = 0$ , а  $\sigma_2$  и  $\sigma_3$  принимают значения меньше нуля, что соответствует условию обобщенного растяжения.

В общем, для выработки с квадратной формой поперечного сечения имеют место те же закономерности изменения вдоль выработки разности главных напряжений  $\Delta$ , что и для выработки круглой формы. Локальные отличия объясняются особенностями породного контура, т.е. наличием углов и плоских участков. При подходе к забою разность  $\Delta$  монотонно возрастает при всех значениях коэффициента бокового распора  $\lambda$  как в боках (рис. 4, а) так и в кровле (рис. 4, б) выработки. Вблизи угла (5-й и 6-й элементы на рис. 2, б) в плоскости забоя вогнутость кривых плавно переходит в выпуклость (при  $0 \leq \lambda \leq 0,3$  с небольшим скачком), а далее вдоль выработки значения  $\Delta$ , затухая, продолжают возрастать, стремясь к своему пределу вне зоны влияния забоя. При этом доля прироста напряжений впереди забоя составляет порядка 30%, причем весь диапазон изменения параметра при  $\lambda = 1$  составляет  $0 \leq \Delta \leq 3,1$ , а при  $\lambda = 0 - 1,0 \leq \Delta \leq 2,6$ .

В боках выработки (10-й элемент на рис. 2, б) плавный переход вогнутости кривой в выпуклость наблюдается при  $0 \leq \lambda \leq 0,3$ . В остальных случаях, а в 1-м элементе кровли выработки при всех значениях  $\lambda$ , в плоскости забоя отмечается резкий скачок разности главных напряжений, максимальная величина которого ( $\Delta = 2,4$ ) в 1-м и 10-м элементах соответствует гидростатическому напряженному состоянию ( $\lambda = 1$ ).

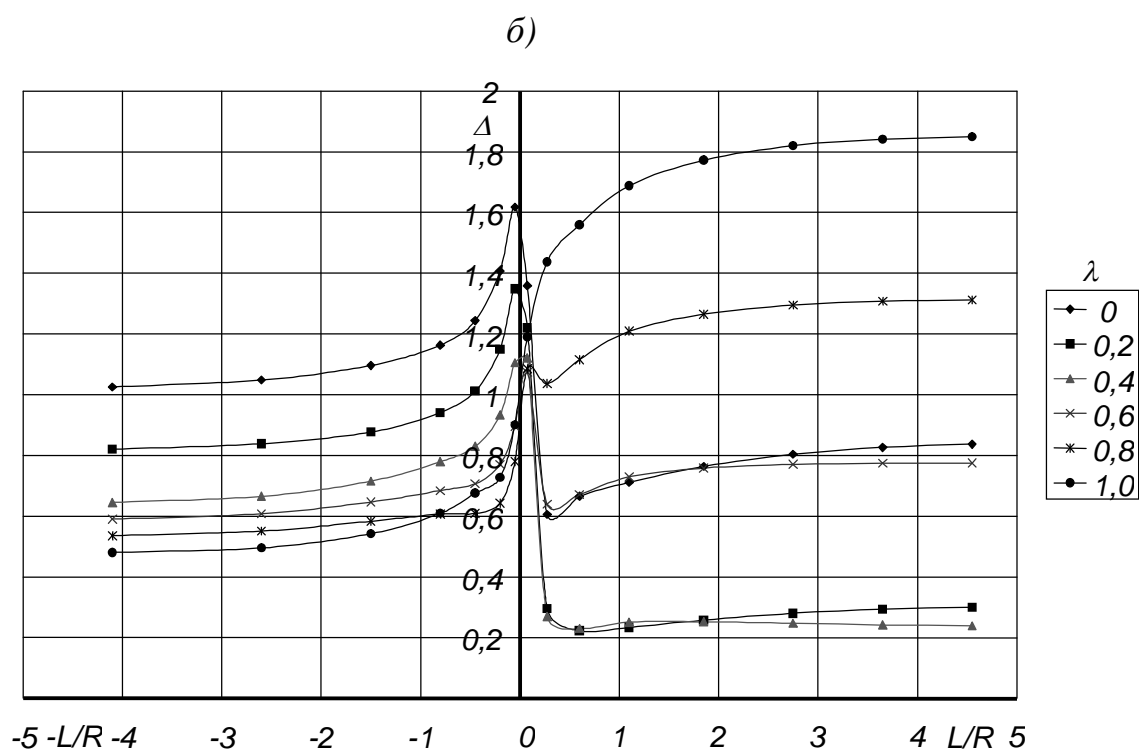
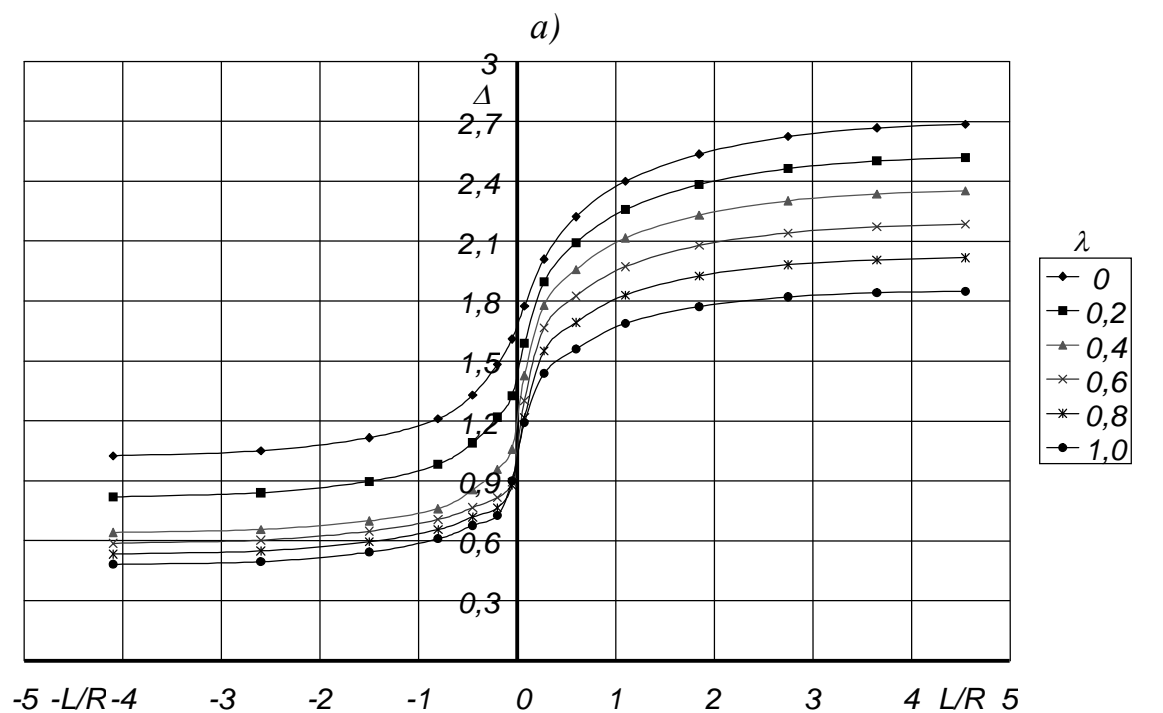


Рисунок 3 – Распределение разности коэффициента концентрации главных напряжений  $\Delta$  для круглой выработки вдоль продольной оси в боках (a) и кровли (б) при различных значениях  $\lambda$



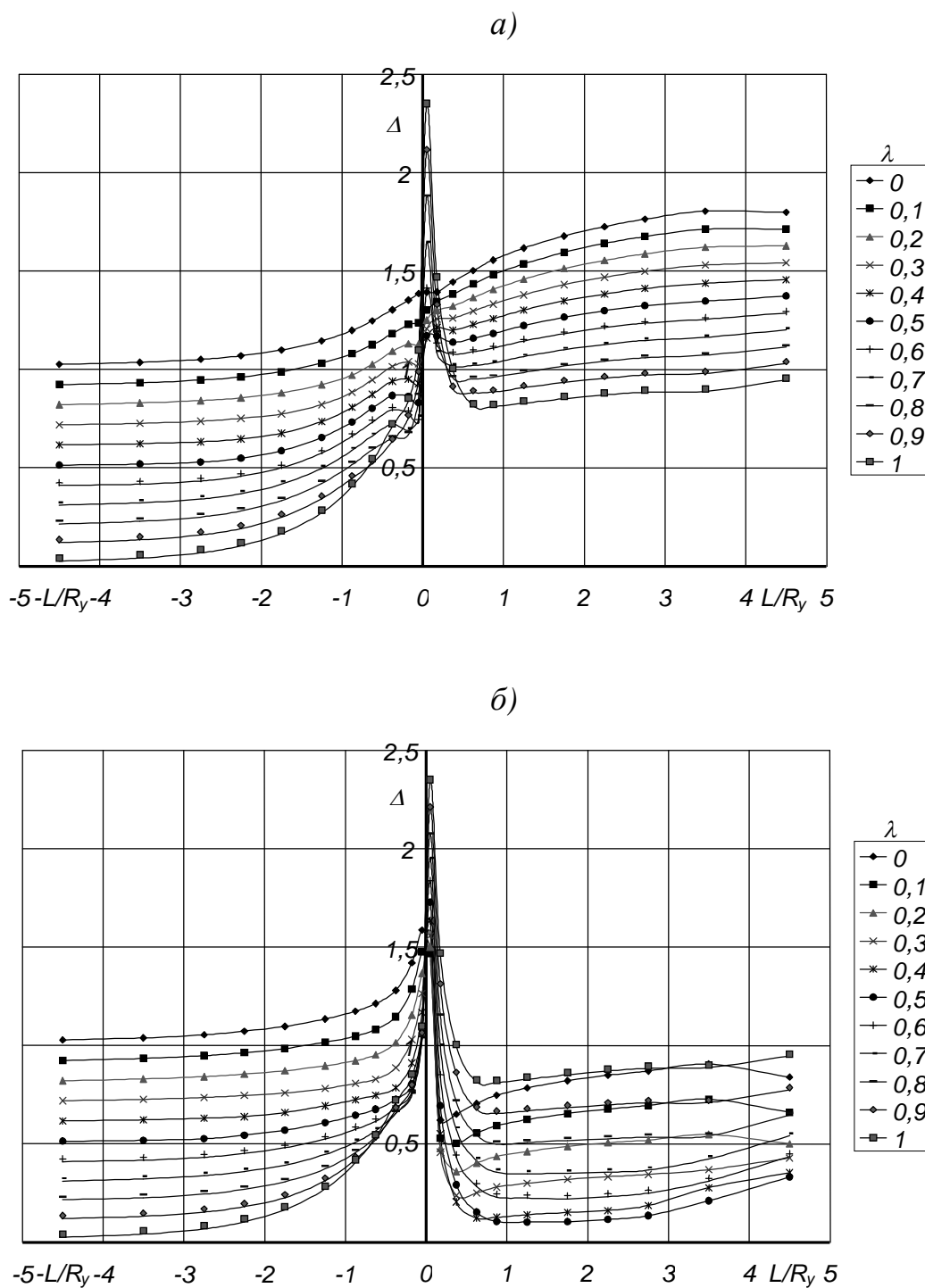


Рисунок 4 – Распределение разности коэффициента концентрации главных напряжений  $\Delta$  для квадратной выработки вдоль продольной оси посередине боков (a) и кровли (б) при различных значениях  $\lambda$

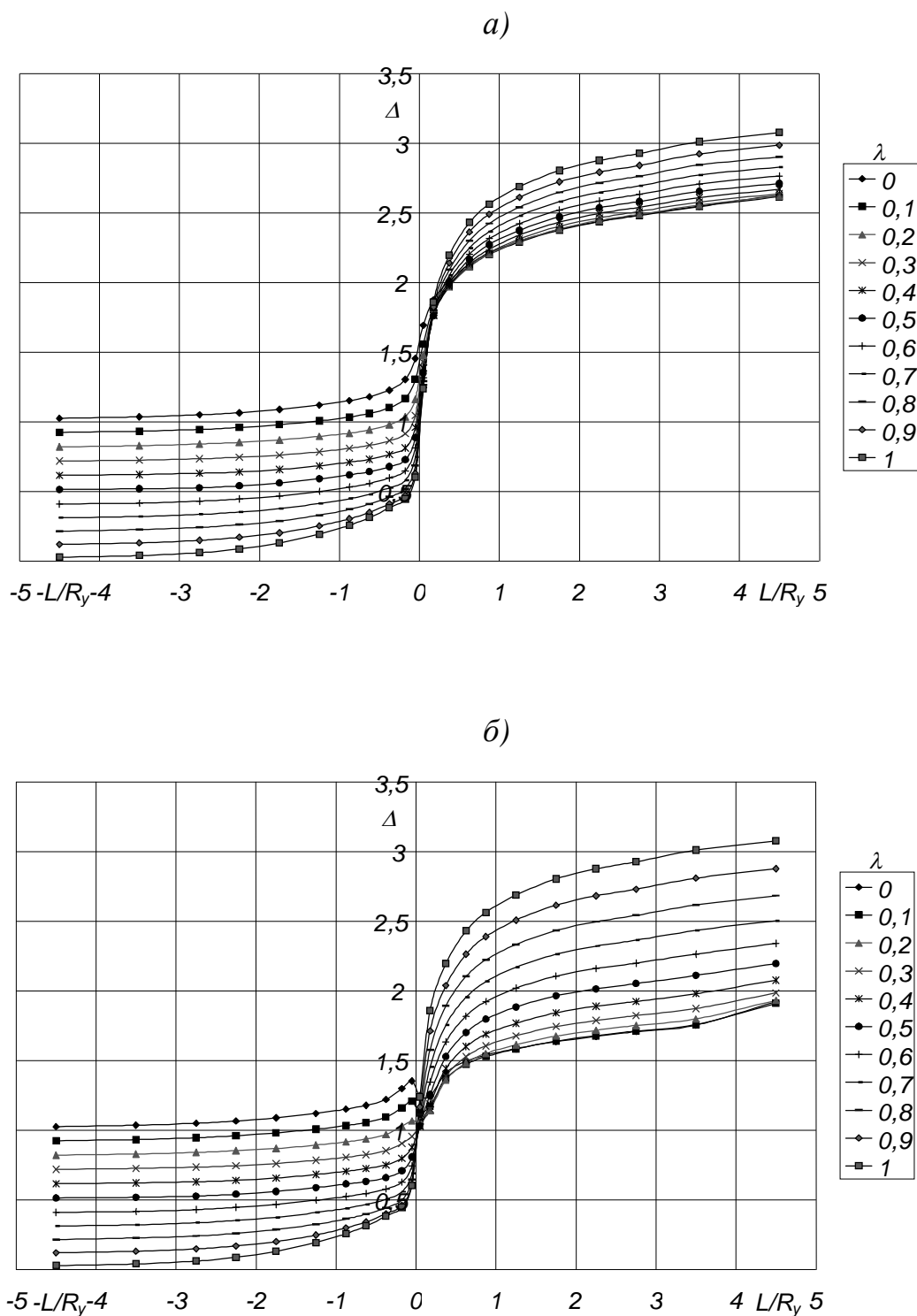


Рисунок 5 – Распределение разности коэффициента концентрации главных напряжений  $\Delta$  для квадратной выработки вдоль продольной оси в боках (а) и кровле (б) вблизи углов при различных значениях  $\lambda$

В пределах первой заходки ( $x < 0,5a$ ), после достижения максимума, величина разности коэффициентов концентрации главных напряже-

ний  $\Delta$  быстро снижается, например, в 1-м и 10-м элементах при  $\lambda = 1$  до  $\Delta = 0,8$ . Вследствие плоского контура выработки в кровле (почве) формируется зона разгрузки, где при  $x < 0,5$  максимальное главное напряжение  $\sigma_1 \approx 0$ , а другие компоненты напряжений  $\sigma_2$  и  $\sigma_3$  имеют значения меньше нуля. При этом максимальное снижение разности главных напряжений в кровле выработки происходит при  $0,4 \leq \lambda \leq 0,5$ . Далее с удалением от забоя разность коэффициентов концентрации главных напряжений  $\Delta$  возрастает, причем в кровле (1-й элемент) лишь при  $\lambda > 0,8$  её величина на контуре выработки превышает аналогичное значение в массиве до проведения выработки.

Таким образом, в плоскости забоя квадратной выработки разность главных напряжений  $(\sigma_1 - \sigma_3)$  в кровле (1-й элемент) и в боках (10-й элемент) превышает аналогичную величину, характерную для удаленных от забоя поперечных сечений выработки. Следовательно, в однородных и изотропных породах разрушение пород от сжатия в кровле и боках квадратной выработки вблизи её забоя является, зачастую, первичным, что способствует формированию более устойчивого к последующим изменениям формы контура состояния и уменьшает роль угла в формировании нового поля напряжений. В слоистых породных массивах, где прочность пород в связи с наличием поверхностей ослабления уменьшается, разрушение в кровле (почве) является ещё более вероятным. Поэтому ещё до попадания пород кровли (почвы) в зону разгрузки они могут быть ослаблены в опорной зоне впереди забоя, где наблюдается высокая концентрация главных напряжений и наибольшее значение их разности  $(\sigma_1 - \sigma_3)$ .

Анализ распределения напряжений в окрестности забоя выработок различной формы поперечного сечения показал, что перераспределение исходного поля напряжений при сооружении выработки сплошным забоем в упругом породном массиве практически ограничивается областью, удаленной от забоя на расстояние  $5R_y$ . При этом вдоль выработки в пределах зоны влияния забоя можно выделить три характерных участка: возрастания напряжений впереди забоя вследствие действия опорного давления с максимальной концентрацией в торцовом сечении выработки; скачкообразного изменения поля напряжений и разворота площадок главных напряжений в результате образования полости; постепенного роста напряжений (по модулю) на контуре выработки за её забоем до стабилизации поля в условиях плоской деформации.

Напряженное состояние породного массива вблизи забоя выработки с необходимой достоверностью определяется безразмерной функцией влияния забоя  $f(L/R_y)$ , которая является множителем к компонентам начального поля напряжений при решении плоских задач и впе-

реди забоя, независимо от формы выработки, изменяется по нелинейной зависимости от единицы ( $f = 1$ ) до величины коэффициента опорного давления  $f = k$ , в плоскости забоя имеет скачек в результате образования полости, а позади забоя постепенно возрастает по экспоненциальной зависимости от  $f = 0,4-0,5$  до единицы в условиях плоской деформации.

*Приведены результаты пространственного моделирования распределения напряжений вокруг торца горной выработки круглой и квадратной форм поперечного сечения.*

*The volumetric stress distribution around the face of circular and square mine working is simulated with finite elements method. Results of computer simulation are shown in this article.*

### **Библиографический список**

1. Бабюк Г.В. Моделирование геомеханических процессов в зоне влияния забоя горной выработки // Сб. научн. статей II-й междунар. конф. «Проблемы и перспективы освоения подземного пространства крупных городов.» – Днепропетровск: НГА Украины, 1997. – С.92-95.

2. Родин И.В. Снимаемая нагрузка и горное давление / В кн.: Исследования горного давления. – М.: Госгортехиздат, 1960. – С.343-374.

3. Баклашов И.В., Картозия Б.А. Механика горных пород. – М.: Недра, 1975. – 271с.

4. Фадеев А.Б. Метод конечных элементов в геомеханике. – М.: Недра, 1987. – 221с.

5. Лантух-Лященко А.И. Лира. Программный комплекс для расчета и проектирования конструкций: Учебное пособие. – К.-М.: 2002. – 312с.

*д.т.н., проф. Корнеев С.В.,  
к.т.н., доц. Варченко Ю.Э.,  
к.психол.н., доц. Авершин А.А.,  
к.т.н., доц. Тугай В.В.  
(УИПА, г. Стаханов, Украина)*

## **ЭФФЕКТИВНОСТЬ АДАПТАЦИИ ЗАБОЙНЫХ СКРЕБКОВЫХ КОНВЕЙЕРОВ**

*Наведені залежності показників ефективності вибійних скребкових конвеєрів, обладнаних системою адаптації, від часткових критеріїв адаптації.*

В соответствии с энергетической стратегией Украины до 2030 г. предусматривается увеличение добычи угля до 110-120 млн. т в год. Решению этой важной задачи на базе современных механизированных очистных комплексов, в состав которых в качестве базового элемента входит скребковый конвейер, препятствуют низкая надежность и долговечность конвейера, высокие затраты энергии при его эксплуатации.

Низкая эффективность конвейеров усугубляется несоответствием их кинематических и силовых параметров реальным условиям эксплуатации и фактическому техническому состоянию силовой системы конвейера, что указывает на существование проблемы.

Действительно, в рабочем режиме конвейеры длительное время работают с недогрузкой, так как выемочные машины, передвигаясь вдоль конвейера, загружают только часть става, а реальные забойные грузопотоки, как правило, оказываются значительно меньше приемной способности конвейера. В результате этого непроизводительные затраты энергии на транспортирование тягового органа (ТО) в общем балансе затрат энергии достигают 80 %. При заданном ресурсе конвейера по углю от 700 тыс. т до 3 млн. т объемы перевезенного груза при достижении предельного технического состояния конвейера составляют всего лишь 140...350 тыс. т.

При заклиниваниях и тяжелых пусках конвейеры, наоборот, работают с перегрузками. Возникает необходимость, с одной стороны, в повышении тяговой способности привода для преодоления препятствий движению, а, с другой стороны, в защите силовой системы конвейера от разрушения. В конвейерах с гидродинамическим приводом максимальный крутящий момент ограничивается гидромуфтами и не превышает

критического момента двигателя. При силовых перегрузках это приводит к чрезмерно большому числу неполомочных отказов конвейера (до 49 % от общего числа) при срабатывании тепловой защиты гидромуфты. Так как приведенная прочность тягового органа примерно в 2 раза превышает критический момент двигателей, а прочность препятствия движению при заклиниваниях тягового органа в ряде случаев меньше его прочности, то отсюда следует, что развиваемый приводом максимальный динамический момент не соответствует прочности препятствия.

При установке превентивной защиты, предотвращающей попадание под очистной комбайн негабаритов, вследствие неправильной настройки датчика негабаритов велика доля срабатываний защиты (неполомочных отказов системы) в тех случаях, когда отдельные негабариты могут быть легко разрушены самим датчиком, выведены из рабочего пространства или переведены в положение, при котором груз легко проходит под комбайном.

При существующей практике создания конвейеров с неизменными эксплуатационными параметрами, которые назначаются в расчете на самые тяжелые условия из области эксплуатации конвейеров, невозможно обеспечить максимальную эффективность во всех возможных условиях эксплуатации, которые отличаются большим разнообразием. Резервом повышения эффективности конвейеров является оперативное приведение их эксплуатационных параметров в соответствие реальным условиям эксплуатации и фактическому техническому состоянию силовой системы. Для этого могут служить уже созданные или вновь разрабатываемые специальные технические устройства, а именно: настраиваемые и управляемые средства защиты от перегрузок, управляемые приводы, регулируемые гидравлические натяжные устройства и пр. Основным критерием целесообразности их применения является ожидаемый экономический эффект.

В работах [1, 2] разработана концепция адаптации шахтных скребковых конвейеров, которая основывается на критериальном подходе к обоснованию способов и параметров адаптации. При этом адаптация рассматривается как процесс приведения эксплуатационных параметров в соответствие реальным условиям эксплуатации, которые имеют случайный характер, посредством указанных выше технических устройств, рассматриваемых как средства адаптации (СА). Принятые критерии адаптации позволяют установить, насколько улучшаются показатели эффективности конвейеров в результате применения отдельных СА, они же служат для выбора оптимальных или рациональных параметров СА и обоснования целесообразности их применения.

В работе [3] обоснован критерий адаптации  $k_3$ , характеризующий снижение затрат энергии при управлении скоростью и представляющий

отношение среднего значения мощности, потребляемой приводом в случае базовой скорости, к среднему значению мощности, потребляемой при управлении скоростью. Здесь же в качестве второго критерия принят коэффициент повышения ресурса конвейера при управлении скоростью  $k_k$ , который принимается равным отношению ресурсов  $T_{к. а}$  и  $T_k$  адаптируемого и базового конвейеров.

В качестве критериев адаптации при выравнивании нагрузок между приводными блоками в работе [4] приняты коэффициенты повышения их долговечности  $k_{jr}$  каждого элемента привода, представляющие отношения их наработок на отказ  $T_{jr}$  и  $T_{jr(a)}$  до и после выравнивания нагрузок.

В работе [5] предложен критерий адаптации при защите от экстренных перегрузок  $k_{с. п. п.}$ , равный отношению средних потерь  $C_б$  и  $C_a$ , соответственно, базового и адаптируемого конвейеров.

Вместе с тем рассматриваемые в каждом отдельном случае показатели эффективности, а также соответствующие им критерии адаптации не отражают комплексного и взаимообусловленного влияния на эффективность конвейера всех входящих в систему адаптации средств адаптации и, в результате, не дают полного представления о суммарном эффекте от внедрения системы.

Целью работы является разработка математических зависимостей для оперативного прогнозирования эффективности забойных скребковых конвейеров, оснащенных системой адаптации, и установления параметров адаптации отдельных входящих в систему устройств с учетом их комплексного влияния на показатели эффективности конвейера в каждом конкретном случае его эксплуатации.

Для определения экономической эффективности адаптации проведена классификация и установлена взаимосвязь показателей эффективности, адаптируемых параметров, способов и параметров адаптации, что отражено на рис. 1. Отметим, что регулирование натяжения ТО и регулирование нагрузок в приводных блоках могут осуществляться автономно без учета условий эксплуатации, внешних по отношению к конвейеру, в этом случае, по определению, они не являются способами адаптации. К способам адаптации, причем косвенным, их можно отнести лишь в том случае, если их применение в составе системы адаптации обусловлено управлением скоростью.

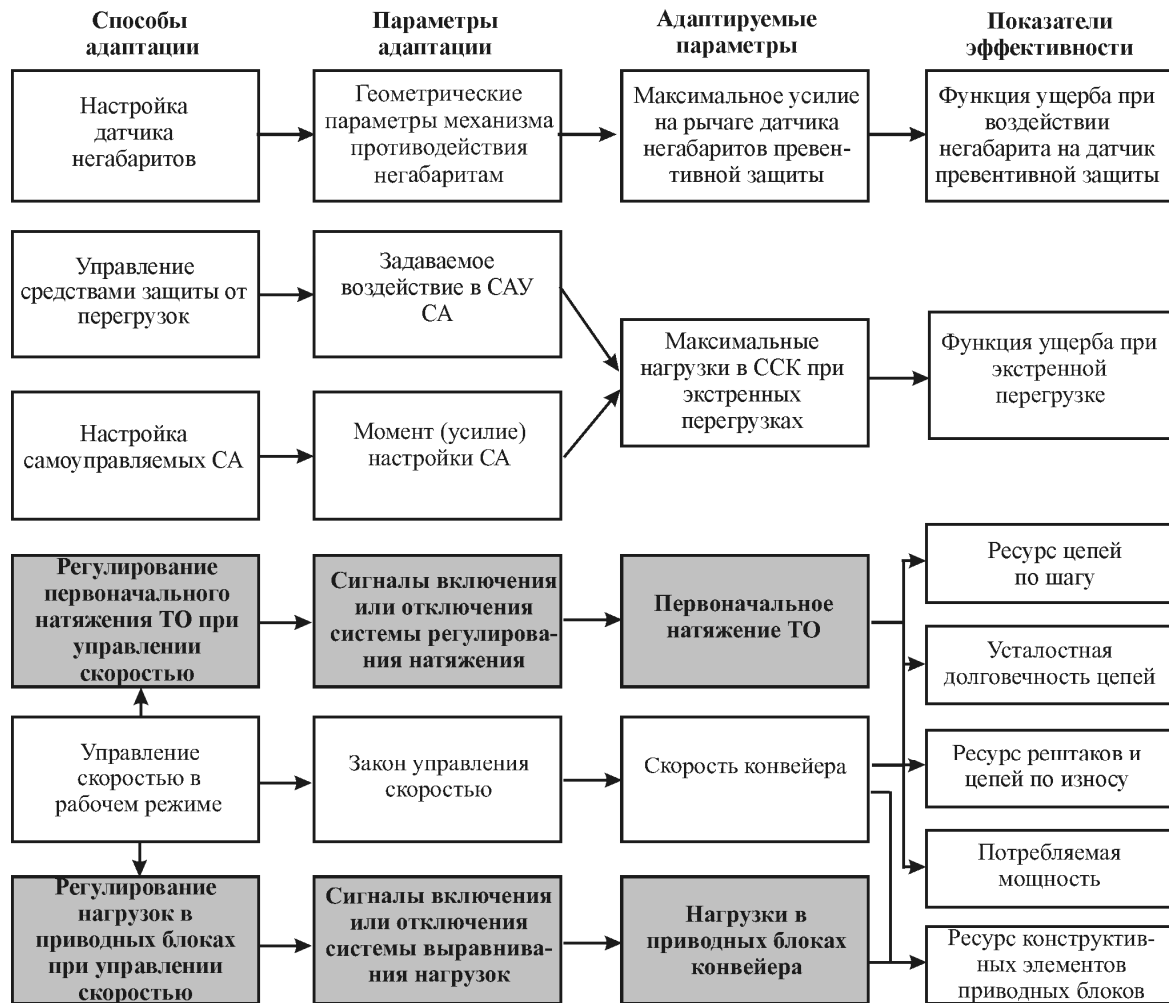


Рисунок 1 – Классификация и взаимосвязь показателей эффективности, адаптируемых параметров, способов и параметров адаптации

Определим ожидаемый эффект от внедрения системы адаптации

$$\mathcal{E} = \mathcal{E}_{p.p} + \mathcal{E}_{p.t} + \mathcal{E}_{p.k} + \mathcal{E}_{\mathcal{E}} + \mathcal{E}_{c.p.p} + \mathcal{E}_{v.p}, \quad (1)$$

где  $\mathcal{E}_{p.p}$ ,  $\mathcal{E}_{p.t}$ ,  $\mathcal{E}_{p.k}$ ,  $\mathcal{E}_{\mathcal{E}}$ ,  $\mathcal{E}_{c.p.p}$  и  $\mathcal{E}_{v.p}$  – составляющие эффекта, обусловленные повышением ресурса деталей привода, ресурса тягового органа, ресурса конвейера, снижением затрат энергии в механической системе конвейера, снижением средних потерь при перегрузках, снижением вероятности срабатывания превентивной защиты,

$$\begin{aligned} \mathcal{E}_{p.p} &= \sum_{j=1}^{j_{\max}} \sum_{i=1}^{i_{\max}} c_r [\text{ent}(T_{k.a} / T_{jr}) - \text{ent}(T_{k.a} / T_{jra})] = \\ &= \sum_{j=1}^{j_{\max}} \sum_{i=1}^{i_{\max}} c_r [\text{ent}(k_k T_k / T_{jr}) - \text{ent}(k_k k_{jr} T_k / T_{jr})]; \end{aligned} \quad (2)$$



$$\mathcal{E}_{p.т} = c_{то} [\text{ent}(T_{к.а} / T_{т}) - \text{ent}(T_{к.а} / T_{т.а})] - \epsilon_{то} [\text{ent}(k_{к} T_{к} / T_{т}) - \text{ent}(k_{к} k_{т} T_{к} / T_{т})]; \quad (3)$$

$$\mathcal{E}_{p.к} = c_{к} (T_{к.а} / T_{к} - 1) = c_{к} (k_{к} - 1); \quad (4)$$

$$\mathcal{E}_{э} = c_{э} T_{к.а} (N - N_{а}) = c_{э} k_{к} T_{к} N (1 - 1/k_{э}); \quad (5)$$

$$\mathcal{E}_{в.п} = n_{п} k_{к} T_{к} c_{п} (k_{в.п} - 1); \quad (6)$$

$$\mathcal{E}_{с.п.п} = n_{п} T_{к.а} (C_{б} - C_{а}) = n_{п} k_{к} T_{к} c_{с3} c_{б} (1 - 1/k_{с.п.п}); \quad (7)$$

$c_{э}$ ,  $c_{то}$ ,  $c_{р}$ ,  $c_{к}$ ,  $c_{п}$  – соответственно стоимость одного кВт·ч электроэнергии, цена ТО и затраты при его монтаже и демонтаже, средние потери при восстановлении работоспособности конвейера при отказе  $r$ -го конструктивного элемента приводного блока, цена конвейера и затраты при его монтаже и демонтаже, средние потери при восстановлении работоспособности после срабатывания превентивной защиты;

$n_{п}$  и  $n_{н}$  – интенсивности экстренных перегрузок и появления негабаритов, воздействующих на рычаги датчика негабаритов превентивной защиты;

$T_{т(а)}$  – средние значения ресурса тягового органа;

$k_{т}$  – критерий адаптации, характеризующий повышение долговечности ТО при управлении скоростью и/или регулировании натяжения, представляется в виде отношения  $T_{т(а)}$  к  $T_{т}$ ;

$k_{в.п}$  – критерий адаптации в случае применения превентивной защиты, в предположении, что в базовом варианте защита срабатывает при появлении любого негабарита, – величина, обратная вероятности срабатывания защиты;

$N_{а}$  и  $N$  – средние значения мощности, потребляемой приводом конвейера с управляемой и базовой скоростями.

Полученные зависимости включают частные критерии адаптации, которые приводятся в работах [1-5], и опосредованно отражают степень совместного влияния адаптируемых параметров и, таким образом, способ адаптации на показатели эффективности конвейера.

В качестве примера произведем расчет эффекта для конвейера СПМ87Д мощностью 220 кВт с цепями 18×64-С, эксплуатировавшегося в составе очистного комплекса КМ87Д в условиях шахты им. Космонавтов ГП «Ровенькиантрацит» [6], в случае оснащения его СА, надежными адаптационными функциями управления скоростью и защиты от экстренных перегрузок. Исходные данные основаны на материалах, полученных в работах [1-5], и на технических характеристиках конвей-

ера. Принимаются: фактическая производительность очистного комплекса при трех рабочих сменах продолжительностью 6 ч  $Q_{\phi}=117$  т/ч;  $L=230$  м;  $w=0,4$ ;  $w_T=0,6$ ;  $\rho_T=20,8$  кг/м;  $\bar{\rho}=41,6$  кг/м;  $\rho_{\text{доп}}=166$  кг/м;  $v_k=1$  м/с;  $\bar{v}=0,24$  м/с;  $\beta=-12^\circ$ ; цена конвейера  $c_k=1$  млн. грн; цена ТО в сборе  $c_{\text{ТО}}=72000$  грн; стоимость одного кВт·ч электроэнергии  $c_3=0,54$  грн; себестоимость по шахте  $C_y$  и цена  $\Pi_y$  одной тонны угля соответственно – 167 и 200 грн;  $c_{\text{сз. в}}=0,83$  ч;  $n_{\text{п}}=0,29$  перегрузок в час; значения относительной функции потерь в случае применения в составе базового и адаптируемого конвейеров ЭФМ  $c_6=2,5$ ; и  $c_a=2$ ; средние значения потребляемой конвейером мощности  $N=63$  кВт;  $T_k=3985$  ч;  $T_{\text{к. а}}=4940$  ч;  $T_T=920$  ч;  $T_{\text{т. а}}=10760$  ч,  $k_3=1,79$ ;  $k_k=1,24$ ;  $k_T=4,1$ ;  $k_{\text{с. п. п}}=1,25$ .

Учитывая, что  $C_{a(6)}=c_{a(6)}c_{\text{сз. в}}Q_{\phi}(\Pi_y-C_y)$ , грн, где  $Q_{\phi}$  – производительность конвейера,  $C_y$  и  $\Pi_y$  – себестоимость по шахте и цена одной тонны угля, представим формулу (7) в виде

$$\mathcal{E}_{\text{с. п. п}}=n_{\text{п}}k_kT_kc_6c_{\text{сз. в}}Q_{\phi}(1-1/k_{\text{с. п. п}})(\Pi_y-C_y). \quad (8)$$

После подстановки исходных данных в формулы (2)-(5), (8) получим:  $\mathcal{E}_3=70$  тыс. грн,  $\mathcal{E}_{\text{р. т}}=360$  тыс. грн,  $\mathcal{E}_{\text{с. п. п}}=2,29 \cdot 10^6$  грн,  $\mathcal{E}_{\text{р. к}}=240$  тыс. грн.

Применение ограниченного набора средств адаптации позволяет увеличить срок службы конвейера в 1,24, а ТО по фактору износа цепей по шагу – в 4,1 раза.

Ожидаемый экономический эффект от применения системы адаптации в расчете на срок службы конвейера  $T_{\text{к. а}}$ , при котором исчерпывается его ресурс по углю, составляет 2,96 млн. грн., что дает основания к разработке и внедрению системы адаптации. Наиболее весомой оказывается составляющая  $\mathcal{E}_3$ , что указывает на приоритет защиты от экстренных перегрузок.

Приведенные зависимости позволяет оценить повышение эффективности забойных скребковых конвейеров в результате применения системы адаптации. Для конвейера СПМ87Д, применяемого в условиях высокопроизводительного комплексно механизированного очистного забоя, ожидаемый эффект составил 2,96 млн. грн. Дальнейшие исследования должны быть направлены на уточнение условий эксплуатации и определение эффекта от применения системы адаптации в составе конвейеров нового технического уровня.

*Приведены зависимости показателей эффективности адаптации забойных скребковых конвейеров, оборудованных системой адаптации, от частных критериев адаптации.*

*The dependences of parameters of adaptation efficiency of mine scraper conveyors equipped by system of adaptation, from individual criteria of adaptation are presented.*

### **Библиографический список**

1. Корнеев С.В., Ширин Л.Н., Плетнев М.В. Адаптация шахтных скребковых конвейеров к условиям производства. – Луганск: Книжковий світ, 2005. – 264 с.

2. Корнеев С.В. Концепция адаптации забойных скребковых конвейеров // Наукові праці Донецького національного технічного ун-ту. Вип. 99. Серія: гірничо-електромеханічна. – Донецьк: ДонНТУ. – 2005. – С. 130-137.

3. Корнеев С.В. Оценка эффективности регулирования скорости забойных скребковых конвейеров // Изв. вузов. Горный журнал. – 2003. – №5.

4. Корнеев С.В. Метод оценки эффективности выравнивания нагрузок в многодвигательном приводе скребковых конвейеров // Изв. вузов. Горн. журнал. – 2005. – №5.

5. Корнеев С.В., Сафонов В.И. Оценка эффективности настройки электромагнитных фрикционных муфт в приводе забойных скребковых конвейерах // Сб. научн. трудов НГУ Украины. Вип. 19, том 5. Днепропетровск: НГУ Украины. – 2004. – С. 5-10.

6. Исследование динамики внутриминутных грузопотоков из высокопроизводительных очистных забоев угольных шахт/М.А. Котов, О.М. Зарецкий, Ю.А. Кондрашин и др. // Шахтный и карьерный транспорт. Вип. 3. – М.: Недра, 1977. – С. 297-306.

*д.т.н., проф. Ширин Л.Н.  
(НГУ, г. Днепропетровск, Украина),  
д.т.н., проф. Корнеев С.В.,  
к.т.н., доц. Варченко Ю.Э.,  
к.т.н., доц. Тугай В.В.  
(ГФ УИПА, г. Стаханов, Украина)*

## **МЕТОДИКА РАСЧЕТА ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ СИСТЕМЫ «УГОЛЬНЫЙ ПЛАСТ – КОМБАЙН - КОНВЕЙЕР»**

*Наведені рекомендації з удосконалення розрахунків геометричних параметрів системи «вугільний пласт – комбайн - конвеєр»*

Государственной Программой «Українське вугілля» к 2010 г. предусматривается увеличение годовой добычи до уровня 110 млн. т. При существующих средних нагрузках на комплексно-механизированный забой (КМЗ), не превышающих 840 т в сутки, существующей линии очистных забоев порядка 1000 км и темпах ввода в эксплуатацию новых КМЗ решение поставленных в Программе задач является проблематичным. Основной причиной низкой эксплуатационной производительности очистных комплексов, потенциально способных обеспечить расчетную производительность является несоответствие параметров оборудования и, прежде всего, очистного комбайна реальным условиям их применения.

В работах [1, 2, 3] на основании обобщения экспериментальных данных установлено, что в реальных условиях эксплуатации одной из причин снижения показателей работы КМЗ является уменьшение, вследствие недодвижки на 70...130 мм комбайна к забою, фактического полезного захвата очистного комбайна и, соответственно, шага передвижки забойного оборудования. При этом, в частности, на 15...21 % уменьшается общее подвигание очистного забоя. Отсутствие анализа причин недодвижки препятствует разработке рекомендаций по сохранению проектной ширины захвата. В работах [1, 2, 3] для устранения недодвижки рекомендуется при сохранении шага передвижки забойного оборудования принимать, исходя из наихудших условий формирования забоя, шнеки длиной 0,9...1,0 м, т.е. в пределах, допускаемых консольными перекрытиями крепей и возможностями изгиба передвигаемого рештачного става конвейера. Предлагаемое решение является адекватным возникающей проблеме, но, по сути, не содержит обоснования

оперативного перехода на увеличенную ширину захвата исполнительного органа в конкретных условиях эксплуатации или, в общем случае, к созданию адаптивных технологических схем выемки угля, позволяющих осуществлять эффективное управление процессом выемки с учетом изменяющихся условий эксплуатации. Исключением является работа [5], в которой на основе системного подхода обосновывается комбинированный захват очистного комбайна, представленного в виде элемента системы «угольный пласт – комбайн - конвейер». Однако и в этом случае не учитывается изменение геометрических параметров положения и формы забоя.

Целью работы является разработка на основе системного подхода, методики расчета геометрических параметров положения и формы забоя комплексно-механизированной лавы для адаптации конструктивной схемы исполнительного органа очистного комбайна, являющегося элементом системы «угольный пласт – комбайн - конвейер», к реальным условиям эксплуатации при условии сохранения проектного шага передвижки.

Недодвижка  $\Delta H_k$  комбайна к забою является случайной величиной и обусловлена образованием между ставом конвейера и забоем уплотненного слоя горной массы, а также препятствий передвижению конвейера на забой в виде уступов забоя или «порогов» на почве выработки при отклонении фактического положения комбайна в пространстве от расчетного. Причиной отклонений являются повороты комбайна в вертикальной плоскости вокруг трубчатой направляющей на конвейере и в горизонтальной плоскости при движении по искривленному в плане ставу конвейера, например, при фланговой схеме передвижки в процессе выемки угля.

Представим недодвижку как сумму случайных величин: толщины слоя горной массы  $H_c$  и проекций  $H_\Gamma$  и  $H_B$  на ось  $y$ , перпендикулярную к плоскости забоя, отклонений при поворотах комбайна в горизонтальной и вертикальной плоскостях.

Тогда среднее значение недодвижки

$$\Delta h_{k, \text{ ср}} = h_{c, \text{ ср}} + h_{\Gamma, \text{ ср}} + h_{B, \text{ ср}},$$

где  $h_{c, \text{ ср}}$ ,  $h_{\Gamma, \text{ ср}}$  и  $h_{B, \text{ ср}}$  – средние значения случайных величин  $H_c$ ,  $H_\Gamma$  и  $H_B$ .

Среднее значение  $h_{c, \text{ ср}}$  определяется экспериментальным путем.

Значения  $h_{\Gamma, \text{ ср}}$  и  $h_{B, \text{ ср}}$  определяются в результате статистической обработки массива реализаций  $h_\Gamma$  и  $h_B$  случайных величин  $H_\Gamma$  и  $H_B$ , полученного методом статистических испытаний с применением динамической модели системы, например, приведенной в работе [5], и законов

распределения случайных величин, которые принимаются в качестве исходных данных.

Рассмотрим отклонение при повороте комбайна в горизонтальной плоскости. С учетом угла раскрытия рештаков при изгибе става в плане, который находится в пределах от 2 до 5°, максимальный угол  $\beta$  поворота комбайна (см. рис. 1, а) составляет 3°. В качестве центра поворота примем т.  $O$  на трубчатой направляющей рештака, на который комбайн наезжает в процессе перемещения. Форма вруба в отличие от расчетной прямоугольной является ступенчатой, причем проекции линий резания торцов шнеков на плоскость, перпендикулярную к идеальной линии забоя представляют собой участки эллипсов (рис. 1 б).

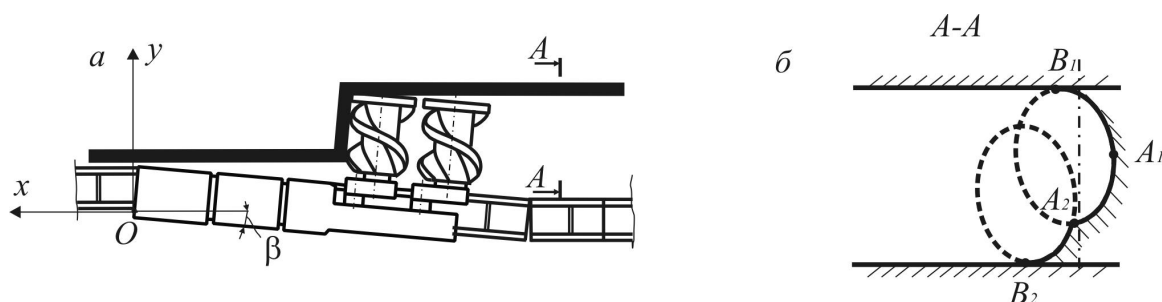


Рисунок 1 - Положение очистного комбайна и форма вруба при его повороте в горизонтальной плоскости

Если точки  $A_1$  и  $A_2$ , соответствующие верхнему опережающему и нижнему отстающему шнекам, могут находиться как справа, так и слева от расчетной линии, соответствующей работе комбайна на всю ширину захвата и показанной на рис. 1 б пунктиром, то нижняя и верхняя точки  $B_2$  и  $B_1$  всегда располагаются левее, что позволяет говорить о недодвижке комбайна. Так как  $B_2$  левее  $B_1$ , то отклонение будем определять по нижнему шнеку.

В соответствии с расчетной схемой, приведенной на рис. 2, угол  $\alpha$  между проекциями на горизонтальную плоскость линии, проходящей через т.  $O$  и нижнюю т.  $C$  отстающего шнека, и перпендикуляра к корпусу комбайна определяется геометрическими параметрами комбайна.

После поворота на угол  $\beta$  образуется отклонение

$$h_z = b_k - \Delta, \quad (1)$$

где  $b_k$  – проекция на ось  $y$  отрезка  $OC$  длиной  $r$  в исходном положении комбайна;

$\Delta$  – проекция на ось  $y$  отрезка  $OC_1$  соответствующего конечному положению комбайна.

Так как  $\Delta = r \cos(\alpha + \beta)$  и  $r = \frac{b_k}{\cos \alpha}$ , то из (1) получим

$$h_z = b_k \left( 1 - \frac{\cos(\alpha + \beta)}{\cos \alpha} \right), \quad (2)$$

где  $\alpha$  – конструктивный угол между перпендикуляром к линии забоя и отрезком  $OC$ .

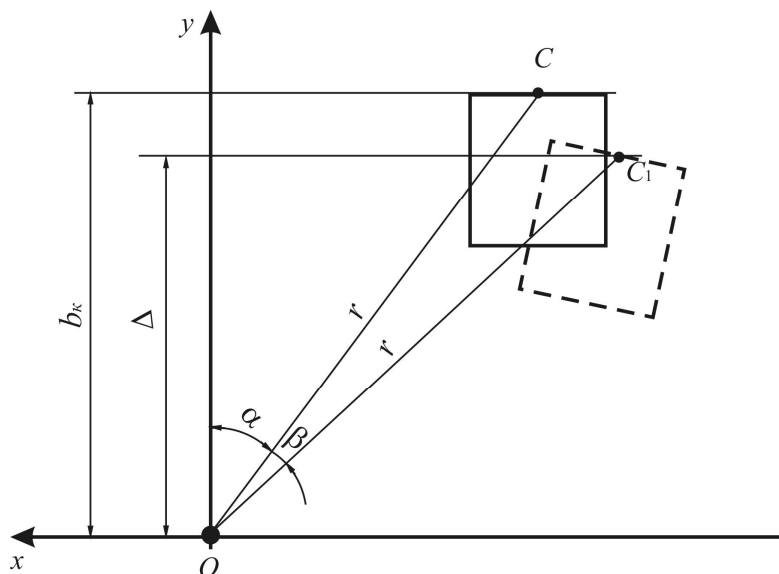


Рисунок 2 – Схема поворота комбайна в горизонтальной плоскости

Следует обратить внимание на то, что отклонение  $h_z$  может быть уменьшено, если опережающий шнек расположить внизу, однако при этом ухудшаются условия погрузки угля шнеками на конвейер.

Рассмотрим последующее перемещение комбайна в вертикальной плоскости (рис. 3), что может быть связано с потерей его устойчивости под воздействием сил, приложенных к исполнительному органу со стороны массива угля, или с наклоном конвейера при наплзании рештаков на «пороги» угля, образовавшиеся при снятии предыдущей полосы. При повороте комбайна на угол  $\gamma$  (положительное направление по часовой стрелке) отклонение комбайна рассматривается в т.  $C_1$  нижнего шнека. При небольших углах поворота отклонение может принимать отрицательные значения.

Как видно из рис. 3, в исходном положении комбайна длина радиуса вращения т.  $C_1$  относительно направляющей

$$r_1 = \frac{b_k}{\cos \alpha_1}, \quad (3)$$

где  $\alpha_1$  – угол между осью  $y$  и отрезком  $OC_1$ , определяемый конструктивными параметрами комбайна и конвейера.

При поворотах комбайна проекция отрезка  $OC_1$  на горизонтальную плоскость

$$\text{Пр} = r_1 \cos(\alpha_1 + \gamma).$$

Отсюда с учетом (3) получим:

$$\text{Пр} = b_k \frac{\cos(\alpha_1 + \gamma)}{\cos \alpha_1}. \quad (4)$$

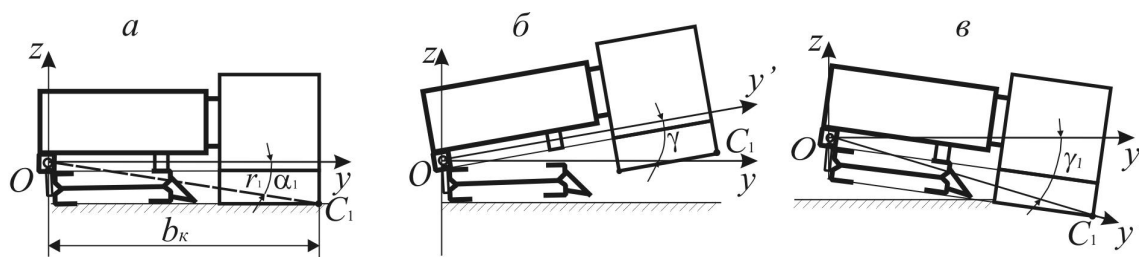


Рисунок 3 – Схема поворота комбайна в вертикальной плоскости  
а – исходное положение, б –  $\gamma > 0$ , в –  $\gamma < 0$

Пренебрегая смещением т.  $O$  при повороте става конвейера, определим проекцию отклонения комбайна на горизонтальную плоскость

$$h_{\text{вз}} = b_k - \text{Пр} = b_k \left(1 - \frac{\cos(\alpha_1 + \gamma)}{\cos \alpha_1}\right). \quad (5)$$

Проекция  $h_{\text{вз}}$  на ось  $y$

$$h_{\text{в}} = h_{\text{вз}} \cos \beta = b_k \cos \beta = b_k \left(1 - \frac{\cos(\alpha_1 + \gamma)}{\cos \alpha_1}\right) \cos \beta. \quad (6)$$

Неподвижка комбайна устраняется путём формирования ступенчатой формы забоя с верхним уступом, то есть комплектованием исполнительного органа шнеками разной длины.

Длина нижнего шнека определяется по формуле

$$L = B + \Delta h_{\text{к.ср}},$$

где  $B$  – расчетная ширина захвата комбайна.



Разработанная методика позволяет осуществлять расчет недо-  
движки очистного комбайна к забою с учетом случайных факторов и  
последующий выбор рациональных значений длины шнеков, исходя из  
полного использования расчетной ширины захвата.

*Recommendations on geometrical parameters calculation perfection of  
«coal lager-combine-conveyer» system are resulted.*

*Приведены рекомендации по совершенствованию расчетов гео-  
метрических параметров системы «угольный пласт-комбайн-  
конвейер».*

### **Библиографический список**

1. Ходус Н.И. О фактической величине полезного захвата испол-  
нительного органа комбайна. // Уголь Украины. – 1980. - №5.
2. Проект отраслевого стандарта. Комбайны очистные. Выбор  
параметров и расчет сил резания и подачи на исполнительных органах.  
Методика. – Донецк: Донгипроуглемаш, 1984.
3. РТМ 12.44.008-75. Комбайны очистные. Оценка устойчивости  
с помощью ЭЦВМ. Методика. Введ. 01.07.1976. –М.: Минуглепром  
СССР, 1975.
4. Верескунов В.Н., Красников Ю.Д., Шмарьян Е.М. Методика  
расчета опытных параметров узкозахватных комбайнов по критерию  
устойчивости. – М.: ИГД им. А.А. Скочинского, 1972.
5. Корнеев С.В., Тугай В.В. Комбинированный захват шнекового  
исполнительного органа очистных комбайнов /В кн. Очистные и про-  
ходческие машины и инструменты. Новочеркасск: НПИ – 1988.

*к.т.н., доц. Окаленов В.Н.,  
д.т.н., проф. Фрумкин Р.А.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **МЕТОДИКА УЧЕТА ОШИБОК ИСХОДНЫХ ДАННЫХ ПРИ ИНФОРМАЦИОННОМ ОБЕСПЕЧЕНИИ ПРОЦЕССА ПРОЕКТИРОВАНИЯ УГОЛЬНЫХ ШАХТ**

*Викладено методику врахування помилок вихідних даних при про-  
гнозуванні різних показників функціонування вугільних шахт.*

Информационное обеспечение проектирования угольных шахт относится к числу наиболее ответственных этапов данного процесса. Это объясняется весьма существенным влиянием достоверности исходной информации на качество принимаемых проектных решений. В связи с этим проблеме повышения достоверности прогнозных данных об условиях залегания угольных пластов, показателей их разработки всегда уделялось большое внимание.

Не останавливаясь на детальном анализе всех известных методов обеспечения достоверности исходной информации отметим, что их можно разделить на несколько групп. Первая группа связана с повышением точности определения значений геологических факторов в местах пересечения пород и угольных пластов разведочными скважинами. При этом основное внимание уделяется повышению выхода керна, использованию современных геофизических методов, совершенствованию лабораторных методов определения свойств пород и т.п.

Вторая группа методов связана с совершенствованием камеральной обработки геологоразведочных данных. При этом особое внимание уделяется их интерполяции в межскважинном пространстве. Наиболее часто с этой целью используются линейные модели изменения значений геологических факторов. Имеются предложения и по применению различного типа нелинейных моделей.

Третья группа методов направлена на повышение надежности и точности математических моделей, используемых для прогноза инженерно-геологических условий залегания угольных пластов и технико-экономических показателей работы лав и шахт. В настоящее время предложено достаточно большое число таких моделей начиная от детерминированных до вероятностно-статистических.

Четвертая группа методов рассматривает способы учета ошибок исходных данных при прогнозировании и принятии проектных решений. В работе [1] отмечается, что повышение надежности и точности математических моделей весьма проблематично. Поэтому следует особое внимание уделять учету возможных ошибок при выполнении оптимизационных расчетов.

Существует несколько методических подходов к учету ошибок исходных данных. В работе [1] использован метод, основанный на арифметике интервалов [2], которая предусматривает на входе модели интервалы переменных и на выходе дает соответственно интервалы функции. Так, например, при расчете годовой производственной мощности шахты задается ее математическое ожидание, стандартное отклонение мощности, математическое ожидание погрешности определения средней мощности шахты и стандартное отклонение ее погрешности [1].

При таком методе учета ошибок приходится сталкиваться с чрезмерно большими интервалами изменения выходных показателей. Поэтому в работе [2] отмечается, что более предпочтительным является метод учета ошибок с помощью арифметики точек, которая предусматривает слежение за ошибками точек и их влиянием на конечный результат. В этом случае весьма важным является вопрос о целесообразности учета ошибок исходных данных в зависимости от чувствительности к ним математических моделей, используемых в прогнозировании и проектировании. Наиболее полно этот вопрос решен для моделей, в которых учитываются только количественные факторы. Для них степень влияния ошибок оценивается с помощью критериев, которые представляют собой произведение коэффициентов эластичности на величину ошибки соответствующего фактора [1-4]. Такой подход к учету ошибок позволяет достаточно надежно оценивать их влияние на конечный результат в случаях, когда математическая модель является линейной.

Для нелинейных моделей задача усложняется, так как на разных участках изменения значений, учтенных в модели факторов сила их влияния различна [3]. Поэтому требуется установление характера изменения силы влияния, учтенных в модели факторов на всем диапазоне вариации их значений.

Следует также отметить, что длительный период времени оставался не решенным вопрос о методах учета ошибок при использовании распознающих систем, разработанных на основе теоремы Байеса и неоднородном последовательном статистическом анализе [5]. Данные системы учитывают влияющие на распознаваемый процесс факторы в табличной форме, что не позволяет применять для оценки степени зависимости результатов прогнозов от ошибок исходных данных коэффициенты эластичности.

После установления целесообразности учета ошибок исходных данных возникает задача обоснования методики прогнозирования и проектирования с учетом этих ошибок. Наиболее простым является способ суммирования рассчитанных по детерминированным моделям значений прогнозируемых показателей с величиной их ошибки [1, 5]. Если необходимо определять погрешность искомого показателя, которая зависит от погрешности значений влияющих на него факторов, то в этом случае мы сталкиваемся с задачей определения погрешности результата косвенных измерений [6]. В этом случае можно определить результирующую ошибку по формулам, приведенным в работе [6]. Вид этих формул зависит от вида функции, по которой рассчитывается результирующий показатель. С их помощью можно дать лишь приближенную оценку погрешностей для функций, учитывающих только количественные факторы.

Возможен и иной способ учета ошибок исходных данных, основанный на имитационном моделировании. Однако, этот способ, как справедливо указано в работе [1], из-за ряда существенных недостатков не нашел практического применения.

Таким образом, можно констатировать необходимость разработки новых методов учета ошибок исходных данных при прогнозировании и проектировании.

Предлагаемая методика учета ошибок предусматривает последовательное выполнение нескольких этапов.

На первом этапе устанавливается статистическая значимость ошибок, выявленных в результате сопоставления геологоразведочных данных и данных, полученных в результате разработки угольных пластов. Методика решения этой задачи изложена в работах [7, 8].

Второй этап предусматривает корректировку значений тех количественных факторов, для которых установлены статистически значимые систематические и случайные ошибки. При этом знак случайной ошибки выбирается таким, при котором скорректированное значение фактора ведет к получению худшего результата прогноза по сравнению с результатом, который мог бы быть получен без учета ошибки, т.е. реализуется максиминная или минимаксная процедура принятия решений. Например, если уменьшение мощности пласта ведет к снижению среднесуточной нагрузки на забой, то случайная ошибка значений этого фактора берется со знаком "-", что отражает менее благоприятную ситуацию с точки зрения уровня добычи угля из лавы.

После корректировки исходных данных устанавливается целесообразность их учета при прогнозе различных показателей в зависимости от применяемых методов прогнозирования.

Если прогноз осуществляется по количественным математическим моделям, то целесообразность учета ошибок следует определять по методике [3].

Для методов прогноза по теореме Байеса производится безусловный учет скорректированных значений факторов.

Для методов прогноза, основанных на неоднородном последовательном статистическом анализе [5] целесообразность учета скорректированных значений определяется следующим образом.

Вначале по прогностическим таблицам определяются признаки (диапазоны)  $XP_{ji}$ , которым соответствуют исходное  $X_{ji}$  и скорректированное  $X_{ji}^{\kappa}$  значения учитываемого фактора ( $j$  – порядковый номер фактора,  $i$  – порядковый номер признака). Если эти признаки одинаковы, то необходимости в учете скорректированных значений факторов нет, так как они не влияют на конечный результат.

Если  $X_{ji}$  и  $X_{ij}^{\kappa}$  отвечают разные признаки  $XP_{ji}$ , то для них выбираются из прогностических таблиц соответствующие значения прогностических коэффициентов  $PK_i$ , после чего определяются степень различия между ними ( $\varepsilon_{PK_i}$ )

$$\varepsilon_{PK_i} = \left| \frac{PK_i(x_{ji}) - PK_i^{\kappa}(x_{ji})}{PK_i(x_{ji})} \right| \cdot 100\%. \quad (1)$$

В случае, если  $\varepsilon_{PK_i}$  меньше 20%, то учитывать скорректированное значение факторов нецелесообразно, так как результаты моделирования прогнозных значений показателей с учетом ошибок несущественно отличаются от базовых (без учета ошибок). Если  $\varepsilon_{PK_i}$  больше 20%, то проверяется монотонность изменения  $PK_i$  (однонаправленное убывание или возрастание во всем диапазоне изменения значений учитываемого фактора).

В тех случаях, когда это условие не выполняется скорректированные значения факторов не учитываются, так как в случае неупорядоченного изменения знаков коэффициентов  $PK_i$  нарушается принцип минимакса или максимина и, как следствие, теряет смысл выбранный ранее знак случайной ошибки в определении скорректированных значений фактора.

Если доказана монотонность и однонаправленность изменения  $PK_{ij}$  то определяется вероятность ошибки в расчетах и прогнозных обоснованиях при использовании нескорректированных значений факторов. Для этого рассчитывается критерий  $t_{ji}$

$$t_{ji} = \frac{|XP_{ji}^K - XP_{ji}|}{S_{ji}}, \quad (2)$$

где  $S_{ji}$  - величина абсолютной погрешности определения  $i$ -го значения  $j$  – го фактора [7,8].

Затем по величине  $t_{ji}$  определяют величину интегральной функции плотности распределения  $\Phi(t_{ji})$

$$\Phi(t_{ji}) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-t}^t e^{-\frac{t^2}{2}} dt. \quad (3)$$

Величина этой функции может определяться по табличным данным, приведенным в многочисленных изданиях по теории вероятностей и математической статистики.

По величине  $\Phi(t_{ji})$  определяется вероятность того, что фактическое значение учитываемого фактора не превысит величину  $XP_{ji}^K$

$$P(t_{ji}) = \frac{1 + \Phi(t_{ji})}{2}. \quad (4)$$

После этого определяется вероятность ошибки прогнозирования, если используется нескорректированное значение фактора при заданной значимости систематических ошибок и надежности прогностических таблиц [5].

$$PO_{ji} = 1 - P(t_{ji})PS \cdot PM, \quad (5)$$

где  $PS$  – значимость систематической ошибки (0,95, если она доказана);

$PM$  – надежность прогностических таблиц.

Если величина  $PO_{ji}$  окажется меньше или равна 0,2 (что вполне приемлемо для практики проектирования), то скорректированные значения не учитываются и исходная информация для дальнейших расчетов формируется на основе геологоразведочных данных. В противном случае в расчетах и прогнозах учитывают скорректированные значения факторов.

Из изложенного следует, что предложенная методика основана на слежении за влияниями ошибок каждого отдельного значения факторов на конечный результат расчетов или прогнозов. Она не требует сложно-

го имитационного моделирования и позволяет еще до вычисления результирующих показателей устанавливать целесообразность учета ошибок исходных данных.

*Дан краткий анализ существующих методов учета ошибок при проектировании и прогнозировании. Разработана методика учета ошибок применительно к методам прогноза, основанным на теории Байеса и неоднородном последовательном статистическом анализе.*

*The short analysis of existent errors account methods during designing and prognostication is given. The errors account method applicable to the prognosis methods is developed based on Bays' theory and heterogeneous successive statistical analysis.*

### **Библиографический список**

1. Способы вскрытия, подготовки и системы разработки шахтных полей / Под ред. Б.Ф.Братченко. – М.: Недра, 1985. – 494 с.
2. Бронштейн И.Н., Семендяев К.А. Справочник по математике для инженеров и учащихся вузов. – М.: Наука, 1981. – 719 с.
3. Окалелов В.Н. Методика учета изменчивости геологических и технологических факторов при расчетах нагрузки на очистной забой // Сб. научных трудов ТПИ / Подземная разработка тонких и средней мощности угольных пластов. – Тула, ТПИ, 1991. – С. 66-72.
4. Saluqa P. Wycena qornicznych projektow inwestycyjnych w aspekcie doboru stopy dyskontowej. – Krakow: IGSMIE PAN, 2006. – 131 p.
5. Фрумкин Р.А. Методика прогнозирования процессов со многими параметрами и ее применение в горном деле // Уголь-1973. - № 1. – С. 16-22.
6. Кассандрова О.Н., Лебедев В.В. Обработка результатов наблюдений. – М.: Наука, 1970. – 104 с.
7. Фрумкин Р.А., Окалелов В.Н. Оценка достоверности прогнозов условий разработки пластов // Уголь Украины. – 1983. - № 9. – С. 43-44.
8. Фрумкин Р.А., Окалелов В.Н. Достоверность горно-геологических прогнозов и методы ее количественной оценки // Известия вузов. Горный журнал. – 1983. - № 4. – С. 33-37.

**Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Бабиюком Г.В.**

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

## **ОЦЕНКА НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ РАЗЛИЧНЫХ КОНСТРУКЦИЙ СОЕДИНЕНИЙ ЛЕНТ ЛЕНТОЧНЫХ КОНВЕЙЕРОВ**

*Проведено аналіз розроблених конструкцій з'єднань конвеєрних стрічок та виконано оцінювання їх витримальної спроможності в порівнянні з східчастими з'єднаннями напусткового типу на прикладі восьмишарової стрічки, найбільш міцної з тих, що нині застосовуються на стрічкових конвеєрах.*

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

Согласно правил эксплуатации ленточных конвейеров на предприятиях угольной и металлургической промышленности, по добыче стройматериалов [1-3], а также нормативных документов заводов изготовителей конвейерных лент, например, [4], рекомендуется стыковку концов конвейерных лент с резиноканевым несущим каркасом выполнять с использованием технологии горячей или холодной вулканизации. В качестве базовой рекомендуется применять ступенчатую конструкцию соединения нахлестного (Н) или полунахлестного (П) типов. Однако использование таких конструкций, как показывает опыт эксплуатации ленточных конвейеров, не обеспечивает высоких показателей прочности (кратковременная статическая прочность соединений составляет 70-75% прочности целой ленты) и срока службы соединений, который значительно ниже нормативного срока службы целой ленты.

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

Повышение несущей способности соединений конвейерных лент в основном базируется на исследованиях напряженно-деформированного состояния и конструктивном совершенствовании ступенчатых соединений нахлестного и полунахлестного типов [5-8]. Так, в конструкции соединения [6] предлагается на каждой ступени прослоечную резину укладывать в виде слоя переменной толщины, увеличивающейся от начала ступени к ее концу, а в конструкции [7] соединяемые кромки наружных слоев рекомендуется по длине выполнять большими по сравнению с внутренними слоями, при этом после сборки стыка [8] предлагается выполнять в нем перпендикулярно рабочей поверхности каналы и заполнять их полимерным материалом с образова-



нием в теле ленты соединительных стержней. Однако, как показывает практика эксплуатации ленточных конвейеров, реализация указанных технических решений малоэффективна.

#### **Постановка задачи.**

Выполнить анализ разработанных конструкций соединений и произвести оценку их несущей способности в сравнительном варианте со ступенчатой конструкцией нахлестного типа на примере восьмипрокладочной ленты, как наиболее прочной из применяемых в настоящее время на ленточных конвейерах.

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

Анализ ступенчатой конструкции соединения показывает, что взаимодействие тканевых прокладок ленты через связующий слой (клеевая прослойка при холодной вулканизации или резиновая пластина, подготовленная в соответствии с [9] при горячей вулканизации) происходит в пределах ступени. Например, прокладка 8 соединяемого конца I взаимодействует с прокладкой 8 конца II ленты на длине ступени, равной  $\ell_a$ , и т.д. по длине всего соединения (табл. 1). Из соответствующей схемы взаимодействия элементов соединения ступенчатой конструкции Н-типа видно, что имеются периферийные зоны с высокой жесткостью поперечных сечений, которые «пассивно» участвуют в передаче и перераспределении прикладываемой к ленте нагрузки от целой ее части в зону соединения (участок ленты с нарушением целостности резинотканевого несущего каркаса). Высокая жесткость поперечного сечения, особенно по крайним ступеням, приводит к тому, что уже при номинальных нагрузках связующий слой соединения работает на сдвиг, что влечет за собой концентрацию касательных напряжений в связующем слое, а также в тканевых прокладках, где коэффициент концентрации нормальных напряжений достигает величины, равной 1,6-1,7 [5].

Кроме этого характерной особенностью ступенчатой конструкции (Н и П-типов) является то, что окончание ступени, например «а» в сечение В-В является началом смежной с ней ступени «b» и т.д. по длине соединения. Такая конструктивная особенность оказывает существенное влияние на напряженно-деформированное состояние соединения в целом.

Повышению концентрации напряжений как в тканевых прокладках, так и в связующем слое соединения ступенчатой конструкции способствует также величина длины кромки ступеней, определяемая углом скоса, который рекомендуется принимать равным  $18^\circ$  при горячей и  $26^\circ$  - при холодной вулканизации [1-4].

В предлагаемых конструкциях соединений (табл. 2 и табл. 3) на основе разработанных принципов конструирования вулканизированных соединений конвейерных лент [10], предлагается ступени выполнять в виде выступов и впадин, чередующихся по длине и ширине соединения.

Таблица 1 - Схема взаимодействия элементов соединения Н-типа

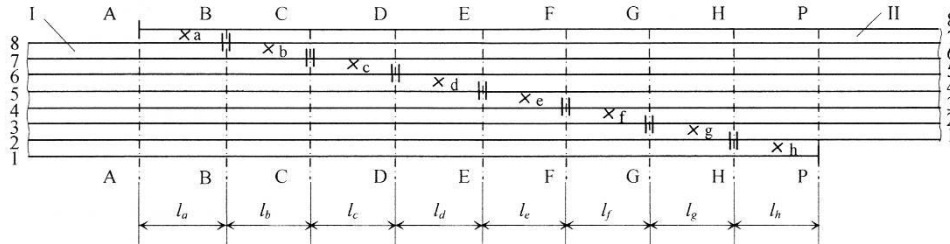
Конструктивная схема соединения ступенчатой конструкции Н-типа восьмипрокладочной ленты										
	8	+								8
Схема взаимодействия элементов соединения по его длине и толщине	7		+							7
	6			+						6
	5				+					5
	4					+				4
	3						+			3
	2							+		2
	1								+	1
										Номер тканевой прокладки в ленте

Таблица 2 - Схема взаимодействия элементов соединения НСЗ-типа

Конструктивная схема соединения НСЗ-типа восьмипрокладочной ленты																									
Схема взаимодействия элементов соединения по его длине, толщине и ширине	<table><tr><td>8</td><td></td><td>8</td></tr><tr><td>7</td><td></td><td>7</td></tr><tr><td>6</td><td></td><td>6</td></tr><tr><td>5</td><td></td><td>5</td></tr><tr><td>4</td><td></td><td>4</td></tr><tr><td>3</td><td></td><td>3</td></tr><tr><td>2</td><td></td><td>2</td></tr><tr><td>1</td><td></td><td>1</td></tr></table>	8		8	7		7	6		6	5		5	4		4	3		3	2		2	1		1
8		8																							
7		7																							
6		6																							
5		5																							
4		4																							
3		3																							
2		2																							
1		1																							

Номер тканевой прокладки в ленте

Таблица 3 - Схема взаимодействия элементов соединения НСЗЛ-типа

Конструктивная схема соединения НСЗЛ- типа восьмипрокладочной ленты	<p>The diagram shows a cross-section of an eight-layer connection. The layers are numbered 1 to 8 from bottom to top. Points A, B, C, D, E, and F are marked on the layers. Distances between points are labeled: <math>l_a</math> (between A and B), <math>l_b</math> (between B and C), <math>l_c=l_d</math> (between C and D), <math>l_e</math> (between D and E), <math>l_f=l_g</math> (between E and F), and <math>l_h=l_g</math> (between F and the right edge). The layers are labeled with letters A, B, C, D, E, F at the top and bottom. The layers are also labeled with letters A, B, C, D, E, F at the top and bottom. The layers are labeled with letters A, B, C, D, E, F at the top and bottom.</p>																																																									
Схема взаимодействия элементов соединения по его длине, толщине и ширине	<table><tr><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td>8</td><td rowspan="8">Номер тканевой прокладки в ленте</td></tr><tr><td>7</td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td>7</td></tr><tr><td>6</td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td>6</td></tr><tr><td>5</td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td>5</td></tr><tr><td>4</td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td>4</td></tr><tr><td>3</td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td>3</td></tr><tr><td>2</td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td>2</td></tr><tr><td>1</td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td>1</td></tr></table>							8	Номер тканевой прокладки в ленте	7						7	6						6	5						5	4						4	3						3	2						2	1						1
						8	Номер тканевой прокладки в ленте																																																			
7						7																																																				
6						6																																																				
5						5																																																				
4						4																																																				
3						3																																																				
2						2																																																				
1						1																																																				

При этом обработку соединяемых концов ленты в виде выступов и впадин (табл. 2) производят на одном конце со стороны рабочей обкладки, а на другом – со стороны нерабочей обкладки ленты [11]. В техническом же решении (табл. 3) один конец ленты, первый по ходу ее движения, расслаивают на две части, а другой обрабатывают в виде бруса переменной жесткости. После чего выполняют ступени в виде выступов и впадин, чередующихся по длине и ширине соединения.

Анализ предлагаемых технических решений (табл. 2 и табл. 3) показывает, что эти конструкции соединений имеют количество ступеней, равное количеству тканевых прокладок в ленте, также как и в ступенчатом соединении Н-типа. Каждая ступень, длиной  $\ell_e, \ell_c, \dots, \ell_g$ , кроме крайних, находится между зонами перекрытия длиной  $\ell_n$ , т.е. ступени находятся в зонах между участками практически целой ленты, что существенно снижает влияние на ее напряженно-деформированное состояние смежных с ней ступеней.

В конструкции соединения (табл. 2) каждая тканевая прокладка работает через связующий слой одновременно на двух или трех ступенях по длине соединения, а по его толщине работают одновременно по две (крайние ступени) и три тканевых прокладки. Аналогично и по ширине ленты.

Анализируя конструкцию соединения (табл. 3) видно, что тканевые прокладки через связующий слой работают одновременно от двух до четырех ступеней по длине соединения, а по его толщине одновременно работает от двух (крайние ступени в сечении Е-Ф) до шести (сечения С-Д) тканевых прокладок. Аналогично и по ширине ленты. При этом необходимо отметить, что на участках, ограниченных сечениями С-Д, D-E и E-F, в работу включены одновременно по толщине две ступени, соответственно с и d, e и f, g и h.

Характерной особенностью рассматриваемой конструкции является то, что крайняя ступень «а» (первая по ходу ленты) в зоне А-В оказывается замкнутой в середине по толщине резинотканевого каркаса, что способствует ее более «мягкому» нагружению, особенно при взаимодействии с барабанами и роликами ленточного конвейера.

Для оценки несущей способности соединений за счет увеличения полноты нагружения тканевых прокладок через связующий слой по длине, толщине и ширине соединения введем коэффициент взаимодействия тканевых прокладок, соединяемых между собой посредством связующего слоя ( $K_b$ ), равный отношению количества фактических зон взаимодействия, отмеченных знаком плюс в табл. 1-3, к количеству теоретически возможных зон воздействия тканевых прокладок в соединении. Таким образом этот коэффициент для соединения Н-типа (табл. 1) равняется 0,13; для соединения НСЗ-типа (табл. 2) – 0,34; а для соединения НСЗЛ-типа (табл. 3) – 0,58.

Рост величины  $K_v$  показывает, что в соединении НСЗЛ-типа тканевые прокладки более полно загружены через связующий слой по сравнению с базовой конструкцией.

Для оценки эффективного использования площади контакта элементов соединения через связующий слой по длине, толщине и ширине соединения ведем коэффициент  $K_u$ , равный отношению площади контакта в рассматриваемой конструкции к площади контакта в базовой модели (ступенчатая конструкция Н-типа). Сравнительный анализ, выполненный на примере восьмипрокладочной ленты для условий, когда ее ширина и длина соединения во всех рассматриваемых случаях одинаковы, показал, что для соединения НСЗ-типа  $K_u = 0,88$ ; в соединении НСЗЛ-типа  $K_u = 1,76$ ; в ступенчатом  $K_u = 1,0$ .

Анализируя полученные результаты можно сделать вывод, что в соединениях НСЗЛ-типа длина соединения может быть значительно уменьшена по сравнению с базовой моделью, а в соединении НСЗ-типа длину соединения возможно оставить равной длине базовой модели, имея ввиду более высокий коэффициент  $K_v$  по сравнению с базовой конструкцией.

Конструктивно выступы и впадины в соединениях НСЗ и НСЗЛ-типов можно выполнять различной формы – прямоугольной, трапециевидной, треугольной, параболической. Однако, предварительный анализ показал, что применение первых двух форм – прямоугольной и трапециевидной – приведет к снижению прочности соединения по резинотканевому несущему каркасу в результате его значительного ослабления и, естественно, к концентрации напряжения в связующем слое. Поэтому, с точки зрения распределения жесткости поперечных сечений по длине выступов для условий единичных показателей модуля упругости на растяжение и толщины тканевых прокладок в ленте наиболее рациональной является параболическая форма, что подтверждает графические зависимости, представленные на рис. 1.

#### **Выводы.**

Проведенный сравнительный анализ и оценка несущей способности различных конструкций соединений позволяет сделать вывод о том, что кратковременная статическая и усталостная прочность разработанных конструкций соединений резинотканевых конвейерных лент будет выше по сравнению со ступенчатой конструкцией за счет исключения «резкого» ослабления резинотканевого каркаса ленты по ее толщине в зоне соединения; большого угла скоса кромок ступеней; замкнутости ступеней соединения между участками целой ленты; включения в работу тканевых прокладок в зоне соединения одновременно на нескольких ступенях по длине; одновременного взаимодействия нескольких прокладок через связующий слой по толщине и ширине соединения.

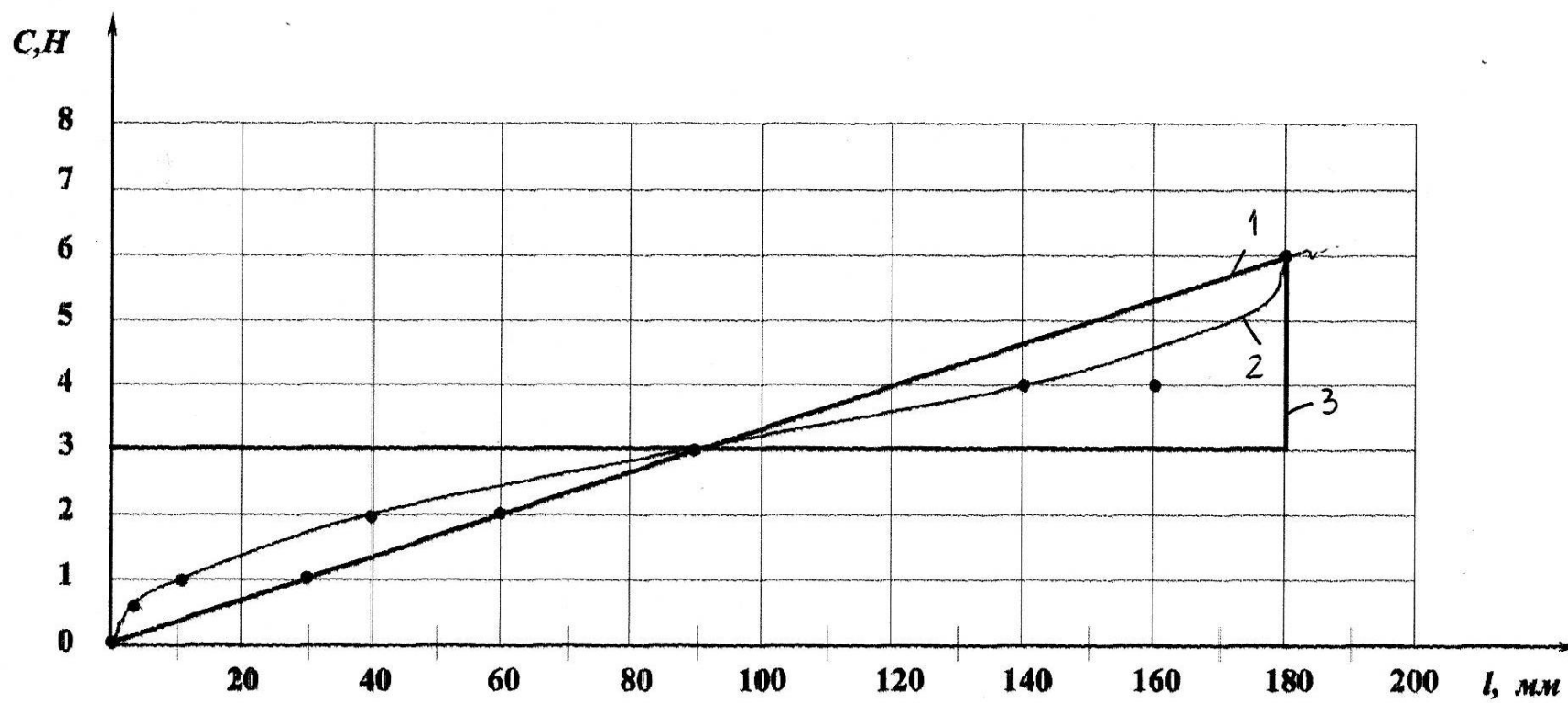


Рисунок 1 - Изменение жесткости поперечных сечений выступов по их длине

Дальнейшее направление исследований связано с разработкой математических моделей, описывающих напряженно-деформированное состояние предлагаемых конструкций соединений НСЗ и НСЗЛ-типов для различных расчетных схем их нагружения с высокой степенью адекватности эксплуатации на ленточных конвейерах.

*Выполнен анализ разработанных конструкций соединений конвейерных лент и произведена оценка их несущей способности в сравнительном варианте со ступенчатыми стыками нахлестного типа на примере восьмипрокладочной ленты, как наиболее прочной из применяемых в настоящее время на ленточных конвейерах.*

*The analysis of designed joint structures for conveyor belts was made and the estimation of their bearing capacity was performed in comparative variant with overlapping stepped junctions on the example of eight-side-iron belt, as the most strong one among the used in belt conveyors nowadays.*

#### **Библиографический список**

1. Правила эксплуатации подземных ленточных и пластинчатых конвейеров на угольных и сланцевых шахтах. – М.: ИГД им. А.А. Скочинского, 1980. – 221 с.
2. Правила технической эксплуатации ленточных конвейеров на предприятиях черной металлургии. – М.: Металлургия, 1987. – 104 с.
3. Правила эксплуатации ленточных конвейеров на предприятиях Минстройматериалов СССР. – М.: ВНИИЭСМ, 1986. – 86 с.
4. Руководство по выбору и эксплуатации конвейерных лент ЗАО «Курскрезинотехника» /Под ред. Ю.А. Михайлова, Ю.А. Кондрашова. – 2-у изд., перераб. и доп. – М.: ЗАО «Курскрезинотехника», НПК «Трансбелт», 2004. – 132 с.
5. Завгородний Е.Х. Напряженное состояние соединений нахлестного типа многослойных конвейерных лент / Е.Х. Завгородний, Ю.П. Ярцев, В.И. Кузьменко // Изв. вузов. Горный журнал. – 1985.– №1. – С. 48-51
6. А.с. 1270018 СССР, МКИ В 29Д29/06. Способ соединения конвейерных лент / Е.М. Высочин, В.И. Заренков, А.А. Шаповалов, В.И. Шафорост. - №3932153/23-05; заявл. 23.07.85; опубл. 15.11.86, Бюл. №42.
7. А.с. 1344625 СССР, МКИ В 29Д29/06. Способ стыковки многослойных лент / Ю.В. Заболотный, Е.М. Высочин. - №3967557/13-05; заявл. 21.10.85; опубл. 15.10.87, Бюл. №38.
8. А.с. 1502402 СССР, МКИ В 29С67/10, В 29Д29/06.. Способ соединения конвейерных лент / В.С. Кириленко, Е.М. Высочин, С.Н. Накидайло. - №4363615/22-05; заявл. 12.01.88; опубл. 23.08.89, Бюл. №31.



9. А.с. 1290657 СССР, МКИ В 29С67/10. Способ подготовки прослоечных элементов для соединения конвейерных лент / В.И. Кузьменко, Ю.С. Мельников, Е.Х. Завгородний. - №3691627/23-05; заявл. 25.11.83; опубл. 28.02.87, Бюл. №6

10. Кузьменко В.И. Основные принципы конструирования и разработка технических решений высокопрочных соединений лент ленточных конвейеров / В.И. Кузьменко // Подъемно-транспортная техника. – 2008. – №2 (26). – С. 98-105.

11. Патент 70666 (Украина), МКИ В 65G15/30. Способ соединения конвейерных лент / В.И. Кузьменко. – №20031212044; заявл. 22.12.2003; опубл. 15.10.2004, Бюл. №10.

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

## **УСТАНОВЛЕНИЕ РАЗМЕРОВ ЗОНЫ ГАЗОВОГО ДРЕНИРОВАНИЯ В НАДРАБОТАННОМ МАССИВЕ С УЧЕТОМ ЛИТОЛОГИЧЕСКОГО СОСТАВА ПОРОД**

*Встановлені літотипи порід, які проявляють газоекрануючі властивості, і розміри зон газового дренажування з урахуванням розташування літологічних екранів. Запропонована методика прогнозу метановості виробок видобувної ділянки з урахуванням літологічного фактору.*

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

Надрабатываемый метанонасыщенный массив пород является одним из основных источников поступления метана в горные выработки добычного участка. Метан из пород и угольных пластов, разгруженных от горного давления за счет упругого восстановления в результате их наработки, поступает в зависимости от условий разработки, как в выработанное пространство действующей лавы, так и непосредственно в призабойное пространство. Выделение метана из почвы пласта происходит чаще всего в виде суфляров техногенного происхождения (суфляры второго рода) различной интенсивности или в виде внезапных разрушений пород почвы, которые сопровождаются прорывами метана из массива и характеризуются высокой интенсивностью и большими объемами выделения [1]. Последние являются наиболее опасными из всех видов газодинамических явлений в угольных шахтах. Так, при расследовании двух крупнейших газовых аварий, происшедших на шахте им. А.Ф. Засядько в сентябре 2006 г. и ноябре 2007 г. в 13 восточной лаве пласта  $\ell_1^1$ , специалистами отмечалось, что внезапные прорывы метана из почвы пласта явились наиболее вероятной причиной загазирования выработок, что привело к катастрофическим последствиям [2].

С увеличением глубины разработки и интенсивности отработки пластов количество указанных газодинамических явлений увеличивается, а также возрастают масштабы выделения метана из надрабатываемых массивов.

С другой стороны, при нисходящем порядке отработки свиты сближенных пластов, наработка является эффективным мероприятием для снижения метанообильности выработок ниже залегающих пластов и

выбросоопасных свойств угольных пластов и слоев метаносных пород [3]. При этом основным параметром, характеризующим степень дренирования угольных пластов и метаносных пород и, соответственно, остаточное содержание метана в них, является размер зоны газового дренирования в почве надрабатываемого пласта.

Исследование и разработка методов расчета выделения метана из надрабатываемых пластов и газоносных пород является одной из важных задач рудничной аэрогазодинамики. Ее решение непосредственно связано с изучением напряженно-деформированного и газодинамического состояния надрабатываемого массива. В общепринятых моделях степень газового дренирования и снижения выбросоопасности определяется, в основном, удаленностью надрабатываемого пласта или слоя породы от разрабатываемого пласта и прочностными свойствами пород междупластья, влияющими на их деформационные характеристики при упругом восстановлении.

В последнее время получены новые данные, указывающие на тесную связь процессов газовыделения из надрабатываемого массива с литологическим составом и тектонической нарушенностью. Поэтому установление размеров зоны газового дренирования, пространственного положения ее границ в надрабатываемом массиве с учетом влияния указанных факторов и усовершенствование, на этой основе, метода прогноза метанообильности выработок добычного участка является актуальной научно-технической задачей.

**Анализ исследований и публикаций.** Действующие сейчас в угольной промышленности нормативные документы по прогнозу ожидаемых величин метановыделения из надрабатываемого массива в горные выработки добычного участка [4] для случая разработки пологих и наклонных пластов предельный размер газодренирующего влияния устанавливают равным  $M_p=60$  м. При разработке крутых пластов размер зоны рассчитывается по формуле:  $M_p = m_g k_{y.k.} (1 - \cos \alpha)$  и он зависит от вынимаемой мощности пласта ( $m_g$ , м), способа управления кровлей ( $k_{y.k.}$ ) и угла падения пласта ( $\alpha$ ). В обоих случаях в нормативном методе прогноза литологический состав и тектоническая нарушенность не учитываются. При опережающей разработке пластов порядок построения защищенных зон регламентируется [5] и предусматривает определение размеров защищенной зоны с учетом содержания в межпластовой толще песчаников. При увеличении их содержания с 30% до 60% размер защищенной зоны уменьшается на 30-40 %. В работе [6], отмеченная неэффективность защитного действия при междупластье менее 60 м в условиях крутого залегания, объясняется наличием мощного слоя (до 50 м) крепкого песчаника, препятствующего развитию упругого восстановления и дегазации выбросоопасного пласта. В работе [7] эффектив-

ность защитного действия при опережающей разработке пластов сводится к влиянию наличия известняка и его расположения относительно защищаемого пласта в составе пород междупластья. В работе [8] показано, что в случае залегания над известняком глинистых пород формируется биструктурное сочетание пород, названное авторами «газоэкранирующим интервалом», под которым образуется «газовый карман», представляющий собой микрозалежи свободного газа. Рекомендуется закладывать скважины на такие интервалы для их дегазации.

Формирование, в подстилающих пласт породах, зон, опасных по внезапным прорывам метана из почвы, как отмечено авторами работы [1], всецело зависит от литологического состава пород. Внезапные разрушения почвы с прорывом метана, как правило, происходят, когда почвой выработки являются слои более крепких пород – песчаников и песчаных сланцев, а залегают такие породы с угольными пластами высокой и средней степени метаморфизма. В итоге обязательными условиями для возникновения такого вида газодинамического явления должны быть достаточная прочность слоев пород и низкая их газопроницаемость. Кроме этого, под прочным слоем породы должны залегать менее прочные породы, в том числе угольные или углисто-сланцевые пропластки, способствующие образованию полостей, заполненных метаном в свободном состоянии.

Приведенный анализ показал, что литологический фактор является определяющим в формировании размеров дегазированных и защищенных зон в надрабатываемом массиве в результате его опережающей надработки.

**Постановка задачи.** Цель настоящей работы – установление размеров зон газового дренирования в надрабатываемом массиве с учетом литологического состава пород и его тектонической нарушенности для разработки метода прогноза поступления метана в горные выработки добычного участка и оценки степени дегазации надрабатываемых пластов.

Задачи исследований:

- собрать и обобщить данные о фактической метанообильности выработок добычных участков в различных условиях отработки угольных пластов Донбасса;
- выделить литотип и установить мощность слоев пород, обладающих газоэкранирующими свойствами, на основе сравнения прогнозных величин метанообильности, рассчитанных по стандартной методике, с фактическими;
- установить размеры дегазированных зон с учетом пространственного расположения экранирующих слоев по отношению к надраба-

тывающему пласту и разработать методические рекомендации по прогнозу метановыделения из надработанного массива.

### **Изложение результатов исследований.**

Надежным критерием, характеризующим степень дегазации угольных пластов в результате их надработки, является метанообильность выработок добычного участка. Степень дегазации углепородного массива оценивалась посредством расчета величины ожидаемой метанообильности по стандартной методике прогноза и сравнения ее с фактическими величинами метанообильности.

В случае если прогнозная метанообильность выработок пласта, отрабатываемого в свите в первую очередь при нисходящем порядке отработки, была выше фактической, то проводилась оценка величин газопритокков из каждого конкретного пласта или пропластка, расположенных на интервале предельной зоны разгрузки при надработке, равном 60 м. На этом интервале выделялся слой породы, который потенциально обладал газозакранивающими свойствами. В случае, если суммарный газоприток из пластов-спутников, располагающихся ниже указанного слоя был соизмерим с разностью между прогнозной величиной метанообильности и фактической, то такой слой породы считался литологическим экраном.

Для установления литотипа пород и диапазона мощностей, в котором наблюдается экранирующий эффект в зависимости от степени метаморфизма, глубины залегания и других факторов разработки были использованы данные по фактической метанообильности добычных участков в различных геологических и технологических условиях отработки. При этом особое внимание уделялось литологическому составу пород, залегающих между разрабатываемыми пластами в свите.

Исследования проводились на 450 шахтоучастках за период их полной отработки шахт Северо-Западного района Донбасса, которые разрабатывают свиты сближенных пластов практически во всем диапазоне изменения горно-геологических условий, характерном для Донецкого бассейна: марочный состав углей изменялся от «газовых» (Лисичанский район) до антрацитов (Хрустальский район); природная метаносность – от  $10 \text{ м}^3/\text{т с.б.м.}$  до  $35 \text{ м}^3/\text{т с.б.м.}$ ; углы падения – от  $2^\circ$  до  $40^\circ$ ; глубина разработки – от 300 м до 950 м; в тектоническом отношении – донные части синклиналей и сводовые антиклиналей, крылья складок, лежащие и висячие крылья крупных разрывных нарушений.

Результаты сопоставления прогнозных (расчетных) значений метанообильности с фактическими показали, что значения прогнозной метанообильности выработок добычных участков отклоняются от фактических значений как в большую (+) сторону, так и в меньшую (-). Эти

отклонения в зависимости от условий разработки в относительных единицах составляют от 5% до 80-90%.

Было установлено, что в тектонически спокойных зонах при первоочередной выемке пласта в свите, при нисходящем порядке ее отработки, наблюдается уменьшение метановыделения из пластов-спутников, расположенных в надрабатываемом массиве в случае, когда на интервале зоны разгрузки в почву пласта, равной 60 м, залегает один или несколько слоев газонепроницаемых пород, которые обладают газозкранирующими свойствами. На основе анализа литологического состава пород межпластовых толщ их прочностных и структурных характеристик было установлено, что слои алевролитов, мелкозернистых песчаников или их сочетания мощностью свыше 9-10 м и коэффициентом крепости по шкале Протодяконова равным 5-7 и выше обладают газозкранирующим эффектом [9].

Наличие таких слоев на интервале зоны разгрузки при надработке подтверждается сопоставлением значений прогнозной и фактической метанообильности в данных условиях. В этом случае величина прогнозной метанообильности всегда выше фактической на величину, численно равную суммарному прогнозируемому метановыделению из тех пластов-спутников, которые расположены ниже слоя породы-экрана (таблица).

Так, на шахте «Вергелевская» Алмазно-Марьевского района отрабатывается три пласта алмазной свиты  $\ell_6$ ,  $\ell_5$ ,  $\ell_4$  на глубине 400-450 м, сложенные углями марки Т. При расстоянии между пластами  $\ell_6$  и  $\ell_5$  37-38 м в верхней части межпластовой толщи залегает выдержанный по мощности (до 16 м) песчаник (рис. 1(5)). Под пластом  $\ell_5$ , на расстоянии 4-8 м, залегает песчаник мощностью 8,0-8,5 м, который ниже переходит в алевролит (10 м). Ниже пласта  $\ell_4$ , на расстоянии 1,0 м, залегает песчаник мощностью 5-6 м, который также переходит в алевролит. При первоочередной отработке пласта  $\ell_6$  пласт  $\ell_5$  по прогнозу [4] должен быть частично дегазирован и его остаточная метаноносность после надработки пластом  $\ell_6$  должна снижаться пропорционально удаленности его от надрабатываемого пласта. Расчеты показывают, что в пластах  $\ell_5$ , а также  $\ell_4$ , сохраняется природная метаноносность угля благодаря наличию в межпластовой толще газозкранирующих пород.

Таблица – Результаты сопоставления прогнозной (расчетной) и фактической величины метановыделения на добычном участке

Индекс пласта	Участок пласта (блок, горизонт)	Относительная метанообильности вработок, м <sup>3</sup> /т		Отклонение прогнозной метанообильности от фактической, м <sup>3</sup> /т	Метановыделение из надрабатываемых пластов, ниже «экрана», м <sup>3</sup> /т
		прогнозная q <sub>p</sub>	фактическая q <sub>ф</sub>		
Шахта «Вергелевская»					
l <sub>6</sub>	центр.	11,32	9,9	1,52	1,37
l <sub>5</sub>	-“-	10,96	7,9	3,06	3,04
l <sub>4</sub>	-“-	6,37	4,5	1,87	2,20
Шахта «Штеровская»					
h <sub>11</sub> <sup>6</sup>	зап.г.12	41,1	20,6	-20,5	23,08
	цен.г.11	36,5	16,3	-20,2	19,65
	цен.г.12	40,1	19,5	-20,6	19,98
	вост.г.11	25,6	9,2	-16,4	15,12
	вост.г.12	10,1	5,2	- 4,9	5,53
Шахта «Новодружеская»					
l <sub>5</sub>	зап.№2	12,6	14,1	1,5	1,41
l <sub>2</sub> <sup>1</sup>	вост.№1	18,7	15,5	3,2	3,00
l <sub>2</sub> <sup>1</sup>	зап.г.840	22,8	20,0	2,8	2,90
Шахта «Кременная»					
k <sub>8</sub> <sup>н</sup>	вост.	19,8	15,4	4,4	4,00
Шахта им. В.Р. Менжинского					
l <sub>8</sub> <sup>6</sup>	южн.№2	39,4	29,1	10,3	9,80
l <sub>8</sub> <sup>6</sup>	южн.№1	42,3	30,9	11,4	11,20
l <sub>2</sub>	южнг845	19,6	17,1	12,5	2,00
l <sub>2</sub>	сев.г.845	27,2	19,5	7,7	7,40

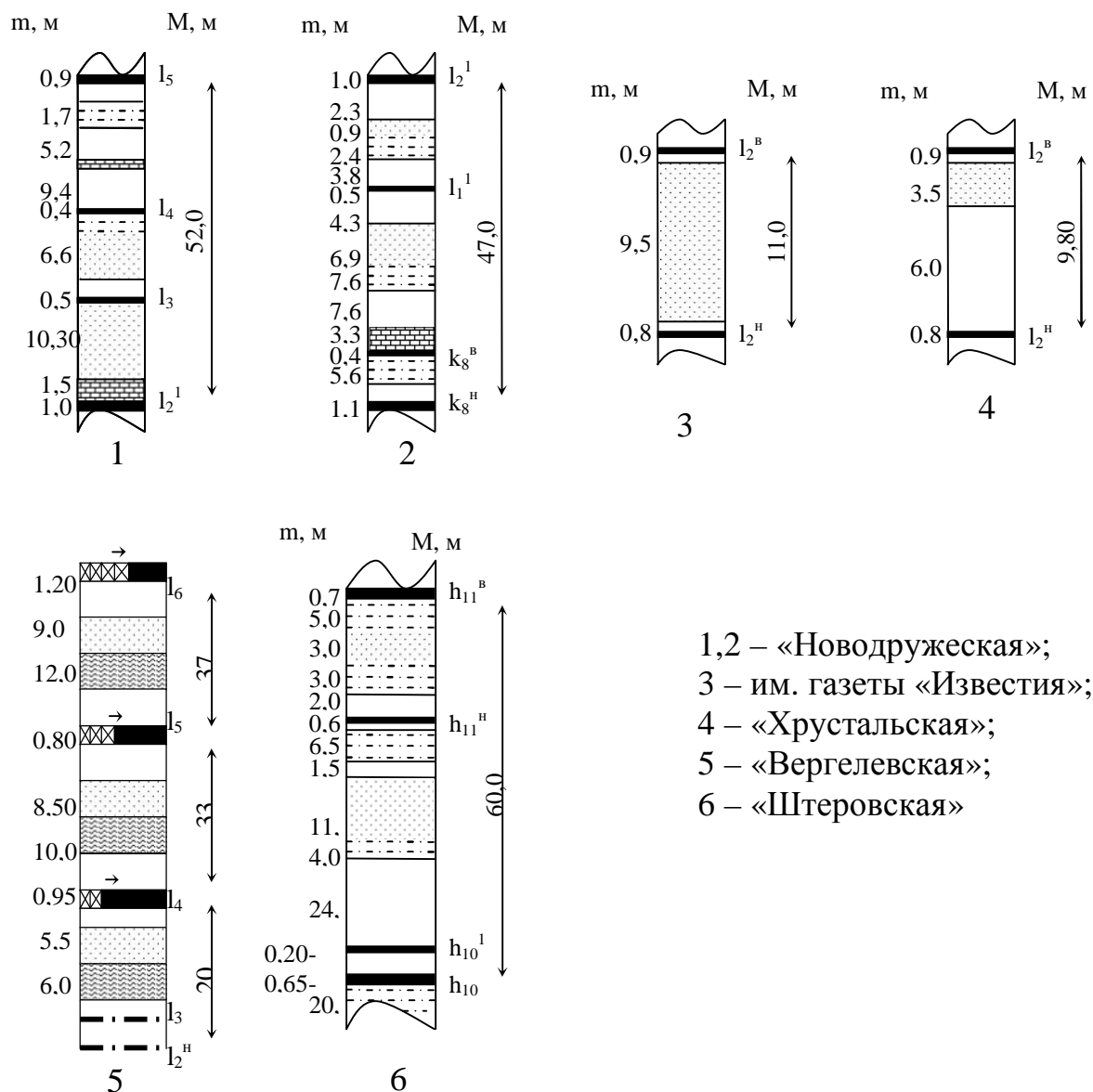


Рисунок 1 – Литологический состав пород междупластья угольных шахт Донбасса

На бывшей шахте «Штеровская» в Ореховском районе отрабатывался антрацитовый пласт  $h_{11}^B$ , в почве которого на интервале зоны разгрузки (60м) залежали четыре угольных пласта-спутника, а непосредственно в почве пласта залегал слой породы алевролитопесчаного состава мощностью 11 м (см. рис. 1(6)). Анализ данных, приведенных в таблице, показывает, что дегазация нижележащих пластов в результате их наработки не происходит и в них практически сохраняется природная метаносность. Следует отметить, шахты «Новодружеская» и «Кременная» отрабатывали пласты, сложенные углем марки Г, шахта им. В.Р. Менжинского – марки Ж,К.



На примере отработки антрацитовых пластов  $\ell_2^B$  и  $\ell_2^H$  шахтами «Хрустальская» и им. «Известий» в Хрустальском районе показано влияние мощности газозкранирующего слоя породы на дегазацию надрабатываемого пласта. На шахте «Хрустальская» метанообильность выработок добычного участка по пласту  $\ell_2^H$ , который разрабатывался в условиях надработки его пластом  $\ell_2^B$ , в среднем составила 2,4-3,0 м<sup>3</sup>/мин. В межпластовой толще мощностью 10-10,5 м залегал плотный песчаник мощностью 9,0-9,5 м. На шахте им. «Известий» пласт  $\ell_2^H$  надрабатывался пластом  $\ell_2^B$ , расстояние между пластами по нормали составляло 10 м, но мощность песчаника уменьшилась до 3,5 м (см. рис. 1). Метанообильность выработок при этом по нижнему пласту не превышала 0,6-0,7 м<sup>3</sup>/мин. Расчеты показали, что пласт  $\ell_2^H$  в условиях ш. «Хрустальская» практически не дегазировался. Природная метаноносность угля сохранялась после надработки пласта.

Для условий отработки 6 угольных пластов марки Г шахтой им. 60 лет Советской Украины были выполнены расчеты, результаты которых подтверждают газозкранирующие свойства пород песчаного состава (рис. 2, 3). Для каждого рабочего пласта были рассчитаны величины прогнозной метанообильности добычных участков по стандартной методике. Результаты сопоставления прогнозных значений с фактическими представлены на рис. 3. Корректировка расчетных величин метанообильности с учетом влияния литологического фактора (наличия породы-экрана) проводилась следующим образом. Из величины метановыделения из надрабатываемого массива для конкретного рабочего пласта исключалось прогнозное метановыделение из пластов-спутников, которые залегают ниже породы-экрана.

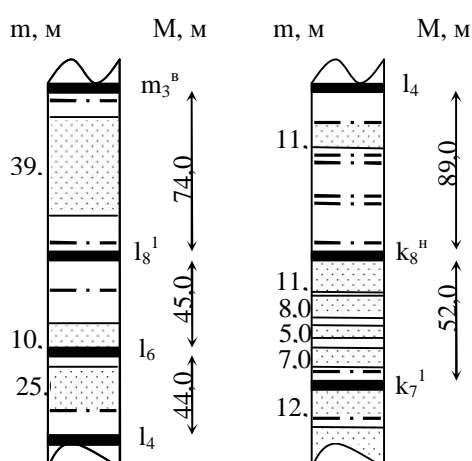


Рисунок 2 – Литологический состав пород междупластья шахты им. 60 лет Советской Украины

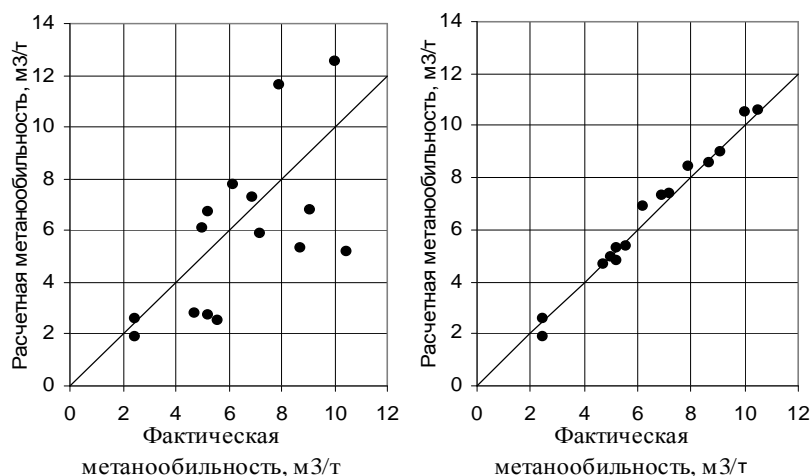


Рисунок 3 – Сопоставление расчетных и фактических значений метанообильности выработок без учета литологического состава (1) и с учетом (2) по данным ш. им. 60 лет Советской Украины

Для тех пластов, которые попадали в зону надработки от вышележащего пласта и пространственно были расположены ниже экранирующего слоя породы в расчетах использовалась природная метаноспособность угля. Результаты сопоставления после корректировки представлены на рис. 3 (2). Они показали хорошую сходимость прогнозных значений с фактическими.

Приведенные данные являются частью типичных примеров влияния литологического состава пород на газообильность выработок. Из приведенных результатов исследований следует, что размеры зоны газового дренирования при надработке в случае наличия слоев пород-экранов совпадают с расстоянием по нормали от подошвы надрабатываемого пласта до экранирующего слоя. Размеры зоны газового дренирования для исследованных условий залегания пластов изменялись в пределах от 60 м до нескольких метров. При залегании слоя породы-экрана непосредственно в почве разрабатываемого пласта размеры зоны дренирования могут составлять первые метры. Это наблюдалось на шахтах «Украина», при разработке пласта  $k_5^1$ , им. В.Р. Менжинского пласт  $\ell_8^B$ , им. 60 лет Советской Украины пласт  $k_8^H$ , «Штеровская» пласт  $h_{11}^B$ . В таких случаях породы-экраны при уменьшении мощности и высокой газоносности пластов могут представлять опасность в отношении внезапных разрушений почвы с прорывом метана и возникновения суфляров из почвы, если непосредственно под слоем породы-экрана залегают угольные пласты или слои углистого сланца.

**Практическая реализация полученных результатов.** Для прогнозируемых участков пласта (новые горизонты, выемочные столбы, прирезаемые резервные участки) по известной методике определяют прогнозное значение метанообильности выемочного участка без учета литологического состава междупластья. На этих участках пласта в интервале расчетной зоны разгрузки по геолого-разведочным данным выделяют литологический слой, имеющий экранирующие свойства. После этого в прогнозное значение вводят поправку путем исключения из прогнозного значения метанообильности величины суммарного газопритока из надрабатываемых пластов, расположенных ниже литологического экрана. При этом, в расчетах ожидаемой метанообильности выработок залегающего ниже пласта, который будет разрабатываться в условиях надработки, в качестве исходных данных, используют величину остаточной метаноносности пластов, расположенных выше литологического экрана.

$$X_{oi}^1 = X_o + (X - X_o) \frac{M_{cn}^i}{60}, \text{ м}^3/\text{т}$$

где  $X_o$  – остаточная метаноносность угля, зависящая от марки угля и температуры массива,  $\text{м}^3/\text{т}$ ;

$X$  – природная метаноносность,  $\text{м}^3/\text{т}$ ;

$M_{cn}^i$  – расстояние по нормали от рабочего пласта до  $i$ -го пласта-спутника, расположенного выше слоя-экрана, м;

60 – предельная зона разгрузки в почву пласта при надработке, м.

Для пластов-спутников, расположенных ниже слоя-экрана, используют природную метаноносность ( $\text{м}^3/\text{т}$ ).

### **Выводы.**

В результате проведенных исследований установлено, что слои песчаных пород (алевролиты, мелкозернистые плотные песчаники) проявляют экранирующее действие при определенной мощности и коэффициенте крепости пород в пределах тектонически спокойных зон. Экранирующими свойствами указанные типы пород обладают в широком диапазоне изменения метаморфизма угленосных отложений (от марки Д до А). Экранирующий эффект отсутствует в зонах повышенной трещиноватости и тектонических нарушений разрывного характера.

Размеры зон газового дренирования зависят от расположения слоя-экрана в геологическом разрезе – границы зон пространственно совпадают с поверхностью залегания породы-экрана.

Предложена методика прогноза метанообильности с учетом литологического фактора, повышающая точность определения величины ожидаемой метанообильности выработок добычного участка.

Полученные результаты позволят разработать рекомендации по установлению эффективности защитного действия опережающей надработки при эксплуатации выбросоопасных пластов.

*Установлены литотипы пород, которые проявляют газозащитные свойства, и размеры зон газового дренирования с учетом расположения литологических экранов. Предложена методика прогноза метанообильности выработок добычного участка с учетом литологического фактора.*

*Are set litotipi rocks, which show gaseokran properties, and sizes of areas drenaja of gas taking into account the location of litological screens. The method of prognosis of the metan making of output area taking into account a litological factor is offered.*

#### **Библиографический список**

1. Внезапные разрушения почвы и прорывы метана в выработки угольных шахт /А.М. Морев, Л.А. Скляр, И.М. Большинский, С.М. Клойзер, В.Т. Водолаский. – М.: Недра, 1992.– 174 с.

2. Так что же произошло на шахте им. А.Ф. Засядько // Информ.-аналит. бюл. Минугленпрома Украины «Чистый четверг». – К., 2007. – вып.4 (16). – С. 41- 50.

3. Евдокимова В.П. Статистический способ определения эффективности защитного действия опережающей надработки выбросоопасных пластов / В.П. Евдокимова, В.П. Коптиков, И.А. Южанин. – Донецк, Вебер, 2007. – 265 с.

4. Руководство по проектированию вентиляции угольных шахт.– К.: Основа,1994.–С.3-53.

5. НАОП 1.130-5.06-89. Инструкция по безопасному ведению горных работ на пластах, опасных по внезапным выбросам угля, породы и газа / Минугленпром СССР. – М.: Минугленпром, 1989. – 191 с.

6. Генкин В.А. Установление границ зон разгрузки и защищенных зон при разработке защитных пластов на шахтах Центрального района Донбасса / В.А. Генкин, Ю.К. Калинин, Н.А. Никифоров, О.А. Агранат// Сб. научных трудов ВНИМИ. – Ленинград,1974. – №91. – С. 242-245.

7. Николин В.И. Влияние состава пород междупластья на параметры зон защиты и его классификация / В.И. Николин, А.В. Агафонов, М.Ф. Малюга, А.Д. Гончаров // Уголь Украины. – 1998. –№1. – С. 32-35.

8. Лукинов В.В. Методика построения карт газозэкранирующих интервалов / В.В. Лукинов, В.А.Баранов, Н.Э. Капланец// Труды ИГТМ НАНУ. – Д.: ИГТМ НАНУ. – Вып. 37.– 2002. – С. 57-61.

9. Способ прогноза метанообильности выемочных участков А.с. 1767196 А1 СССР № 4860563 20.08.90. Денисенко В.П., Матвиенко Н.Г., Шестопалов А.В., Денисенко Н.А. Бюл. №37, 1992.

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

к.т.н., доц. Нечепуренко М.С.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

## МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ГЕОМЕТРИЧЕСКОГО ПРЕОБРАЗОВАНИЯ ДВИЖЕНИЙ УПД

*Розглянута математична модель пружного перетворювача руху. В залежності від кута встановлення пружних елементів виконані розрахунки поступового переміщення та граничного кута повертання верхньої опори ППР. Проведена експериментальна перевірка розрахунків показника, що середня відносна похибка становить 10,66%.*

Упругие преобразователи движений (УПД) находят применение в вибрационных питателях и ориентирующих устройствах [1], ручном механизированном инструменте [2], муфтах предельного момента, системах виброизоляции и других устройствах. Их особенностью является перемещение звеньев во взаимоперпендикулярных или наклонных [3] плоскостях. Поступательное движение чаще всего преобразуется в поворотное, а при использовании механизмов свободного хода и во вращательное. В качестве упругих элементов применяют плоские или круглые стержни, отрезки стального каната, поэтому ПД помимо кинематических, могут выполнять и силовые функции. Конструктивный вид простейшего ПД, упругие элементы которого выполнены из отрезков каната показан на рис.1. В опорных площадках 1 и 2 равномерно закреплены  $n$  отрезков каната 3 (на рисунке показан только один). При нагружении силой  $P$  участки МА и ВN подвергаются в основном деформации изгиба, а АВ - кручению. В зависимости от условий применения можно фиксировать площадки 1 или 2 от проворота, тогда силовой момент будет полностью передаваться через незакрепленную площадку на объект.

УПД в основной части своей геометрически представляется образующими однополостного гиперболоида. Если бы вместо канатов были абсолютно жесткие стержни, то передача поступательно-поворотных движений от упругодемпфирующего характера перешла к жесткой. Разделим функции передачи движений, упругого преобразования движений и демпфирования и представим УПД следующей логической схемой (рис. 2):

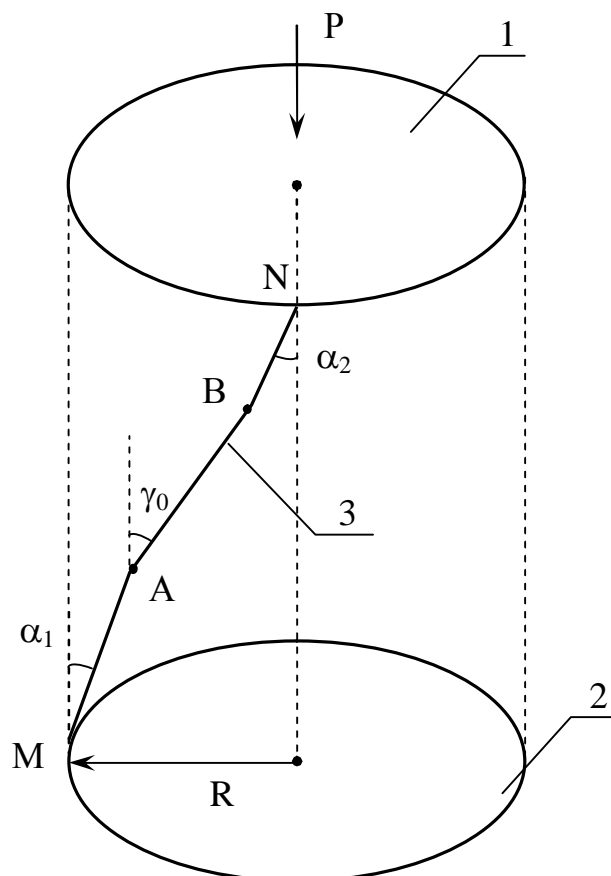


Рисунок 1 – Конструктивный вид преобразователя движений

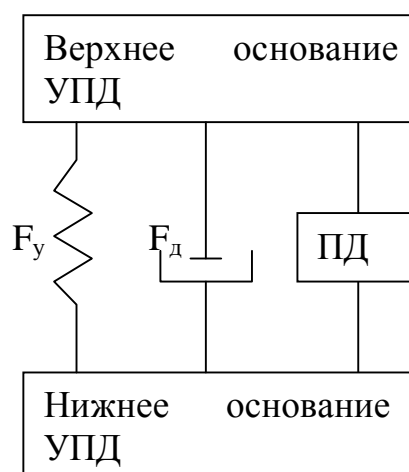


Рисунок 2 - Логическая схема УПД ( $F_y$  - упругая характеристика УПД;  
 $F_d$  - демпфирующая характеристика УПД;  
 ПД - преобразователь поворотно-поступательных движений в УПД)

Начальное положение отрезков каната определяет во многом поведение УПД в процессе динамической работы системы. Поэтому рассмотрим сначала расчетную схему 1 (рис.1), представляющую состояние УПД до проведения динамически нагрузок и используемую для определения начальных характеристик УПД. Расчетная схема построена на основании следующих допущений; участок АВ - прямолинеен и несжимаем, участки МА и ВN неизменны по величине, а в процессе нагружения выполняют роль упругих шарниров и в последующую расчетную схему не включены. Подобная идеализация несущественно искажает реальное поведение системы, но значительно упрощает расчетную схему.

Принятые обозначения: R - радиус закрепления отрезков каната в опорных площадках 1 и 2;  $l_1$ ,  $l_2$ ,  $l$ ,  $l_0$  - длины участков каната МА, ВN, АВ и всего каната MN соответственно ( $l_0=l_1+l_2+l$ );  $\alpha_1$ ,  $\alpha_2$ ,  $\gamma_0$  - углы между вертикальной осью и положениями отрезков каната МА, ВN и АВ. Заметим, что в дальнейших расчетах будем предполагать, что первые два угла неизменны в процессе нагружения УПД, а угол  $\gamma_0$  характеризует начальное положение АВ и при нагружении УПД принимает текущие значения, обозначаемые  $\gamma$ . Введем расстояние  $D_0$  между опорными площадками 1 и 2 и разложим его на составляющие  $D_0=d_{01} + d_{02} + d_0$ , где  $d_{01}$ ,  $d_{02}$ ,  $d_0$  - проекции МА, ВN и АВ на вертикальную ось OZ. Поскольку

$$\begin{aligned} d_{01} &= l_1 \cdot \cos \alpha_1 \\ d_{02} &= l_2 \cdot \cos \alpha_2 \end{aligned} \quad (1)$$

то можно получить формулы, описывающие начальные состояния части каната АВ:

$$d_0 = D_0 - l_1 \cdot \cos \alpha_1 - l_2 \cdot \cos \alpha_2 \quad (2)$$

$$\gamma_0 = \arccos(d_0 / l). \quad (3)$$

Для выделения существенных и общих свойств проектируемых УПД с целью их дальнейшей оптимизации рассмотрим поведение части системы при нагружении (расчетная схема представлена на рис.3). Здесь приняты следующие обозначения с учетом обозначений расчетной схемы 1: n - число канатов;  $R_1$ ,  $R_2$  - радиусы закрепления отрезков каната в опорных площадках 1 и 2 соответственно (пусть для определенности  $R_1 < R_2$ ), с учетом формул (1)



$$R_1 = \sqrt{R^2 + l_1^2 \sin^2 \alpha_1}, \quad R_2 = \sqrt{R^2 + l_2^2 \sin^2 \alpha_2} \quad (4)$$

AB, AB<sub>1</sub> - начальное и текущее ( под действием силы P) положения отрезков каната;  $\gamma$  - угол между текущим положением отрезка каната AB<sub>1</sub> и вертикальной осью O<sub>1</sub>O<sub>2</sub>;  $\gamma_0$  - начальный угол;  $\varphi$  - текущий угол проворота верхней площадки 1 (считаем ее подвижной) относительно неподвижной площадки 2; z - вертикальное смещение верхней площадки 1 относительно площадки 2. При расчетах рекомендуется брать значения  $d_0$  и  $l$  с коэффициентом 0,8 от реальных. Эта поправка нужна ввиду идеализации упругого каната абсолютно жестким стержнем при выводе геометрико-преобразовательных характеристик.

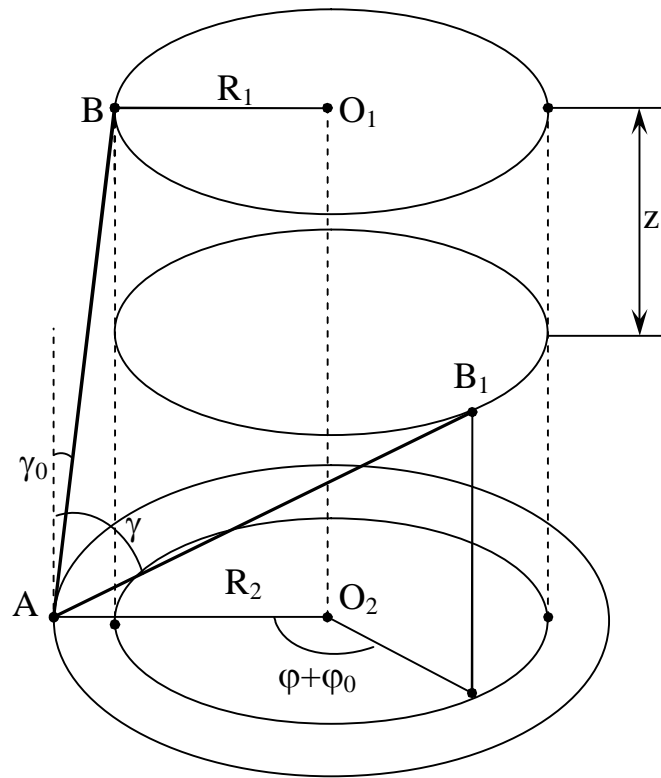


Рисунок 3 – Расчетная схема упругого преобразователя движений

Используя известные тригонометрические формулы, можно получить ряд формул, связывающих линейные и угловые характеристики УПД в текущем положении:

$$\varphi = -\varphi_0 + \arccos \frac{(d_0 - z)^2 + R_1^2 + R_2^2 - l^2}{2R_1R_2}, \quad (5)$$

$$R_1^2 + R_2^2 - 2R_1R_2 \cos(\varphi + \varphi_0) = l^2 \sin^2 \gamma, \quad (6)$$

$$(d_0 - z)^2 = l^2 - R_1^2 - R_2^2 + 2R_1R_2 \cos(\varphi + \varphi_0). \quad (7)$$

Начальный угол  $\varphi_0$  можно определить по формуле:

$$\varphi_0 = \arccos \frac{d_0^2 + R_1^2 + R_2^2 - l^2}{2R_1R_2}. \quad (8)$$

Анализ предельных характеристик угла  $\varphi$  и смещения  $z$ , сделанный в работе [4], можно распространить на рассматриваемый случай (с некоторыми дополнениями). Тогда определяются следующие качественно различные состояния системы по предельным значениям  $\varphi$  и  $z$ :

а)

$$-\arccos \frac{R_1^2 + R_2^2 - l^2}{2R_1R_2} \leq \varphi + \varphi_0 \leq \arccos \frac{R_1^2 + R_2^2 - l^2}{2R_1R_2} \text{ при } R_1 - R_2 < l < R_1 + R_2;$$

$$\text{б) } -\pi \leq \varphi + \varphi_0 \leq \pi \text{ при } l \geq R_1 + R_2.$$

В рассмотренном выше случае не учитываются диаметр каната  $d$  и плотность расположения упругих элементов. Без учета этих факторов предельные значения текущих переменных  $\varphi$  и  $z$  будут явно завышены.

Составим математическую модель геометрических связей УПД с учетом числа канатов  $n$  и диаметра каната  $d$  (расчетная схема рис.4).

Исходные данные:  $R_1, R_2, l, d_0, n, d$ .

Определим центральный угол, который составляют радиусы крепления двух соседних канатов в горизонтальной плоскости площадок 1 или 2:  $\beta = 2\pi/n$ . Будем считать, что взаимное сближение площадок происходит до тех пор, пока расстояние между осями соседних отрезков каната не станет равным диаметру каната  $d$ . Составим уравнения прямых, проходящих через два соседних отрезка канатов. Для этого возьмем прямоугольную систему координат  $Ox_1y_1z_1$ , начало которой помещено в центр окружности нижнего основания точку  $O_2$ .

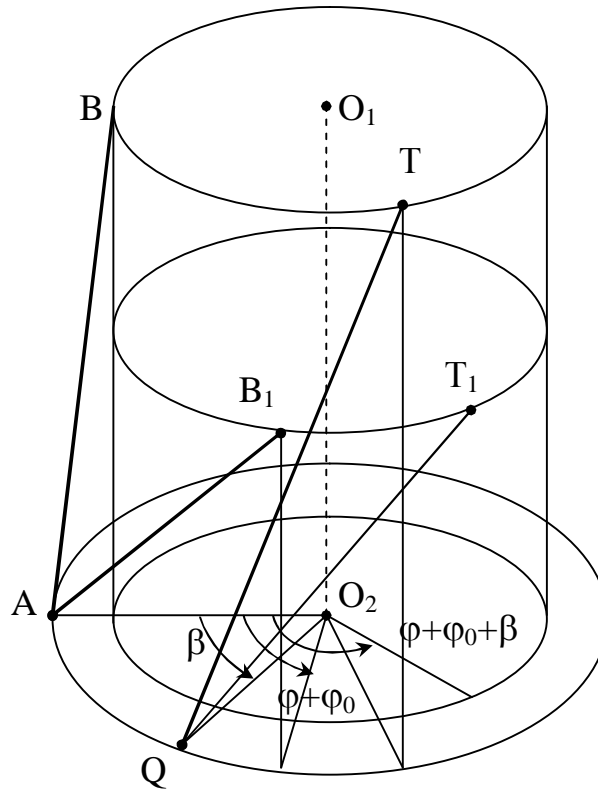


Рисунок 4 – Расчетная схема к определению предельной величины деформации

Найдем координаты концов соседних отрезков каната  $AB_1$  и  $QT_1$ :

$$A(R_2, 0, 0), \quad B_1(R_1 \cos(\varphi + \varphi_0), R_1 \sin(\varphi + \varphi_0), d_0 - z)$$

$$Q(R_2 \cos \beta, R_2 \sin \beta, 0), \quad T_1(R_1 \cos(\varphi + \varphi_0 + \beta), R_1 \sin(\varphi + \varphi_0 + \beta), d_0 - z)$$

Тогда направляющие векторы прямых  $L_1$  и  $L_2$ , представляющих отрезки  $AB_1$  и  $QT_1$  имеют следующие координаты:

$$s_1 = (R_1 \cos(\varphi + \varphi_0) - R_2, R_1 \sin(\varphi + \varphi_0), d_0 - z)$$

$$s_2 = (R_1 \cos(\varphi + \varphi_0 + \beta) - R_2 \cos \beta, R_1 \sin(\varphi + \varphi_0 + \beta) - R_2 \sin \beta, d_0 - z)$$

Запишем уравнения прямых:

$$L_1: \frac{x_1 - R_2}{R_1 \cos(\varphi + \varphi_0) - R_2} = \frac{y_1}{R_1 \sin(\varphi + \varphi_0)} = \frac{z_1}{d_0 - z}$$

$$L_2: \frac{x_1 - R_2 \cos \beta}{R_1 \cos(\varphi + \varphi_0 + \beta) - R_2 \cos \beta} = \frac{y_1 - R_2 \sin \beta}{R_1 \sin(\varphi + \varphi_0 + \beta) - R_2 \sin \beta} = \frac{z_1}{d_0 - z}.$$

Найдем расстояние между прямыми  $L_1$  и  $L_2$  по формуле

$$\Delta = \frac{\overline{AQ} \cdot (\bar{s}_1 \times \bar{s}_1)}{|\bar{s}_1 \times \bar{s}_1|},$$

где  $\bar{s}_1 \times \bar{s}_1$  - векторное произведение направляющих векторов.

Составим уравнение, используя условие касания  $\Delta = d$ . После преобразований получим следующее уравнение:

$$a_3 \lambda^3 + a_2 \lambda^2 + a_1 \lambda + a_0 = 0, \quad (9)$$

где  $\lambda = \cos(\varphi + \varphi_0)$ ,

$$a_3 = -32R_1^3 R_2^3 \sin^4 \frac{\beta}{2},$$

$$a_2 = 16R_1^2 R_2^2 \sin^4 \frac{\beta}{2} (d^2 - b),$$

$$a_1 = 32R_1^3 R_2^3 \sin^4 \frac{\beta}{2} + 8R_1 R_2 (R_1^2 + R_2^2) \sin^2 \frac{\beta}{2} \cos \beta + 8R_1 R_2 d^2 b \sin^2 \frac{\beta}{2},$$

$$a_0 = 4b \sin^2 \frac{\beta}{2} \left( 4R_1^2 R_2^2 \sin^2 \frac{\beta}{2} - d^2 (R_1^2 + R_2^2) \right) - d^2 (R_1^2 + R_2^2)^2 \sin^2 \beta.$$

Решая уравнение (9) с использованием пакета интегрированных программ Mathcad, получаем три корня  $\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3$ . Для дальнейшей оценки выбираем тот корень  $\lambda_*$ , для которого выполняются условия:

- а) производная левой части уравнения (9) в точке  $\lambda_*$  отрицательна;
- б) модуль корня  $\lambda_*$  не превышает единицы.

Искомое значение предельного угла поворота верхнего основания относительно нижнего находится по формуле  $\varphi_{\max} = \arccos(\lambda_*) - \varphi_0$ . Тогда максимальное поступательное смещение  $z$  верхнего основания относительно нижнего с учетом (6) определяется следующим образом:

$$z_{\max} = d_0 - \sqrt{b + 2R_1 R_2 \lambda_*} \quad (10)$$

Для проверки полученных результатов были проведены эксперименты, в которых менялись параметры закрепления канатов  $\alpha_1, \alpha_2$ , измерялось расстояние между основаниями  $D_0$  при постоянных следующих параметрах:  $n = 8, l_1 = 0,03\text{м}, l_2 = 0,03\text{м}, l_0 = 0,03\text{м}, l = 0,088\text{м}, R = 0,075\text{м}, d = 0,006\text{м}$ . Результаты расчетов представлены в таблице 1.

Таблица 1 – Результаты расчетов

№	$\alpha_1$ , градус	$\alpha_2$ , градус	$D_0$ , м	$Z_{\max}$ экспе- римент, м	$Z_{\max}$ расчет, м	Абсолютная погреш- ность, м	Относи- тельная по- грешность, %
1	50	50	0,113	0,0264	0,0293	0,0029	10,98
2	40	40	0,114	0,033	0,0371	0,0041	12,42
3	30	30	0,124	0,0396	0,0432	0,0036	9,09
4	20	20	0,131	0,0506	0,0544	0,0038	7,51
5	50	0	0,1	0,0418	0,0472	0,0054	12,92
6	40	0	0,103	0,0462	0,0512	0,005	10,82
7	30	50	0,106	0,0506	0,055	0,0042	8,30
8	20	0	0,11	0,055	0,0611	0,0061	11,09
9	0	0	0,088	0,0572	0,0645	0,0073	12,76
Среднее							10,66

Отсюда видно, что средняя относительная погрешность расчетов равна 10,66%.

*Рассмотрена математическая модель упругого преобразователя движений. В зависимости от угла установки упругих элементов выполнены расчеты поступательного перемещения и предельного угла поворота верхней опоры УПД. Проведенная экспериментальная проверка*

расчетов показала, что средняя относительная погрешность равна 10,66%.

*The mathematical model of resilient transformer of motions is considered. Depending on the corner of setting of resilient elements the calculations of the forward moving and maximum corner of turn of overhead support of resilient transformer of motions are executed. The conducted experimental verification of calculations showed that a middle relative error is equal 10,66%.*

### **Библиографический список**

1. Вибрация в технике. Справочник в 6 томах. М.: Машиностроение, 1981, с. 510, т.4.

2. Резников И.Г., Нечепуренко М.С. О возможности применения упругих преобразователей движения для привода ручных машин. В сб. Основные направления повышения технического уровня и качества ручных машин (механизированного инструмента). М.: ЦНИИТЭСтроймаш, 1982, с. 58-60.

3. А.с. 808737 (СССР) Амортизатор (Коммунарский горно-металлургический институт: авт.изобрет. Резников И.Г., Панов В.И., Козлов В.В., Ведерников Н.И. - заявл. 16.07.79 № 2768896/25-28 Оpubл. в Б.И. 1981 15 8 МКИ 16 15/02.

4. Резников И.Г., Гомозова Л.Е., М.С.Нечепуренко Расчет предельных характеристик упругих преобразователей движений/КГМИ. - Коммунарск, 1987—7 с- Деп. В НИИМаш 28.04.84, № 140 ММ 84 деп.

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

к.т.н., доц. Фесенко Н.С.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина).

## ПРОБЛЕМЫ ОПТИМИЗАЦИИ УПРАВЛЕНИЯ ШАХТНЫМИ ВЕНТИЛЯТОРАМИ ГЛАВНОГО ПРОВЕТРИВАНИЯ ПО КРИТЕРИЮ МИНИМУМА ЭНЕРГОЗАТРАТ

*Виконано обґрунтування енергозберігаючих режимів експлуатації головних вентиляторних установок. Запропоновано залежності для оцінки рівня енергетичної ефективності установок і режимів завантаження синхронних двигунів.*

**Проблема и ее связь с научными и задачами.** Одним из основных направлений энергосбережения на подземных горных предприятиях является обеспечение наиболее рациональных режимов эксплуатации крупного энергоемкого горношахтного оборудования, к которому относятся стационарные рудничные турбоустановки (вентиляторные, водоотливные и турбокомпрессорные). Установленная мощность приводов рудничных турбоустановок достигает 3,5 - 4,0 тыс. кВт при практически непрерывной их работе в течение суток и года. Отсюда очевидна экономическая целесообразность мероприятий, направленных на улучшение, с точки зрения снижения энергопотребления при условии выполнения технологических требований, режимов эксплуатации данных установок.

**Анализ исследований и публикаций.** Анализ результатов патентно-информационного поиска (М.Кл.3 F04), выполненного в СССР (РФ), Украине, Англии, Франции, Германии, США и Японии за последние 30 лет, и обзор литературных источников по конструкциям вентиляторов позволил установить, что возникает недооценка роли внешних сетей турбоустановок как катализаторов гидравлической энергии. Следствием этого во многих случаях является повышение уровня энергопотребления турбоустановок, так как чем больше сопротивление сети, тем больше значения мощности на зажимах сетевого двигателя привода установок (для большинства режимов работы, расположенных правее номинального значения подачи турбомашины).

**Постановка задачи.** Оптимизация параметров шахтных вентиляторных установок главного проветривания является актуальной целью направленной на повышение эффективности, безопасности и надежности проветривания метанообильных шахт Донбасса. Для ее успешного

решения необходимо использовать комплексный подход, включающий оптимизацию механических, аэродинамических, энергетических параметров вентиляторных установок главного проветривания.

**Изложение материала и его результаты.** Одним из направлений развития современного вентиляторостроения является ориентация на вентиляторы смешанного принципа действия (ВСПД), сочетающие в себе свойства каких-либо двух традиционных типов машин. Об этом свидетельствует как патентная активность, так и постоянное расширение объемов промышленного производства вентиляторов данного типа, обычно использующих сочетание известных принципов действия (осевого и центробежного, центробежного и диаметрального и др.). Таким образом, достигается более эффективное использование проточной части машин. Следствием этого является повышение аэродинамических параметров, улучшение энергетических и шумовых характеристик без увеличения массогабаритных показателей и частот вращения рабочих колес, что представляет существенный интерес с точки зрения снижения энергетических затрат как на местное, так и на общешахтное проветривание. На установках главного проветривания экономический эффект при использовании вентиляторов смешанного принципа действия помимо снижения энергетических затрат может быть получен также за счет снижения материалоемкости машин, занимаемой ими площади, капитальных затрат на строительство установок и реализации реверсирования радиальных машин наиболее простым способом - обратным вращением привода вентиляторного агрегата, на установках местного проветривания - за счет меньшего количества последовательно установленных вентиляторов, меньшего объема сооружаемых вентиляционных камер и др.

Оценка энергетической эффективности главной вентиляторной установки (ГВУ) в соответствии с принятым подходом [3] осуществляется по величине средневзвешенного статического коэффициента полезного действия вентилятора главного проветривания (КПД ВГП) в нормальной области его работы. Однако, как следует из анализа заводских экспериментальных аэродинамических характеристик ВГП [2], режимам работы вентиляторов с максимальным значением статического КПД соответствует максимальное энергопотребление установки в целом (максимальное значение мощности на зажимах сетевого двигателя электропривода). Объясняется это тем, что определение уровня энергетической эффективности ГВУ по величине статического КПД ВГП представляет собой попытку оценить всю установку только по турбомашине (вентилятору) при полном игнорировании потерь энергии в сети.



При этом следует отметить специфику ГВУ, в которых, в отличие от других рудничных турбоустановок, только незначительная часть энергии полезно расходуется на перемещение воздуха по сети (на проветривание объектов горных работ), а остальная часть теряется, в основном, в вентиляционной сети. В среднем 50 - 60 % от всей энергии, потребляемой ГВУ из электрической сети, приходится на долю сетей, что свидетельствует о их весьма высокой роли в общей энергетике ГВУ.

Конечной целью ГВУ является обеспечение объектов горных работ достаточным количеством воздуха при наименьшем уровне энергопотребления, т. е. При мощности потребляемой из сети и удельном расходе электроэнергии  $N_c ; q_c = \min$ ; и КПД вентиляторной установки соответственно  $\eta_v = \max$ .

Рассмотрим зависимости, приведенные на рисунке 1. Зависимость  $\eta_{bc}=f(Q)$  представляет собой кривую, выходящую из начала координат [5]. На начальном участке (примерно до номинального значения подачи вентилятора  $Q_H$ ) она медленно возрастает, а затем, по мере более значительного снижения полной депрессии сети (статического давления вентилятора), возрастание этой зависимости становится все более крутым, и своего максимального значения  $\eta_{bc} = 1$  достигает в теоретическом (идеальном) режиме работы установки (точка О), в которой полная депрессия (см. рисунок 1) показывает, что параметры и характер зависимости  $\eta_v=f(Q)$ , в основном, определяется характером зависимости  $\eta_{bc} = f(Q)$

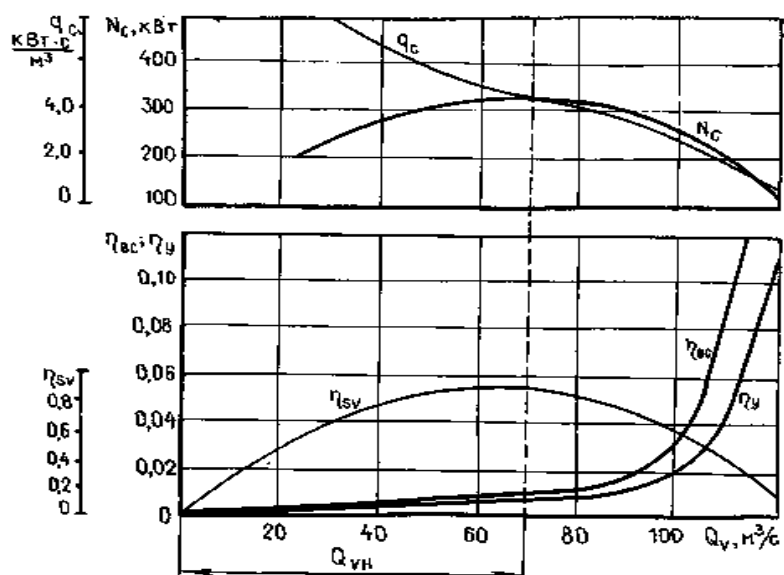


Рисунок 1 – Энергетические зависимости главных вентиляторных установок

(особенно на режимах правее  $Q_H$ ), так как темпы снижения  $\eta_{sv}$  на ниспадающем участке кривой КПД вентилятора  $q_c=f(Q)$  для современных, существенно ниже темпов возрастания  $\eta_{bc}$  на этом участке. Максимальное значение  $\eta_v$  достигается в теоретическом режиме работы вентиляторной установки при минимальном значении  $\eta_{sv}$ .

Анализ зависимостей шахтных ВГП [3], снижаясь в области низких давлений вентиляторов, соответствующих легкопроветриваемым вентиляционным сетям, достигают своих минимальных значений в теоретическом режиме работы ГВУ. Следовательно, соответствующий идеальной вентиляционной сети теоретический режим работы ГВУ является наивыгоднейшим с точки зрения минимизации энергопотребления и экономичности эксплуатации установок.

Сравнение режимов (рисунок 1) наглядно показывает, что любое снижение депрессии сети автоматически уменьшает энергопотребление и повышает экономичность эксплуатации ГВУ.

Отсюда и вытекают направления дальнейшего снижения энергопотребления вентиляторными установками главного и вспомогательного проветривания, основополагающим из которых должна являться разработка и реализация комплекса мероприятий по снижению общего аэродинамического сопротивления шахтных вентиляционных сетей. Этот комплекс должен включать широкий спектр задач: обоснование наиболее рациональных схем вскрытия, систем отработки месторождений, принципов проектирования вентиляционных систем; увеличение сечений горных выработок и облицовка их материалами, имеющими малые коэффициенты трения, проведение параллельных выработок, применение обтекаемых элементов крепи выработок и армировки стволов и т. д.

Определенные резервы есть также и у ВГП, например, повышение их статического КПД на режимах, отличных от номинального, достигаемое применением новых вентиляторов смешанного действия [2].

Следовательно, проблема разработки и оптимизации управления шахтными вентиляторами смешанного принципа действия и создаваемых на их основе вентиляторных установок является одной из актуальных и необходимых с целью снижения энергопотребления на проветривание.

Анализ результатов патентно-информационного поиска и обзор литературных источников по конструкциям вентиляторов показал следующую классификацию ВСПД.

1. В зависимости от того, какой принцип действия является в машине преобладающим, все ВСПД подразделяются на радиально-осевые, осерадиальные и радиально-диаметральные приведенные на рисунке 2.

При этом в вентиляторе могут быть выделены основной ( $Q_{\text{осн}}$ ) и дополнительный ( $Q_{\text{доп}}$ ) потоки, связанные между собой отношением  $Q = Q_{\text{осн}} + Q_{\text{доп}}$ .

2. Радиально-осевые вентиляторы подразделяются на машины с последовательным или параллельным, совместным или раздельным протеканием основного и дополнительного потоков; с совместным или раздельным отводом потоков от вентилятора, одноступенчатые или многоступенчатые с первым рабочим колесом центробежного типа.

3. Осерадиальные вентиляторы подразделяются на машины с раздельным или совместным протеканием потоков; с использованием внутренних полостей лопаток или втулочного пространства (или того и другого); реверсивные или нереверсивные; одноступенчатые или многоступенчатые с первым рабочим колесом осевого типа.

4. Радиально-диаметральные вентиляторы подразделяются на машины одностороннего или двухстороннего всасывания; реверсивные или нереверсивные.

Разработка и оптимизация машин принципиально нового класса, к каким относятся ВСПД, не может быть эффективной без соответствующей теоретической базы. Под этим в нашем случае подразумевается формулирование принципов оптимизации, установление основных зависимостей и оптимальных соотношений параметров. К числу таких параметров относится, в первую очередь, соотношение основного и дополнительного потоков, создаваемых в машине.

Целевой функцией может быть принято удельное энергопотребление (удельная входная мощность) или статический КПД вентилятора.

Рассмотрим некоторые аспекты реализации этого на примере осерадиального вентилятора с раздельными и параллельно протекающими потоками и с раздельным отводом их от машины (см.рис.2б). Такие вентиляторы предназначены в первую очередь для вытяжных (всасывающих) вентиляционных систем, в которых характер отвода воздуха от машин не играет существенной роли.

Очевидно, что для любого режима работы и для любого соотношения конструктивных параметров общая подача вентилятора  $Q_V = Q_{\text{осн}} + Q_{\text{доп}}$ . Взяв за основу осевую проточную часть машины и создаваемый ею основной (осевой) поток  $Q_{\text{осн}}$ , делаем вывод, что приращение общей подачи вентилятора возможно только за счет увеличения  $Q_{\text{доп}}$ . Однако рост  $Q_{\text{доп}}$  неразрывно связан с соответствующим увеличением входной мощности вентилятора  $N_V$ .

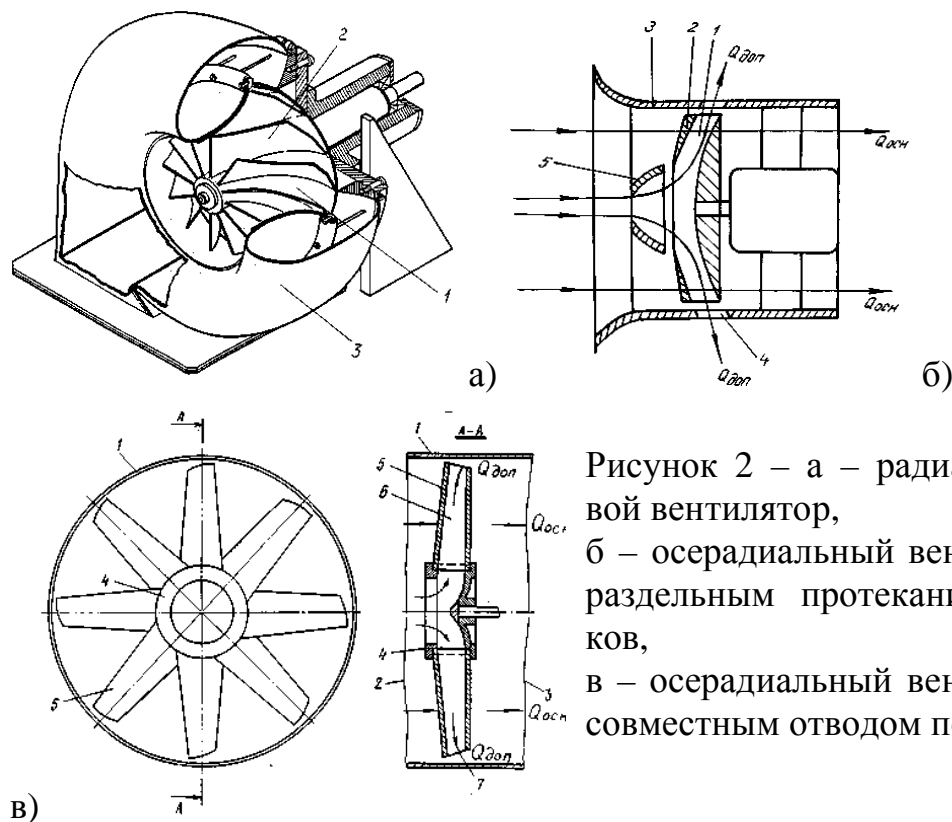


Рисунок 2 – а – радиально-осевой вентилятор,  
б – осерадиальный вентилятор с  
раздельным протеканием потоков,  
в – осерадиальный вентилятор с  
совместным отводом потоков

При этом оптимальным соотношением дополнительного и основного потоков, очевидно, будет такое, при котором отношение темпов прироста подачи  $Q_V$  и мощности  $N_V$  будет иметь свое максимальное значение, т.е.

$$\frac{\partial Q_V}{\partial N_V} = \max.$$

Данное выражение очевидно и может быть положено в основу оптимизации ВСПД по критерию энергозатрат. При этом оптимизация других параметров машин должна быть подчинена этому основному принципу.

Спецификой работы ВГП в условиях шахтных вентиляционных и распределительных электросетей являются возмущения по валу и возмущения в питающей сети. Регулирование требуемой производительности ВГП приводит к колебаниям активной нагрузки на валу приводного электродвигателя. На эти колебания накладываются возмущения от открывания и закрытия вентиляционных дверей, движения подъемных сосудов и особенно заметные возмущения при взрывах метана и внезапных выбросах в шахтах, а также при технологических и массовых взрывах на рудниках. Возмущения же по питающей сети (колебания напряжения на зажимах двигателя) обусловлены резкопеременной нагрузкой

мощных потребителей, питающихся от тех же шин подстанции, что и двигатель ВГП, значительным удалением подземных потребителей, неправильным выбором сечений токоведущих элементов, мощности силовых трансформаторов и рядом других причин. Как указывает ряд авторов, колебания момента сопротивления ВГП могут составлять от 0,3 до 1,9 от номинального, а колебания напряжения в шахтных распределительных сетях могут достигать +5; - 10 % от номинального [4]. Указанные возмущения влияют на устойчивость СД и его генерирующую способность и требуют их учета при создании АСУ ГВУ шахт.

Поэтому ставится задача поиска закона оптимального управления возбуждением СД ВГП в условиях нестационарности шахтных вентиляционных и распределительных сетей электроснабжения при автоматизации проветривания шахт.

При выборе закона регулирования возбуждения СД необходимо учитывать комплекс проблем, таких как [1]:

- при колебаниях нагрузки на валу и питающего напряжения необходимо поддерживать ток возбуждения на максимально-допустимом уровне с точки зрения обеспечения динамической устойчивости и с точки зрения генерации максимальной реактивной энергии;
- в период снижения нагрузки на валу для экономических и энергетических характеристик самого СД ток возбуждения желательно снижать;
- для обеспечения высоких технико-экономических показателей в узле нагрузки СД должен отдавать максимум реактивной мощности, то есть в период снижения нагрузки на валу ток возбуждения желательно увеличивать.

Наилучшим образом решению этих проблем отвечает закон регулирования возбуждения СД на минимум потерь электроэнергии в узле нагрузки, к которому подключен двигатель.

Для обоснования закона регулирования возбуждения СД, удовлетворяющего указанным требованиям, рассмотрим суммарные потери энергии в узле нагрузки (СД, питающая сеть, шахтная подстанция и т.д.):

$$\Delta P_{\Sigma} = \Delta P_{MEX} + \Delta P_B + \Delta P_{MC} + \Delta P_{CC} + \Delta P_{XX} + \Delta P_{K3} + \Delta P_{\Phi} + \Delta P_{\Sigma}. \quad (1)$$

Отдельные составляющие потерь можно выразить через их номинальные значения, а также конструктивные и эксплуатационные параметры СД и системы электроснабжения так [5]:

$$\begin{aligned}
\Delta P_{MEX} &= \Delta P_{MEXH} \\
\Delta P_B &= \Delta P_{BH} \left[ K_{BO}^2 (u^2 + aX_d \sin \varphi_H)^2 + \beta^2 u^{-2} (1 - K_{BO}^2 (1 + X_d \sin \varphi_H)^2) \right] \\
\Delta P_{MC} &= \Delta P_{MCH} (\beta^2 \cos^2 \varphi_H + a^2 \sin^2 \varphi_H) \\
\Delta P_{CC} &= \Delta P_{CCH} (u + X_\sigma a \sin \varphi_H)^2 \\
\Delta P_{XX} &= \Delta P_{XXH} (u + X_\sigma a \sin \varphi_H)^2 \\
\Delta P_{K3} &= \Delta P_{K3H} (\beta^2 \cos^2 \varphi_H + a^2 \sin^2 \varphi_H) \\
\Delta P_\phi &= 3R'_\phi (I_{\phi R} - aI_H \sin \varphi_H)^2 10^{-3} \\
\Delta P_\vartheta &= \sqrt{3UK_\vartheta} (I_{\phi R} - aI_H \sin \varphi_H)
\end{aligned} \tag{2}$$

Из уравнений (2) видно, что при увеличении реактивной мощности (РМ) СД потери в самом двигателе нарастают, а в фидере и энергосистеме уменьшаются. При некотором оптимальном значении РМ суммарные потери в узле нагрузки будут минимальными. РМ<sub>ОПТ</sub> зависит от потребляемой узлом нагрузки реактивной мощности, параметров СД и системы электроснабжения и может изменяться в широких пределах. Практическое значение РМ<sub>ОПТ</sub> ограничивается диапазоном от РМ<sub>МИН</sub> до РМ<sub>МАКС</sub>. Значение РМ<sub>МИН</sub> определяется из условия устойчивой работы СД, РМ<sub>МАКС</sub> - из условия допустимой нагрузки статора по нагреву в виде:

$$\begin{aligned}
a_{ОПТ} &= \frac{\frac{\sqrt{3}}{2} UK_\vartheta I'_H + 3 \cdot 10^{-3} R'_\phi I_{\phi R} I_H - (\Delta P_{CCH} + \Delta P_{XXH}) u X_\sigma - \Delta P_{BH} K^2 \omega u^2 X_d}{(\Delta P_{BH} K^2 \omega X_\sigma^2 + (\Delta P_{CCH} + \Delta P_{XXH}) X_\sigma^2 + \Delta P_{MCH} + \Delta P_{K3H} + 3 \cdot 10^{-3} R'_\phi I_H^2) \sin \varphi_H} \\
a_{МИН} &= a_{МИН} = \frac{\sqrt{u^2 I^2 \omega_{мин} - \beta^2 (1 - K^2 \omega (1 + X_\sigma \sin \varphi_H)^2)} - u^3 K \omega \omega}{u K \omega K \omega_\sigma \sin \varphi_H}, \\
a_{МАКС} &= \frac{\sqrt{1 - \beta^2 \cos^2 \varphi_H}}{\sin \varphi_H}
\end{aligned}$$

где  $I_{\omega мин}$  минимальный ток возбуждения определяется с учетом перегрузочной способности СД, минимального уровня напряжения в сети и максимального значения статической нагрузки.

При значительной реактивной мощности, потребляемой узлом нагрузки значение РМОПТ, вычисленное по формуле приведенной выше может выйти из диапазона ограничений и тогда приближения к минимуму суммарных потерь можно достичь за счет максимально возможной по условию нагрева загрузки двигателя реактивной мощностью. Нагрев СД определяется его потерями: если суммарные потери в двигателе не превышают номинальные, двигатель перегреваться не будет. Выра-

жение для определения реактивной мощности, располагаемой СД с учетом текущих значений активной нагрузки на валу и напряжения в распределительной сети получено из условия равенства потерь в двигателе их номинальным значениям из уравнения  $A+B(2+C(2+D))=0$  в виде:

$$a = \frac{-D + \sqrt{D^2 - 4C(A + B\varphi^2)}}{2C}$$

$$A = \Delta P_{MEX} + (\Delta P_{CCH} + \Delta P_{XXH})u^2 + \Delta P_{BH}K^2\omega u^4 - \Delta P_H$$

$$B = (\Delta P_{MCH} + \Delta P_{KZH})\cos^2\varphi_H + \Delta P_{BH}u^{-2}\left[1 - K^2\omega(1 + X_\sigma\sin\varphi_H)^2\right]$$

$$C = (\Delta P_{MCH} + \Delta P_{KZH})\sin^2\varphi_H + (\Delta P_{CCH} + \Delta P_{XXH})X_\sigma^2\sin^2\varphi_H + \Delta P_{BH}K^2\omega X_d^2\sin^2\varphi_H$$

$$D = (\Delta P_{CCH} + \Delta P_{XXH})2uX_\sigma\sin^2\varphi_H + \Delta P_{BH}K^2\omega X_d\sin^2\varphi_H$$

Зависимость реактивной мощности, генерируемой СД от колебаний активной нагрузки на валу при различном уровне питающего напряжения для параметров шахты "Котинская" приведены на рисунке 3, а. Наглядно видно, что при изменении нагрузки на валу СД и напряжения на его зажимах уровень генерируемой реактивной мощности значительно колеблется.

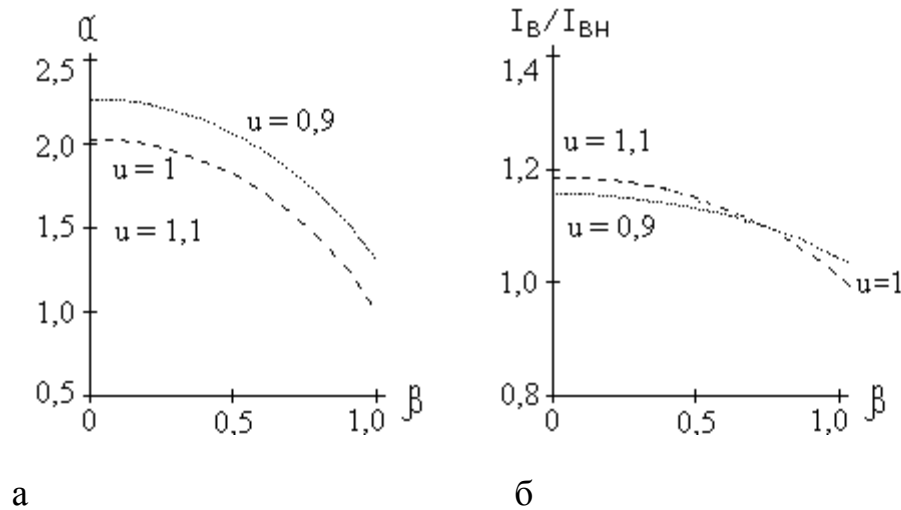


Рисунок 3 – а - график зависимости реактивной мощности СД от активной нагрузки на валу; б - график зависимости тока возбуждения СД от активной нагрузки на валу

Загрузка СД реактивной мощностью определяется величиной тока возбуждения, который может быть вычислен по формуле [5]:

$$\frac{I_B}{I_{BH}} = \sqrt{K^2\omega(u^2 + aK_d\sin\varphi)^2 + \beta^2u^{-2}(1 - K^2\omega(1 + X_d\sin\varphi)^2)}.$$

Зависимость тока возбуждения представлена на рисунке 3, б.

**Выводы и направление дальнейших исследований.** На основе проведенного анализа видно, что для шахтных электрических сетей оптимальная загрузка СД ВГП по реактивной мощности из условия минимума суммарных потерь в узле нагрузки в основном находится в пределах максимальной загрузки двигателя по нагреву и в зависимости от реактивной мощности, потребляемой электроустановками узла нагрузки возможна полная либо частичная компенсация реактивной мощности с помощью СД ВГП, а регулирование возбуждения СД ВГП в условиях нестационарности шахтных питающих и вентиляционных сетей является многокритериальной задачей.

*Выполнено обоснование энергосберегающих режимов эксплуатации главных вентиляторных установок. Предложены зависимости для оценки уровня энергетической эффективности установок и режимов загрузки синхронных двигателей.*

*The substantiation of modes operation fans the main airing saving up energy is executed. Dependences for an estimation of a level of power efficiency installations and modes of loading synchronous engines are offered.*

#### **Библиографический список**

1. Петров Н.Н. Пономарев П.Т. Сергачев А.Н. Исследование путей снижения энергопотребления на вентиляцию шахт // ФТПРПИ 1996. – №6. – С. 12-15.
2. Тимухин С.А. Оценка экономичности работы главных вентиляторных установок по удельной мощности // Изв. вузов. Горный журнал. - 1984. - №4. - С.79 - 82.
3. Перишин Ю. С., Перишина Л. М. Расчет оптимального режима работы синхронного двигателя // Электричество. – 1981. – №9. – С. 30 - 33.
4. Бабак Г.А., Макаров В.Н. Повышение экономичности вентиляторов струйным управлением обтеканием лопаток рабочих колес // Повышение эффективности и эксплуатационной надежности шахтных стационарных установок. - М.: Недра, 1983. - С.3 - 18.
5. Тимухин С.А. Обоснование рабочих областей главных вентиляторных установок // Изв. вузов. Горный журнал. - 1996. - №6. - С.110 - 115.

*Рекомендовано к печати д.э.н., проф. Акмаевым А.И.*



к.т.н., доц. Ларченко В.Г.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

## РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА СДВИЖЕНИЙ И ДЕФОРМАЦИЙ ГОРНЫХ ПОРОД ПРИ ОТРАБОТКЕ СВИТЫ ПОЛОГИХ ПЛАСТОВ

*Наведені результати багаторічних досліджень динамічних параметрів процесу зрушень і деформацій підрубленої товщі порід і земної поверхні при відпрацюванні світи пологістих пластів, встановлені нові закономірності і залежності, удосконалено методику натурних спостережень.*

Основной задачей исследований процесса сдвижения горных пород и земной поверхности является выбор оптимальных мер охраны подрабатываемых сооружений, горных выработок и природных объектов от вредного влияния подземных разработок.

Для выбора оптимальных мер охраны подрабатываемых объектов необходимо знать параметры процесса сдвижения толщи горных пород и земной поверхности над движущимся очистным забоем, которые до настоящего времени оставались недостаточно изученными.

Целью исследований явилось определение новых закономерностей и зависимостей максимальных сосредоточенных деформаций земной поверхности от неизученных определяющих факторов, определение параметров зон и стадий деформирования подработанной толщи пород над движущимся очистным забоем.

Задачами исследований явились: установить новые закономерности процесса сдвижения горных пород, определить зависимость максимальных деформаций земной поверхности от ширины выработанного пространства, от размеров межлавных целиков, от направления движения очистного забоя, от вынимаемой мощности пласта, разработать рекомендации по планированию горных работ под наиболее значимыми объектами, определить параметры зон и стадий деформирования подработанной толщи пород, совершенствовать методику натурных наблюдений, многократно повысить их точность, производительность и комфортность.

Анализ отечественных и зарубежных публикаций показывает, что в настоящее время с развитием ЭВМ большое внимание получили теоретические исследования [1-3], анализ и обработка выполненных авто-

ром статьи натурных наблюдений [4,5] и совершенствование методики натурных наблюдений [6,7].

Предлагаемые результаты исследований параметров процесса сдвижений и деформаций подработанной толщи горных пород и земной поверхности получены сочетанием комплекса методов: натурных наблюдений, теоретических исследований и совершенствованием методики натурных наблюдений.

Автором заложено 15 профильных линий реперов на 7 наблюдательных станциях и выполнено около 300 серий инструментальных наблюдений за сдвижением земной поверхности, из них 2 станции являются комплексными, где дополнительно в пробуренные с поверхности вертикальные скважины заложены предложенной автором конструкции глубинные реперы якорного типа [8], а также заложены реперы в дренажном штреке и наклонном квершлага и выполнено 112 серий частотных точных наблюдений. Кроме того, по шахтам собраны и обработаны результаты маркшейдерских наблюдений по 5 наблюдательным станциям Днепропетровской, Донецкой и Луганской областей. Натурными наблюдениями охвачена подработанная толща пород от 4 м выше кровли пласта в наклонном квершлага, от 10 м в дренажном штреке, от 20 м – по глубинным реперам и до глубины 970 м (Краснодонуголь) при вынимаемой мощности пласта от 0,9 до 2,2 м, мощности четвертичных отложений от 5 до 180 м, скорости подвигания очистного забоя от 0 до 4 т/сут.

Теоретические исследования выполнены математическим моделированием методом конечных элементов в перемещениях [9,10], расчетом параметров сдвижения слоев толщи пород подобно изгибу тонких плит [11] и аппроксимацией кривых оседаний [12].

Сочетание большого объема комплексных частотных натурных наблюдений над движущимся очистным забоем с теоретическими исследованиями позволило установить ряд новых зависимостей, закономерностей процесса сдвижения и совершенствовать методику трудоемких натурных наблюдений.

1. Установлена и теоретически обоснована закономерность сложения однозначных деформаций земной поверхности при определенных отношениях ширины выработанного пространства и размеров целиков к глубине подработки и при совпадении в плане очистных выработок при повторных подработках (на рисунке 1).

2. Установлена зависимость максимальных горизонтальных деформаций сжатий и кривизны вогнутости от отношения ширины выработанного пространства к глубине подработки [13] (на рисунке 2б).

3. Установлена зависимость максимальных горизонтальных деформаций растяжений и кривизны выпуклости от отношения размеров межлавных целиков к глубине подработки [13] (на рисунке 2в).

4. Установлена зависимость деформаций земной поверхности над границей целика от направления движения очистного забоя [14]. Оптимальным для объектов земной поверхности, расположенных над границей целика, является вариант, когда очистной забой подходит к границе целика. Наибольшие деформации над границей целика будут в случае отхода очистного забоя от целика.

5. Установлены зависимости оседаний, наклонов, горизонтальных сдвижений и деформаций от глубины подработки, ширины выработанного пространства и вынимаемой мощности пласта [10] (на рисунках 3-5).

6. Разработана и апробирована методика математического моделирования сдвижений деформаций подработанной слоистой толщи горных пород методом конечных элементов в перемещениях [9,10] (на рисунке 6).

7. Натурными комплексными наблюдениями и теоретическими исследованиями установлены параметры зон, стадий и механизм деформирования подработанной толщи пород относительно движущегося очистного забоя [15] (на рисунке 7).

8. На основании новых зависимостей и закономерностей разработаны рекомендации по планированию горных выработок под наиболее важными сооружениями земной поверхности [16].

9. Усовершенствован метод натурных наблюдений за сдвижением и деформациями толщи горных пород применением лазерного указателя направлений, который позволяет до 1500 раз повысить точность определения параметров процесса сдвижения подработанного массива пород и впервые даст возможность видеть невооруженным глазом процесс деформирования толщи пород на специальном градуированном экране по движению луча лазерного прибора [17,18].

10. Предложен новый способ определения параметров сдвижений и деформаций земной поверхности на труднодоступных участках [19], позволяющий существенно уменьшить трудоемкость натурных наблюдений и повысить их комфортабельность.

11. Разработано устройство для измерения горизонтальных и вертикальных деформаций земной поверхности или подрабатываемых сооружений [20], позволяющее вести постоянный мониторинг за деформациями инженерных сооружений с высокой точностью, которое значительно снижает трудоемкость натурных наблюдений, повышает их комфортабельность и позволяет автоматизировать процесс измерений деформаций подрабатываемых объектов.

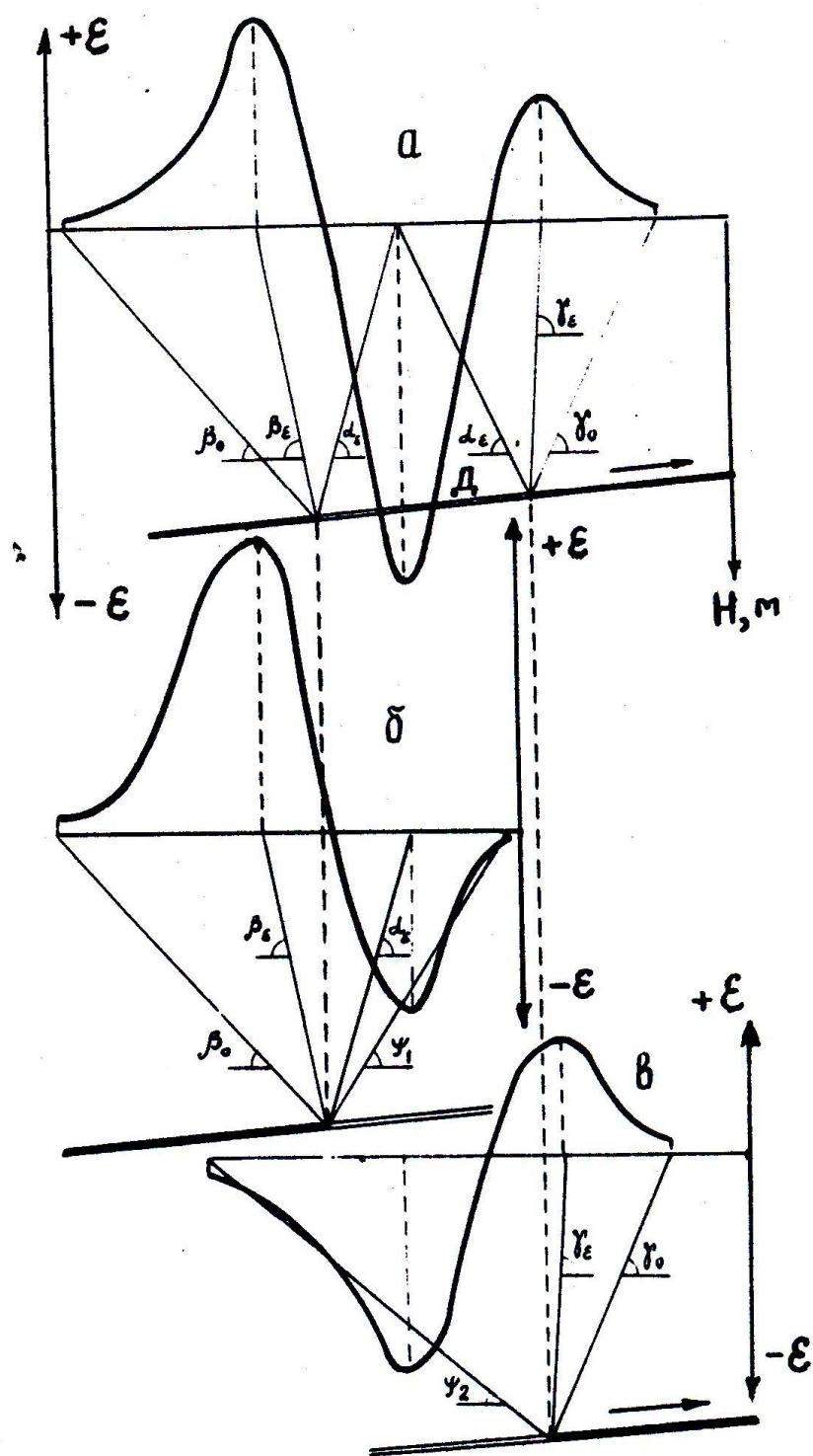


Рисунок 1 – Схема сложения горизонтальных деформаций сжатий

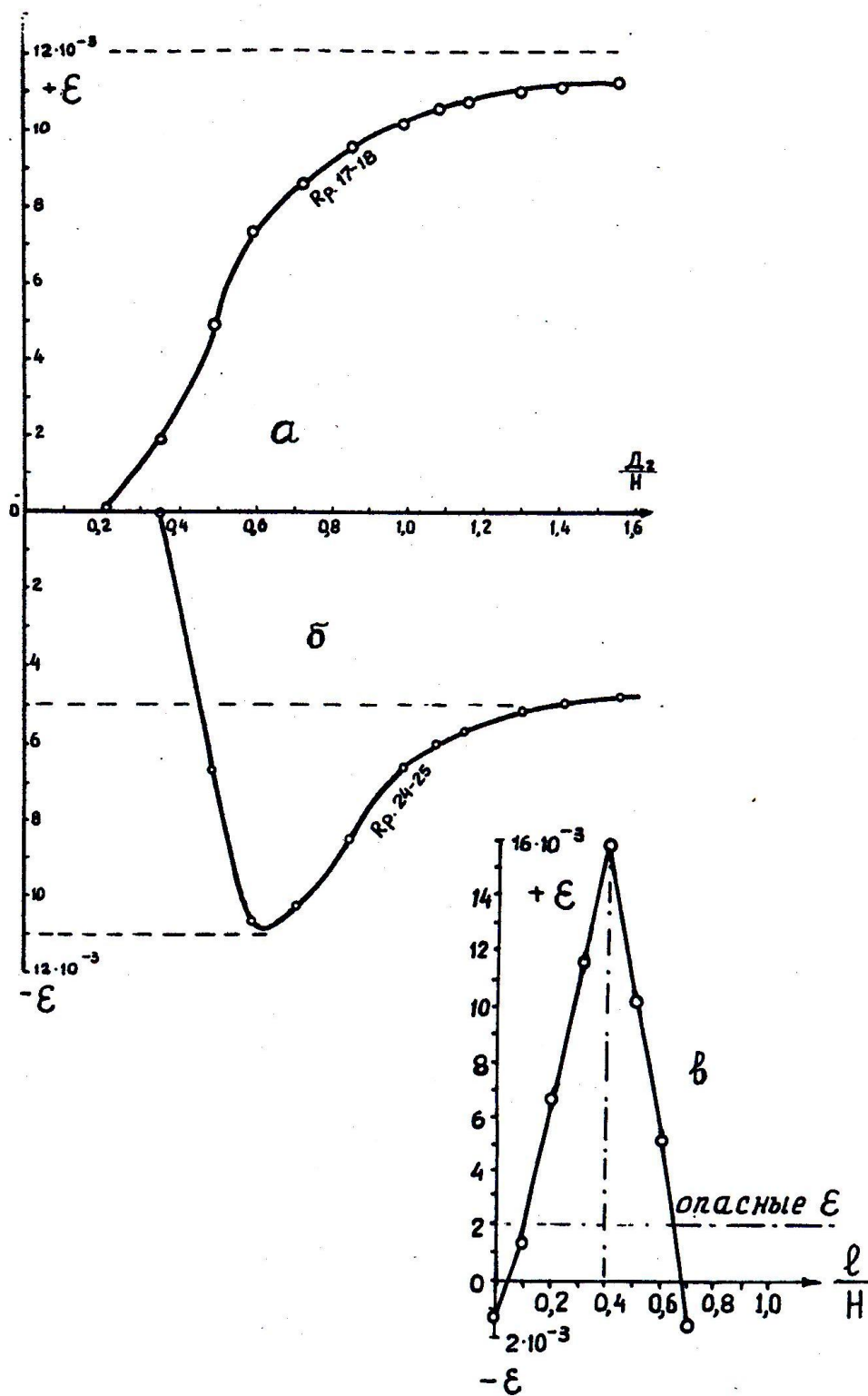


Рисунок 2 – Графики зависимостей максимальных горизонтальных деформаций земной поверхности: а – растяжений от  $D_2/H$ ; б – сжатий от  $D_2/H$ ; в – растяжений от  $l/H$

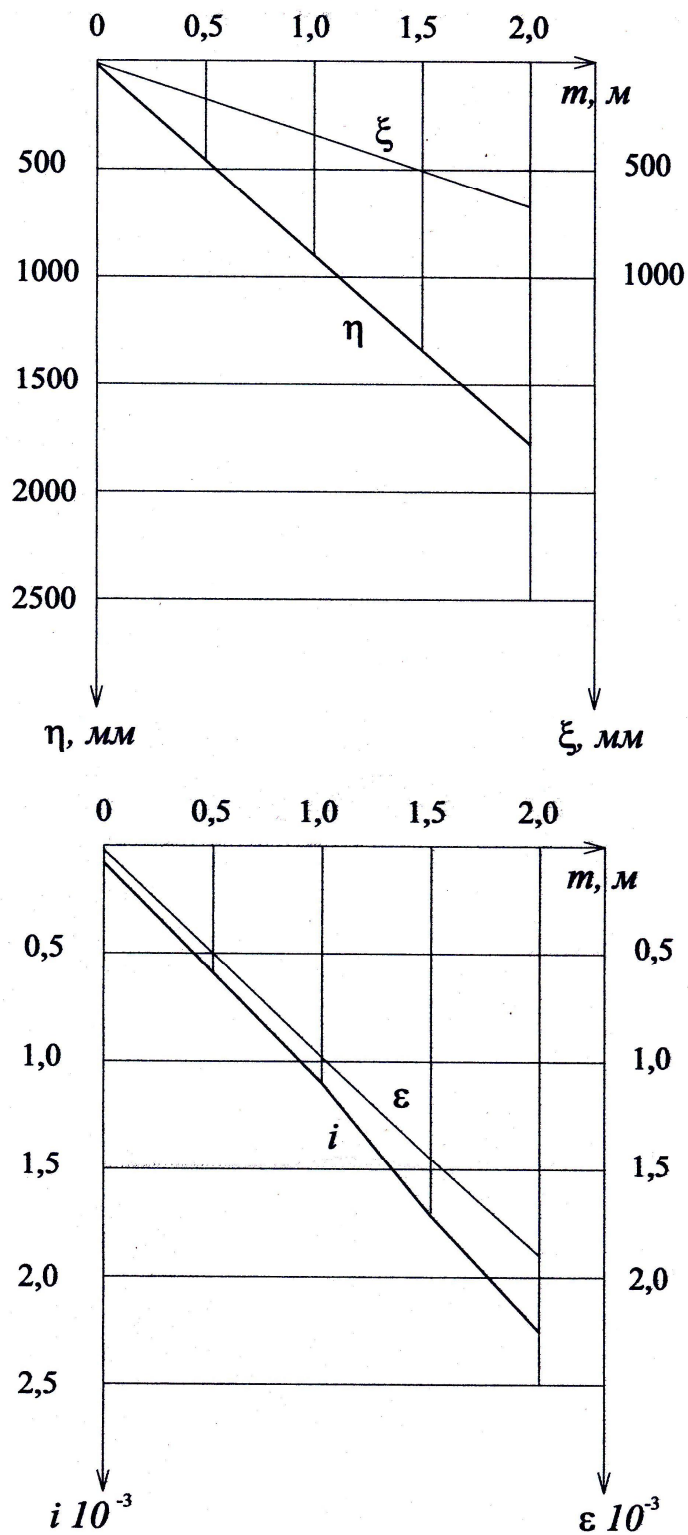


Рисунок 3 – Графики зависимостей оседаний  $\eta$ , горизонтальных сдвижений  $\xi$ , наклонов  $i$  и горизонтальных деформаций  $\epsilon$  от мощности пласта  $m$

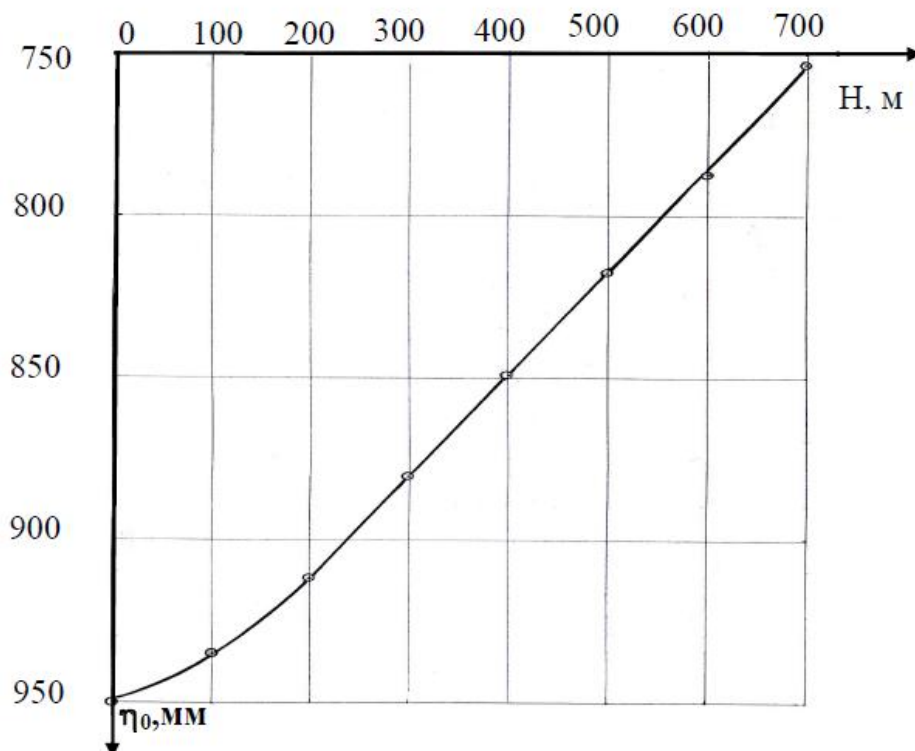


Рисунок 4 – График зависимости максимального оседания от глубины подработки  $H$  (при условии полной подработки и  $m = 1$  м)

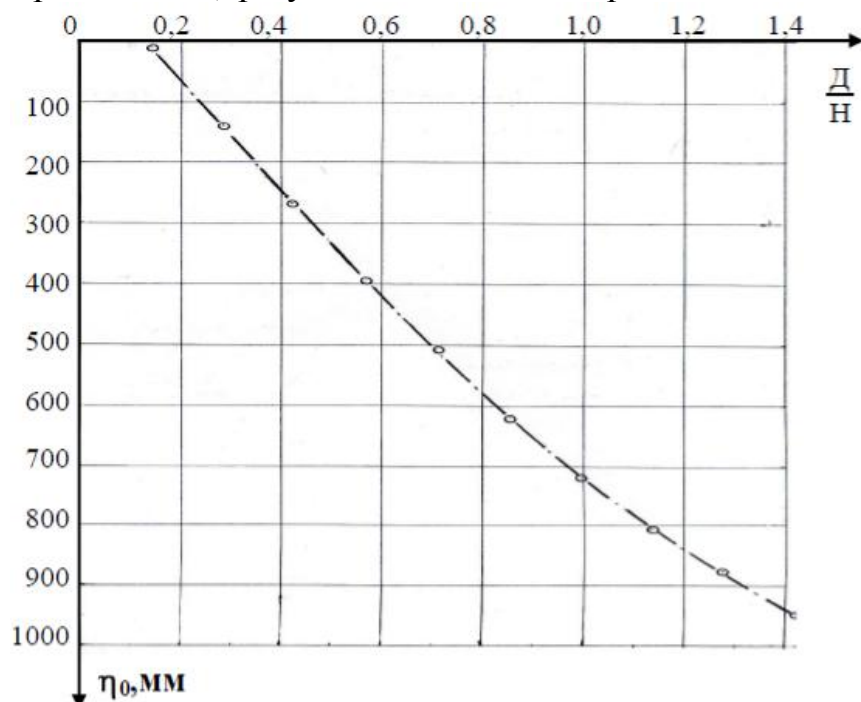


Рисунок 5 – График зависимости максимального оседания  $\eta_0$  от отношения ширины выработанного пространства  $D$  к глубине подработки  $H$  (при  $m = 1$ )

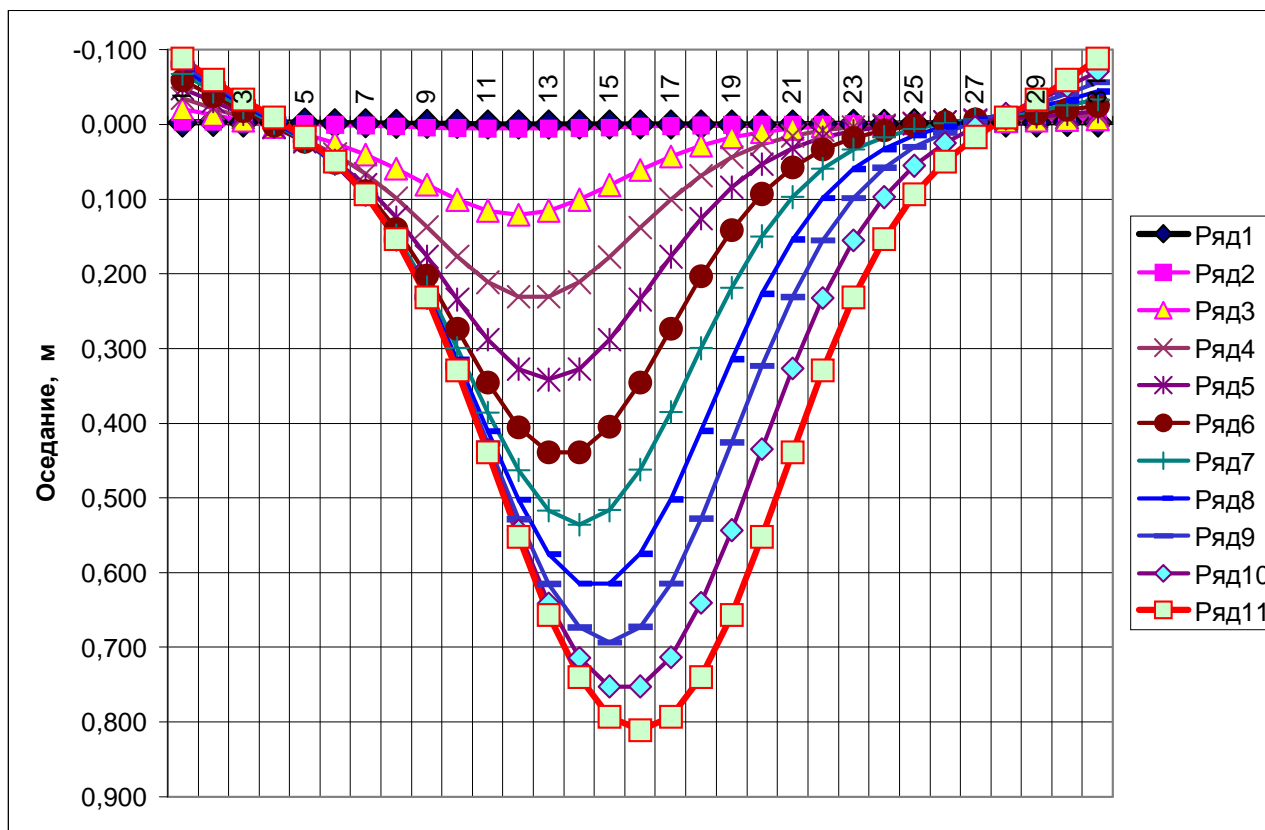


Рисунок 6 – Графики оседаний толщи пород





*The results of the perennial studies dynamic parameter process moving and deformation earned rock thickness thick masses of the sorts and terrestrial surface at working of the retinue sloping coal layer, installed new regularities and dependencies, advanced a methods observations.*

### **Бібліографічний список**

1. Гавриленко Ю.Н., Петрушин А.Г. Численное моделирование процессов сдвижения массива горных пород и земной поверхности методом конечных элементов в объемной постановке // Физико-технические проблемы горного производства: Сб. Науч. Тр., вып.3. – Донецк: ООО Лебедь», 2002.-С. 12-25.
2. Кулибаба С.Б., Рожко М.Д. Прогноз оседаний земной поверхности при разработке угольных пластов на больших глубинах // Уголь Украины. – 2007.-№12.-ЦС. 10-12.
3. Кулибаба С.Б., Рожко М.Д. Характер развития процесса сдвижения земной поверхности после остановки очистного забоя // Маркишейдерский вестник. – 2007.-№3.-С. 63-65.
4. Назаренко В.О., Кучин О.С., Леонов С.Ф. О максимальных горизонтальных сдвижениях земной поверхности на стадии формирования мульды сдвижения // Межвед. сб-к науч. тр. Геотехническая механика НАН Украины, ИГТМ. – Дн-ск, 2007, вып.72.-С. 131-137.
5. Стельмащук Е.В., Назаренко В.А. Пространственно-временное моделирование мульды сдвижения при ее формировании // Межвед. Сб-к науч. тр. ИГТМ НАН Украины, вып. 72.– Дн-ск, 2007.- С.3-18.
6. Спиридонов В.П., Бирюков Т.Н. Мониторинг деформаций земной поверхности и сооружений спутниковыми системами // Маркишейдерия и недропользование. М.2007.-№1.-С. 46-52.
7. Божко В.Г., Гринюк Б.О., Чирва О.І. Методика спостережень за деформаціями земної поверхні та споруд з використанням сучасних маркишейдерсько-геодезичних приладів // Вісник КТУ, Кр. Ріг, №2 (12), 2006.-С.55-58.
8. Ларченко В.Г. Сдвижение и деформация подработанной толщи горных пород / В.Г. Ларченко // Горный журнал. Известия вузов. – 1977.--№10.-С.36-39.
9. Ларченко В.Г., Черных О.А. Исследования сдвижений и деформаций толщи горных пород методом конечных элементов // Матеріали Міжнародної конференції «Форум гірників-2006».-Днепропетровск: НГУ, 2006.-С. 242-247.
10. Ларченко В.Г., Черных О.А. Определение зависимостей параметров сдвижений и деформаций подработанной толщи пород от определяющих факторов методом конечных элементов // Сб. Науч. Тр. ДонГТУ, Алчевск: ДонГТУ, вып. 22, 2006.-С. 16-24.

11. Ларченко В.Г., Короткова С.Е., Тищенко Е.А. Теоретические исследования сдвижений и деформаций толщи горных пород при первичной подработке // Сб. Науч. Тр. ДонГТУ.-Алчевск: ДонГТУ, вып. 23, 2007.-С. 25-30.

12. Ларченко В.Г., Кирьязов П.Н. Аналитическое описание кривых оседаний толщи горных пород // Сб. науч. тр. ДГМИ. – Алчевск: ДГМИ, вып.11, 2000.-С. 56-62.

13. Ларченко В.Г. Зависимость горизонтальных деформаций земной поверхности от ширины выработанного пространства и размеров целиков // Вестник МАНЭБ №2 (26).-С.-Петербург,2000.-С.30-32.

14. Ларченко В.Г. Влияние направления движения очистного забоя на деформации объектов земной поверхности, расположенных над границей целика // Сб. Науч. Тр. ДГМИ. – Алчевск: ДГМИ, вып..12, 2000.-С.74-81.

15. Ларченко В.Г. Сдвигения и деформации подработанного массива горных пород // Збірник доповідей. Том1. Міжнародна наук.-техн. конференція «Сталий розвиток гірничо-металургійної промисловості». Кр. Ріг, К. ТУ.-2004.-С.93-96.

16. Ларченко В.Г., Бородин Н.В. Рекомендации по планированию горных выработок под объектами земной поверхности // Сб. Науч. Тр. ДонГТУ, вып.19.-2005.-С. 55-63.

17. Ларченко В.Г., Хоружа Н.В. Спосіб визначення швидкості деформацій підробленої товщі порід // Державний департамент інтелектуальної власності. Бюл.№5, 2007, №22619 від 25.04.2007.

18. Ларченко В.Г., Хоружа Н.В. Пристрій для визначення параметрів деформацій підробленої товщі порід // Державний департамент інтелектуальної власності. Бюл.№12, 2007, №25619 від 10.08.2007.

19. Ларченко В.Г., Хоружа Н.В. Спосіб визначення осідань і горизонтальних зрушень земної поверхні на важкодоступних ділянках // Державний департамент інтелектуальної власності. Бюл.№12, 2007, №25436 від 10.08.2007.

20. Ларченко В.Г., Хоружа Н.В. Пристрій для вимірювання горизонтальних деформацій земної поверхні або підроблюваних будинків // Державний департамент інтелектуальної власності. Бюл.№6, 2008, №31047 від 25.03.2008.

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

к.т.н., доц. Сятковский С.Л.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

## ОБЩИЕ ПОДХОДЫ И ОСНОВЫ КЛАССИФИКАЦИИ ВЫЯВЛЕНИЯ ОПАСНЫХ СВОЙСТВ УГОЛЬНЫХ ПЛАСТОВ

*Виконано аналіз літературних джерел і нормативних вимог з виявленню або прогнозу небезпечних властивостей вугільних пластів. Запропоновано для виявлення небезпечних властивостей вугільних пластів враховувати зміни комплексу класифікаційних параметрів у окремих діапазонах ряду вугілля з урахуванням природи цієї властивості. Розроблено загальні підходи і запропоновано порядок їх виявлення з урахуванням процесів, що відбувались на всіх стадіях вуглеутворення.*

Проведение добычных работ на угольных шахтах осложнено проявлением опасных свойств угольных пластов. Причем с увеличением глубины отработки их влияние усиливается. При ведении горных работ опасными свойствами пластов являются их газоносность, склонность к внезапным выбросам угля и газа, самовозгораемость угля, взрывчатость угольной пыли и другие.

Устранение указанных свойств или снижение их негативного проявления до уровня, обеспечивающего необходимую безопасность ведения горных работ, остается актуальной задачей.

Анализ литературных источников и требований, предъявляемых к ведению горных работ нормативными документами, показывает, что до настоящего времени отсутствует достаточно полная градация пластов по выявлению или прогнозу того или иного опасного свойства.

Всеми учеными появление любых свойств пластов, в том числе и опасных, единодушно увязывается с геологическими преобразованиями исходного материала. Для выявления потребительских свойств углей семнадцати месторождений бывшего СССР разработана универсальная классификация с применением нескольких десятков характерных параметров (ГОСТ 25543-88). В то же время для установления какого-либо опасного свойства пласта во всех действующих нормативных документах применяется от одного до четырех классификационных параметров. Как правило, для этих целей используют результаты термического разложения углей без доступа воздуха, в основном – массовый или объемный выход летучих веществ. Применение указанных параметров не-

обоснованно, так как геологические процессы имеют необратимый характер, а термическое разложение углей является по своей сути их дальнейшим преобразованием. По этой причине продукты термического разложения лишь косвенно могут характеризовать опасные свойства пластов. При сложившемся подходе невозможно установить процессы, которые формировали опасные свойства пластов много миллионов лет назад. Не зная природы происхождения опасного свойства пласта нельзя разработать эффективные мероприятия по безопасной его отработке.

В этой связи раскрытие особенностей формирования опасных свойств пластов и разработка общей классификации по их установлению являются актуальной научно-технической задачей, решение которой позволит существенно повысить безопасность ведения горных работ.

Трудности разработки классификации выявления опасных свойств пластов заключаются в отсутствии хотя бы одного параметра, который однозначно характеризовал изменения химического состава и внутреннего строения исходного материала на всех стадиях углеобразования.

Дополнительные трудности вызваны влиянием нескольких преобразующих факторов и изменением соотношения их воздействия на разных стадиях преобразования исходного материала.

Ископаемые угли, являясь природным объектом, характеризуются не одним параметром, например, содержанием углерода или выходом летучих веществ, а целым комплексом химических и физико-химических величин. Эти величины изменяются как в ряду метаморфизма, так и имеют разную направленность в пределах каждой стадии для углей, обладающих различными свойствами [1]. Под стадией авторы указанной работы подразумевали ограниченный диапазон углей определенной степени метаморфизма. Например в ряду метаморфизма они выделили интервал, в котором с содержанием углерода  $C^{daf} = 80,0 \div 82,9\%$  угли теряют способность к самовозгоранию и по этой причине шкала метаморфизма была разбита на два участка. Первый включал угли низкой стадии метаморфизма с содержанием углерода от 75 до 81%, второй – угли средней и высокой стадии метаморфизма с содержанием углерода от 81 до 90%. Полученные результаты исследований в пределах указанных участков авторами анализировались обособленно.

Такой подход к выявлению опасных свойств не позволяет раскрыть природу их возникновения у пластов и сократить негативное проявление до минимума при ведении горных работ. Метаморфизм охватывает только каменноугольную и антрацитовую стадии. Рассматривая эти стадии обособленно от предшествующих торфяной и бурогоугольной стадий невозможно выявить природу появления, каких либо опасных свойств у пластов.

Чтобы выявить природу появления опасных свойств угольных пластов необходимо рассматривать процессы преобразования исходного материала, начиная от условий осадконакопления и возможных причин появления определенного опасного свойства на всех стадиях углеобразования.

Для установления того или иного опасного свойства угольного пласта необходимо комплексно учитывать на всех стадиях углеобразования последовательное изменение химического состава и внутреннего строения углей и происходившие при этом процессы. Процессы преобразования исходного материала, зависят от температуры, давления, времени, а также степени закрытости системы и связи ее с атмосферой Земли.

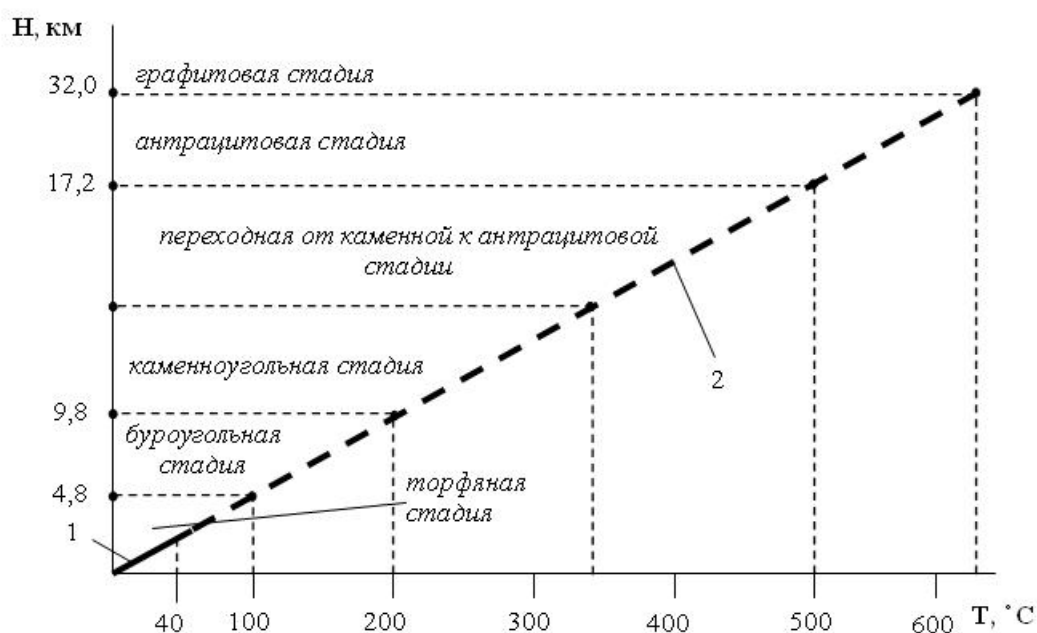
На основании получения углей искусственным путем признано [2, 3], что главным преобразующим фактором исходного материала при геологических процессах является температура, а давление и время играют подчиненную роль.

Степень влияния каждого из названных факторов на изменение химического состава и свойств неодинаково на разных стадиях преобразования ископаемых углей. На ранних стадиях свойства углей качественно зависят также от элементного состава исходного материала [4]. Значение первичных генетических признаков велико, но их влияние проявляется в меньшей степени и постоянно ослабевает с увеличением обуглероженности органического вещества [1], наряду с этим растет влияние температуры и давления [4].

Температура прямо пропорционально зависит от глубины погружения пластов. Зная пределы изменения и диапазоны температур, необходимых для достижения определенной стадии преобразования исходного материала и температурный градиент, можно судить о глубинах, на которых происходили эти процессы (рис. 1).

С увеличением глубины погружения угольных пластов растет также давление вмещающих пород, т.е. эти два фактора оказывали влияние в одном направлении при региональном метаморфизме.

Преобразующее влияние на исходный материал температуры и давления было совершенно иным при контактном метаморфизме, так как в этом случае не было однозначной зависимости между рассматриваемыми параметрами, что не могло не сказаться на приобретении опасных свойств пластами.



- 1 – прямая полученная по экспериментальным данным;  
 2 – прямая экстраполяции

Рисунок 1 – График взаимозависимости глубины залегания (Н) и соответствующей ей температуры (Т) при современном температурном градиенте для условий Донбасса.

В общем случае опасные свойства угольных пластов ( $C_b$ ), появившиеся в результате геологических процессов можно представить функцией нескольких факторов:

$$C_b = f(X, T, P, t, \Pi, O), \quad (1)$$

где  $X$  – химический состав исходного материала, как правило, необходимо учитывать основные компоненты органической массы (углерод, кислород, водород, азот), а также содержание влаги, серы и другие составные части минеральных примесей;

$T, P$  – соответственно температура и давление, под воздействием которых происходили преобразования исходного вещества;

$t$  – период времени углеобразования;

$\Pi$  – процессы (биохимические, химические и прочие), вызванные воздействием температуры, давления, времени и других факторов;

$O$  – открытость системы или возможность удаления флюидов.

Биохимические и химические процессы (П) происходившие на каждой из стадий углеобразования можно ориентировочно установить по изменению химического состава вещества и температуре, необходимой для получения углей искусственным путем. Глубина погружения пластов и проницаемость для флюидов вмещающих пород определяют, соответственно, давление (Р) и открытость системы (О). Продолжительность каждого периода определяется по геохронологической шкале. Например, для каменноугольного периода палеозойской эры она составляет 65 млн. лет [5]. Таким образом, для выявления опасных свойств угольных пластов, применяя разные подходы можно ориентировочно определить величины всех параметров, входящих в правую часть уравнения (1).

В качестве одного из примеров реализации рассмотренных подходов к выявлению опасных свойств угольных пластов предлагается таблица 1. Ее заполнение позволяет проследить изменения химического состава и свойств исходного материала в процессе углеобразования.

По мере необходимости или появления новых данных таблица 1 может быть уточнена и несколько расширена. В частности более детально могут быть представлены каменноугольная и антрацитовая стадии путем замены нескольких марок угля (Д, Г, К, Т, А) на более тонкую градацию согласно действующему ГОСТу промышленной классификации [6]. Пониманию происходивших много миллионов лет назад процессов углеобразования способствуют рассмотрение составленных элементов с учетом форм их нахождения в органической, горючей и минеральной частях углей. К таким составляющим, в первую очередь, относятся влага и сера. В углях они находятся в нескольких формах и существенно определяют их свойства. По наличию углерода в трех структурных группировках можно судить об особенностях изменения строения исходного угольного вещества [1]. Знание соотношений видов влаги, серы, углерода и других компонентов на разных стадиях углеобразования позволяет более дифференцированно рассматривать их влияние на появление того или иного свойства. Следовательно, чем больше строк и столбцов таблицы, аналогичной 1, можно заполнить достоверными (установленными с известной степенью точности) данными, тем выше вероятность установить склонность угольного пласта к тому или иному опасному свойству.

Выявление опасного свойства должно учитывать изменения элементного содержания исходного материала и внутреннего строения вещества и происходившие при этом биохимические и химические процессы, возможность образования новых соединений и их удаления из системы.



Таблица 1 – Примерный перечень классификационных показателей для выявления опасных свойств пластов для разных стадий углеобразования

№ п/п	Условия преобразования, состав и свойства	Стадии углеобразования							
		торфяная	буроугольная	переходная	каменно-угольная			переходная	антрацитовая
					Д	...	Т		
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	Условия преобразования: а) глубина; б) температура; в) открытость системы.								
2	Химический состав: а) органической части; б) влага; в) минеральные примеси.								
3	Продукты термического разложения: CH <sub>4</sub> , CO, CO <sub>2</sub> , H <sub>2</sub>								
4	Пластометрические показатели: Y, X и др.								
5	Теплотворная способность								
6	Пластометрические показатели: Y, X и др.								
7	Теплотворная способность								
8	Пластометрические показатели: Y, X и др.								
9	Теплотворная способность								
10	Выход нафталинового экстракта								
11	Физико-механические свойства: а) механическая прочность; б) пластичность; в) твердость; г) прочность; д) хрупкость; ж) дробимость.								
12	Тепло-физические свойства: а) теплоемкость; б) термическое расширение.								
13	Электромагнитные свойства: а) электросопротивление; б) диэлектрическая проницаемость; в) электрокинетические свойства водугольных суспензий; г) напряженность электромагнитного поля пылевого потока; д) эмиссия электронов высоких энергий.								
14	Параметры структуры, пористость и размеры надмолекулярных образований								

Учитывая результаты проведенных исследований и экспериментальных данных, известных из литературных источников, выявление любого опасного свойства угольного пласта необходимо проводить в следующем порядке:

- установить химический состав органической, горючей и рабочей массы угольного вещества;
- рассмотреть соотношение между составными частями угля;
- выявить особенности изменения внутренней структуры исходного материала;
- выбрать комплекс классификационных параметров, которые непосредственно могут определять то или иное опасное свойство угольного пласта;
- проанализировать достоверность выявления опасного свойства с помощью выбранного комплекса классификационных параметров. При необходимости внести количественные изменения в выбор комплекса классификационных параметров.

Предложенный подход к выявлению опасных свойств пластов позволяет научно обосновать применение каждого классификационного параметра.

Учитывая особенности углеобразования на разных стадиях, рассмотрим более детально предложенный порядок выявления опасных свойств угольных пластов. Функциональная зависимость содержания углерода в органической массе ( $C^0$ ) от суммы остальных ее компонентов (кислорода  $O^0$ , водорода  $H^0$  и азота  $N^0$ ) достаточно точно определяет соотношения между ними:

$$C^0 = f_1(O^0 + H^0 + N^0) = \frac{\sum O^0, H^0, N^0 + 97,9}{0,997}, \% \quad (2)$$

или

$$\sum O^0 + H^0 + N^0 = f_2(C^0) = -0,997 \cdot C^0 + 97,9, \% . \quad (3)$$

Значения эмпирических коэффициентов (-0,997, 97,9) в правых частях уравнений (2 и 3) являются постоянными для всего ряда степени метаморфизма. Зная процентное содержание углерода, с высокой точностью по уравнению (2) можно определить сумму остальных компонентов и наоборот, если неизвестна сумма элементных составляющих органической массы – по уравнению (3) можно рассчитать содержание углерода. Наряду с содержанием углерода, соотношение остальных компонентов определяет степень химического преобразования исходного материала, а следовательно и его свойства.

Если элементный состав органической массы углей одинаковый, то необходимо уточнить соотношение содержания углерода в различных структурных группах. Такое уточнение вызвано возможностью обладания разными физико-химическими свойствами при одинаковом элементном содержании углерода.

Аналогичные подходы к определению элементных составляющих должны сохраняться при установлении содержания влаги, серы и других компонентов, которые находятся в органической и минеральной частях углей с разными степенями физической и химической связи.

Выбор комплекса классификационных параметров должен быть обоснован исходя из природы самого опасного свойства. Например, для установления самовозгораемости углей в первую очередь необходимо выявить химически активную часть кислорода и серы, а также условия, приводящие к самовозгораемости. Для выявления выбросоопасности пластов необходим более широкий подбор классификационных параметров, характеризующих не только газоносность, физико-химические свойства и внутреннее строение углей, но и условия нарушения природного равновесного состояния системы газ-уголь при ведении горных работ.

*Выполнен анализ литературных источников и нормативных требований по выявлению или прогнозу опасных свойств угольных пластов. Предложено для выявления опасных свойств угольных пластов учитывать изменения комплекса классификационных параметров в отдельных диапазонах ряда ископаемых углей, с учетом природы этого свойства. Разработаны общие подходы и предложен порядок их выявления с учетом процессов, происходивших на всех стадиях углеобразования.*

*There was made the analysis of literary source and normative demands on exposure or prognosis dangerous characteristics of coal beds. There was suggested for exposure dangerous characteristics coal beds to take into account changes of classification parameters in separate diapasons of coals row. There were worked out the common approach and the order of its exposure with taking into account the processes which took place on all the stages of coal formation.*

### **Библиографический список**

1. Саранчук В.И., Темерова Г.П., Семененко В.К. Преобразование молекулярной структуры склонных к самовозгоранию каменных углей Донбасса в ряду метаморфизма // Сб. научных трудов. Структура и свойства ископаемых углей.- Киев.:Наукова Думка, 1986.- С. 3-17.

2. Гапеев А. А. Твердые горючие ископаемые (каустобиолиты).- М.:Госу-дарственное издательство геологической литературы, 1949.- 335 с.
3. Геологический словарь. том 2.- М.:Недра, 1973.- 456 с.
4. Антощенко Н.И., Сятковский С.Л. Зависимость свойств углей и их элементного состава от степени метаморфизма. // Уголь Украины.- 2001.- № 2-3.- С. 46-48.
5. Историческая геология с основами палеонтологии / Владимирская Е.В., Кагарманов А.Х., Спасский Н.Я. и др.- Л.:Недра, 1985.- 423 с.
6. ГОСТ 25543–88. Угли бурые, каменные и антрациты. Классификация по генетическим и технологическим параметрам: Введ. 01.01.90 – М.:Издательство стандартов, 1988.- 20 с.

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

*к.т.н. Чирок А.П.  
(Краснолучский горно-промышленный колледж,  
г. Красный Луч, Украина),  
к.т.н., доц. Сятковский С.Л.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **МОДЕЛЬ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО ОБМЕНА И ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ИМПУЛЬСНЫХ ПРОЦЕССОВ В МАССИВАХ ПОРОД ПРИ ВЕДЕНИИ ГОРНЫХ РАБОТ**

*Виконано аналіз відомостей про виникнення динамічних явищ при проведенні гірничих виробок. Встановлено, що першопричиною усіх динамічних (газодинамічних) процесів є порушення природного балансу енергії деформації і відновлення у зоні впливу гірничих виробок. Розроблено загальні положення моделі енергетичного обміну, які можливо використовувати при прогнозуванні імпульсних процесів в масивах порід при веденні гірничих робіт.*

На сегодняшний день имеется достаточное количество сведений о возникновении динамических явлений при проведении горных выработок в угольных шахтах. Установлено, что такие явления подчиняются достаточно устойчивым закономерностям, в частности, большинство из них возникает при проведении протяженных выработок. Их проявление характеризуется периодичностью и носит вероятностный характер. При этом разные типы явлений рассматриваются обособлено, как не имеющие общей физической природы и происходящие только в конкретных горно-геологических условиях. Возникновение того или иного типа динамического (газодинамического) явления связывают с определенным порядком залегания вмещающих пород, их физическими свойствами и сопутствующими горными работами (выемка угля, осуществление буровзрывных работ и др.). Такой подход позволяет объяснить конкретное явление только после изучения обстоятельств его возникновения, а прогнозирование обычно сводится, как правило, к рекомендациям, исключающим или сокращающим вероятность повторения подобных ситуаций.

Таким образом, разработка модели энергетического обмена для всех динамических (газодинамических) явлений и анализ причин возникновения и характера взаимодействия вызывающих их факторов, является актуальной научно-технической задачей, решение которой по-

зволит осуществлять прогнозирование и управление такими случайными процессами.

Идея работы заключается в предположении о единстве физической сущности динамических (газодинамических) процессов независимо от конкретного механизма их проявления.

Основными факторами, определяющими вероятность возникновения динамического явления и его интенсивность, как следствие перманентного баланса сил и энергий в зоне горной выработки являются длина очистного забоя и порядок залегания слоев [1, 2].

Установлено, что:

- динамический разлом возможен только при определенном порядке залегания пород почвы – если непосредственно под выработанным пространством расположен тонкий слой крепких пород, опирающийся на упругие пласты невысокой крепости;

- причиной возникновения усилий, вызывающих разрушение надработанных пород является их упругое восстановление после снятия нагрузки со стороны кровли;

- проявление динамических разломов носит случайный характер.

Первопричиной всех динамических (газодинамических) процессов является нарушение природного баланса энергии деформации и восстановления в зоне влияния горных выработок. При этом совершаемая работа расходуется на переход системы в новое равновесное состояние, как правило, посредством формоизменения. Если такой переход осуществляется за пренебрежимо малый промежуток времени, и его мощность превышает некоторое критическое значение, то соответствующее ему явление или процесс можно считать импульсным (или просто импульсом). Мощность представляет собой функцию времени при фиксированном уровне потенциальной энергии перехода, поэтому можно утверждать, что условия для импульса в конкретной точке массива формируются с определенной периодичностью и также представляют собой функцию времени. Следовательно, подобный подход к определению импульсного явления соответствует понятию случайного процесса.

Условием динамического (газодинамического) явления есть генерация достаточной энергии в некотором слое породы (пласте угля) – источнике энергии и ее накопление в слое-аккумуляторе. Импульсный процесс возможен только при определенном порядке залегания таких слоев и при наличии некоторого массива, способного отражать энергетические потоки – слоя-экрана.

В процессе ведения горных работ нарушается исходное равновесное состояние системы вмещающих пород. В результате возникают усилия, стремящиеся посредством формоизменения перевести систему в новое состояние равновесия. Эти усилия в совокупности с набором со-

ответствующих им виртуальных перемещений элементов массива определяют энергию деформации. Кроме горных работ, ее источником могут быть напряжения, вызванные различными геологическими процессами, если они способствуют повышению напряжений в нетронutom массиве.

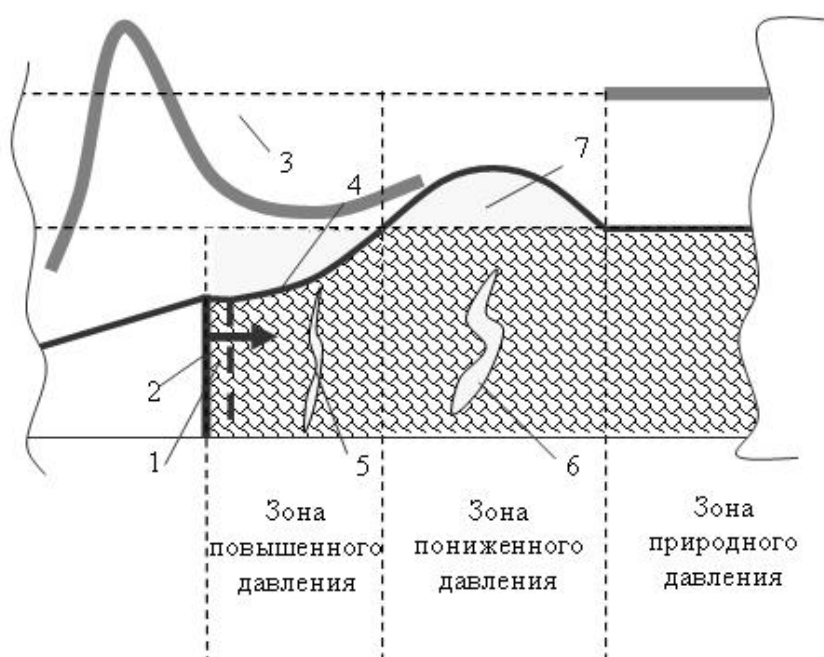
Энергия деформации, как правило, проявляется через упругое восстановление пород в зоне влияния выработки после снятия или уменьшения силового воздействия на них. Результатом такого процесса может быть образование полостей или областей аномально низкого давления, возможно, с повышенной трещиноватостью. Если такие полости или трещины появляются в газоносных пластах угля и вмещающих породах с повышенным содержанием флюидов, в том числе сорбированного и свободного газа, они могут заполняться и в дальнейшем проявлять себя как самостоятельный источник усилий. В зонах с пониженным давлением происходит процесс десорбции газа. При этом возможны, как минимум два варианта, позволяющих рассматриваемым объектам вносить дополнительное влияние в напряженное состояние массива:

1. После заполнения полости флюидами, особенно водой, она приобретает способность выдерживать некоторое внешнее давление, сохраняя свой объем. Этому способствуют нарушение каналов газо- и водооттока при деформации массива, существенное отличие в скорости обратимого процесса сорбции-десорбции газа и прочие факторы. В дальнейшем, при восстановлении исходного уровня давления трещины и полость полностью не закрываются. Это увеличивает общий объем массива и, соответственно, уровень его потенциальной энергии. Аналогичные процессы чередования разгрузки и перегрузки происходят, например, в зоне влияния очистной выработки впереди забоя, по мере приближения которого напряженное состояние угольного пласта изменяется по меньшей мере трижды (рис. 1).

2. Процесс десорбции является экзотермическим, поэтому газ может вносить самостоятельную добавку в энергию деформации. Суммарный уровень энергоемкости системы: слой породы или пласт угля (первичные источники энергии) - газовая полость или зона трещиноватости (вторичные источники энергии) может несколько превышать соответствующий показатель для массива, в котором отсутствуют флюиды. Массивы, включающие только первичные источники, будем условно называть механическими, а прочие физическими.

Процесс накопления энергии физическими источниками идентичен механическим. Что же касается их разгрузки, то при малых значениях деформации значительная часть энергии расходуется на активизацию вторичных источников энергии (формоизменение при раскрытии полостей, перекачка флюидов, экзотермические элементы процесса де-

сорбции и другие энергозатраты). Следовательно, часть энергии деформации расходуется внутри слоя и ее суммарная величина несколько ниже, чем у механических источников. В этом случае составляющие энергии, пропорциональные старшим порядкам относительного удлинения пренебрежимо малы.



- 1 – отжатый уголь;
- 2 – текущее положение забоя;
- 3 – кривая изменения горного давления в зоне влияния очистной выработки;
- 4 – кривая, характеризующая изменение положения кровли угольного пласта под воздействием горного давления;
- 5 – частично закрытая трещина;
- 6 – трещина, заполненная флюидом;
- 7 – полость, образовавшаяся в зоне пониженного давления на контакте угольного пласта с породным слоем непосредственной кровли;
- ➔ – направление подвигания очистного забоя.

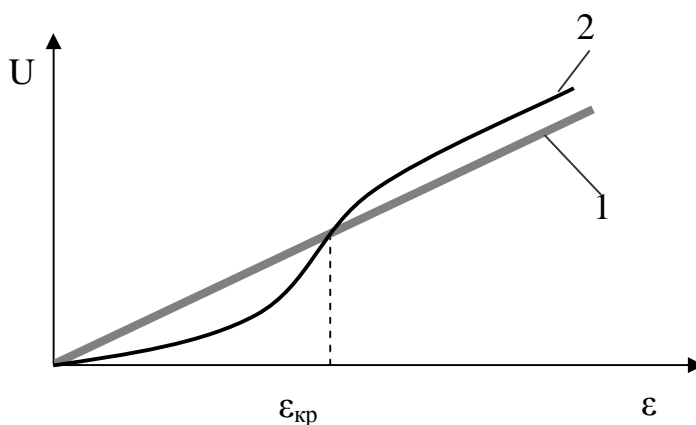
Рисунок 1 - Образование зон с различным напряженнодеформированным состоянием при подвигании очистного забоя

При возрастании деформации выше некоторого критического значения ( $\epsilon_{кр}$ ), вклад вторичных источников значительно увеличивается, и энергоемкость физических слоев начинает превышать данный показатель.

Для упрощения криволинейной зависимости, соответствующей



механическому источнику, приведем ее методом конформных отображений к линейному виду. Тогда предполагаемая характеристика энергоемкости физических источников будет иметь вид кривой 2, представленной на графике (рис. 2).



- 1 – механическая система (первичный источник энергии);  
 2 – физическая система (сумма первичного и вторичного источников энергии);  
 $\varepsilon_{кр}$  – критическое значение деформации.

Рисунок 2 - Графики взаимозависимости энергии деформации ( $U$ ) и относительной деформации ( $\varepsilon$ )

Реакцией массива на рост энергии деформации и соответствующее формоизменение является увеличение энергии восстановления, пропорциональной усилию в слое-источнике энергии и некоторому характерному размеру, прямо или косвенно определяющему взаимное смещение элементов массива (высота поднятия почвы при динамическом разломе, смещение мгновенного центра давлений при выбросе угля и газа и т. п.). Сам процесс формоизменения, в зависимости от скорости его продвижения, может происходить следующим образом:

- если выделение энергии, а следовательно и процесс деформирования, некоторым образом распределены в течении достаточно длительного промежутка времени (месяцы, годы), то он происходит без динамических разрывов и быстрого образования трещин. В этом случае нарушение сплошности определяется реологическими процессами, в том числе набуханием;

- если же энергия выделяется за пренебрежимо малый промежуток времени, практически мгновенно, то имеет место импульсный процесс.

Проявление процессов формоизменения в шахтных условиях может занимать и промежуточное положение между описанными крайними случаями.

Дополнительным фактором, существенно повышающим энергоемкость процесса, является наличие некоторого слоя-экрана, отражающего произвольно направленные энергетические потоки в сторону концентратора. Это является требованием необходимого коэффициента полезного действия.

Любой слой породы может выполнять функции как источника, так и концентратора энергии. Вопрос состоит лишь в том, при каком сочетании параметров будет достигнута необходимая для осуществления импульсного процесса мощность. Ее максимальное значение соответствует источникам с высокими значениями предела прочности, модуля упругости, предельно допустимой относительной деформации, а также газоносным слоям породы и угольных пластов. Что касается концентратора энергии, то предельная мощность процесса формоизменения достигается для пород с максимальной прочностью, крепостью, твердостью (в противном случае значительная часть накопленной энергии будет рассеяна), а так же минимальным значением модуля упругости и показателя проницаемости (иначе аккумулятор будет поглощать энергию).

Кроме того, определяющее значение на параметры процесса оказывает толщина каждого из слоев или некоторый иной характерный для них размер. В зависимости от типа выработки и горногеологических условий этот размер может изменяться или оставаться постоянным в процессе ведения горных работ. Что касается источника, то при увеличении любого из его геометрических параметров однозначно возрастает энергоемкость слоя. Следовательно, при увеличении характерного размера слоя породы (угольного пласта) мощность импульсного явления будет либо возрастать по линейному закону, если ось вдоль которой измерен характерный размер, совпадает с вектором перемещения забоя, либо расти, стремясь к насыщению. Зависимость свойств слоя, который является экраном, от подвигания забоя идентична. Применительно к аккумулятору, она имеет более сложный вид, оказывая комплексное воздействие на мощность процесса.

В процессе своего восстановления источник энергии 1 (см. рис. 2) оказывает силовое воздействие на концентратор, экран и прочие окружающие его массивы пород. Следовательно, возникает некоторый энергетический поток, поле которого в общем случае однородное нестационарное и имеет отрицательный градиент. Его плотность по мере удаления от поверхности слоя убывает вследствие рассеивания энергии по причине трения между слоями и блоками, упругих деформаций пород, процессов сорбции, вытеснения флюидов и других подобных явлений.

Аналогичные процессы протекают и в толще концентратора, что указывает на снижение мощности импульса по мере роста его толщины. С другой стороны, с увеличением его размеров количество накопленной энергии возрастает. Следовательно, имеется противоречие: при возрастании толщины увеличивается объем слоя, но убывает объемная плотность энергии. Иначе говоря, есть факторы, указывающие как на прямую, так и на обратную связь характерного размера концентратора и мощности импульса, т. е. логично предположить о существовании некоторого критического значения, при котором достигается максимальная мощность. Если величина данного параметра больше критического значения, слой поглощает слишком много энергии, в результате снижается как интенсивность так и вероятность импульса. При его меньшей величине рассматриваемое явление происходит, но при минимальном значении энергии. Вследствие чего образуется большое количество мелких трещин или микротрещин, скорее всего без негативных последствий для эксплуатации выработки.

Возможность импульсного процесса определяется не только наличием соответствующего набора пород с заданными свойствами, но и порядком их залегания. Концентратор энергии должен располагаться со стороны выработки, как правило, в нем и происходит импульсное явление. Далее следует источник и, возможно, экранирующий слой. Любой другой порядок расположения тех же пород не должен формировать условия для импульсного процесса. Например, применительно к динамическим разломам почвы, концентратором энергии могут являться слои непосредственной, а источником – породы основной почвы или близко-расположенный угольный пласт.

Как источник, так и концентратор энергии могут иметь как простое (состоять из слоя породы одного типа) так и сложное строение, включая несколько слоев, параметры которых удовлетворяют соответствующим требованиям. Однако в последнем случае при равенстве прочих условий (физико-механические свойства, толщина и др.), мощность процесса может существенно убывать по причине потерь энергии на трение между элементами слоев и оттока флюидов в трещины.

Следует отметить особое расположение источников и аккумуляторов энергии при формировании выброса угля и газа при очистных работах. В этом случае концентратором энергии является зона повышенного давления на разрабатываемый пласт, а источником энергии и концентратором служат вмещающие породы и другие зоны угольного пласта.

Вероятность динамического (газодинамического) явления, исходя из теории накопления энергии, при отсутствии слоя – аккумулятора, практически равна нулю. Выбросы же породы и газа при проведении

выработок по однородному слою песчаников происходят в угольных шахтах только при буровзрывных работах, которые являются дополнительным источником энергии.

Исходя из приведенных соображений, основными положениями модели энергетического обмена являются:

- импульсный процесс возможен только при определенном порядке залегания слоев пород с определенными свойствами (источников и концентраторов энергии);

- необходимым условием импульса является выделение достаточного количества энергии, оно состоит в превышении мощности процесса формообразования некоторого критического значения, являющегося характеристикой конкретного массива;

- параметры и вероятность импульсного процесса непосредственно определяются толщиной (или иным характерным размером) концентратора энергии;

- мощность и вероятность импульса возрастают при наличии слоя породы, обладающей достаточной прочностью и низкой проницаемостью – экрана;

- работа импульсного процесса пропорциональна разности между энергиями деформации и восстановления и не зависит от характера импульсного явления;

- баланс между составляющими энергий деформации и восстановления может по разному изменяться по мере подвигания забоя выработки, однако, в любом случае каждый импульсный процесс способствует его восстановлению;

- энергоемкость импульса ( $e$ ) определяется некоторым характерным размером –  $l$  (например, длиной динамического разлома), виртуальным перемещением ( $h$ , величиной поднятия почвы) под действием вызвавшего его усилия и показателем демпфирования ( $\gamma$ ), характеризующим рассеивание энергии концентратором;

- увеличение характерного размера ( $l$ ) приводит к росту как параметра  $h$  так и величины  $\gamma$ .

Основным параметром, характеризующим импульсный процесс, является его энергоемкость. Для его анализа можно использовать относительный показатель:

$$\varepsilon_i = \frac{W_i}{W_e}, \quad (1)$$

где  $W_i$  - энергия  $i$ -го фактора;

$W_2$  – виртуальная энергия горного давления на соответствующей глубине.

Общие положения предложенной модели не противоречат практическим рекомендациям [3] о возможности предотвращения внезапных разрушений почвы путем изменения расстояния от места заложения выработки до надрработанного угольного пласта (источника энергии) и позволяют в детализированных вариантах применить их для обоснования мероприятий по предотвращению других видов газодинамических (динамических) явлений. Например, при вскрытии угольных пластов и пропластков (мощностью более 0,3 м) осуществление противовыбросных мероприятий, в зависимости от технологии проведения выработок и угла падения производят при приближении забоя к пласту на расстояние по нормали не менее 2 -4 м. Отмена этих мероприятий разрешена после отхода забоя от пласта на такие же расстояния [3]. В данном случае документом не учитывается физико-механические свойства и мощность слоя пород (аккумулятора энергии), который пересекает выработка перед вскрытием угольного пласта.

*Выполнен анализ сведений о возникновении динамических явлений при проведении горных выработок. Установлено, что первопричиной всех динамических (газодинамических) процессов является нарушение природного баланса энергии деформации и восстановления в зоне влияния горных выработок. Разработаны общие положения модели энергетического обмена, которые можно использовать при прогнозировании импульсных процессов в массивах пород при ведении горных работ.*

*There was made the analysis of information about the origin of dynamical phenomena by mining working. The initial case of all dynamical (gas dynamical) processes is the violation of natural balance energy deformation and reduction in the mine working zone. There were worked out the common positions of energy exchange model, which can be used by prognosis impulse processes in the rocks of mine working.*

### **Библиографический список**

1. Антощенко Н. И., Чирок А. П. Прогнозирование динамических разломов почвы выработки в угольных шахтах/ Уголь Украины.-, № 4.- 2005.- С. 36-39.

2. Антощенко Н. И., Чирок А. П. Общая теория динамических и газодинамических явлений в угольных шахтах как суть импульсных процессов / Вестник МАНЭБ.- т.11.- №4(100).- 2006.-С., 28-35.

3. Инструкция по прогнозу и предупреждению внезапных прорывов метана из почвы горных выработок/ А. М. Морев, Л. А. Складов, И. М. Большинский и др.-. МакНИИ.- 1987.-29 с.

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

*к.т.н., проф. Рутковский Ю.А.,  
к.т.н., доц. Рутковский А. Ю.,  
к.т.н., доц. Подлипенская Л. Е.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ РЕЗОНАНСНЫХ КОЛЕБАНИЙ ДАВЛЕНИЯ ВО ВСАСЫВАЮЩЕЙ СИСТЕМЕ ПОРШНЕВОГО КОМПРЕССОРА НА НАПОЛНЕНИЕ ЦИЛИНДРА ВОЗДУХОМ**

*Наведено результати експериментального дослідження впливу коливань тиску газу в усмоктувальному трубопроводі на ефективність використання резонансного наддуву для підвищення продуктивності поршневого компресора. Отримано емпіричні формули для визначення ступеня підвищення тиску газу в усмоктувальному трубопроводі при різних конструкціях й опорах всмоктувальних клапанів. Дано аналіз індикаторної діаграми поршневого компресора при наявності резонансних коливань тиску газу в усмоктувальному трубопроводі.*

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

Главной целью использования резонансного наддува на практике является повышение производительности действующего поршневого компрессора. Для поршневых компрессоров с цилиндрами двойного действия достижение резонансного наддува осуществляется путём настройки всасывающей системы на резонанс, т.е. на совпадение частоты собственных колебаний давления газа с частотой возмущающих импульсов по второй гармонике ( $m = 2$ ), при котором положительное значение амплитуды колебания давления совпадает с моментом закрытия всасывающих клапанов при положении поршня в мёртвых точках. Осуществление резонансного наддува не требует капитальных затрат. Поэтому этот способ повышения производительности действующих компрессоров привлекает внимание всё большего числа специалистов, заинтересованных в повышении эффективности действующих компрессорных машин, снабжающих предприятие сжатым воздухом.

**Анализ исследований и публикаций.** На значительное влияние колебаний давления на наполнение цилиндра газом указывается в работах [2 – 5]. Подчёркивается, что колебания давления во всасывающем патрубке отражаются на наполнении цилиндра газом тем больше, чем выше оказывается давление к концу всасывания. Амплитуда колебания

давления в патрубках в отдельных случаях достигает 25% от номинального давления и влияние таких колебаний весьма велики [ 3 ].

**Постановка задачи и метод исследования.** Недостаточная изученность влияния колебаний давления на режимы работы поршневых компрессоров приводит к рекомендациям по усложнению конструкций всасывающих систем с целью снижения пульсаций давления, например, путём установки буферных емкостей [ 5 ].

Учитывая, что во всасывающем трубопроводе, независимо от конструкции всасывающей системы, из-за периодических процессов всасывания, всегда имеются пульсации давления газа, усиливающиеся по мере приближения частоты собственных колебаний газа в трубопроводе  $\omega_0$  к частоте вынуждающих колебаний по главной гармонике  $2\omega$ , т.е. к резонансу, представляется необходимым комплексное исследование влияния колебаний давления на коэффициент наполнения  $\lambda_H$  и коэффициент подачи  $\lambda$ , а следовательно, на действительную производительность компрессора.

Коэффициент наполнения цилиндра, учитывающий уменьшение производительности действительного компрессора по сравнению с теоретической, определяется формулой [3]:

$$\lambda_H = \frac{V_{вс}}{V_h} = \lambda_0 \lambda_p \lambda_T, \quad (1)$$

где  $V_{вс}$  - объём поступающего в цилиндр газа при номинальном давлении  $P_{вс}$  и номинальной температуре  $T_{вс}$  во всасывающем патрубке цилиндра, м<sup>3</sup>;

$V_h = FS$  - рабочий объём цилиндра (объём, описываемый поршнем), м<sup>3</sup>;

$F$  - площадь поршня, м<sup>2</sup>;

$S$  - ход поршня, м;

$\lambda_0$  - объёмный коэффициент, учитывающий потерю рабочего объёма цилиндра из-за расширения газа из вредного пространства;

$\lambda_p$  - коэффициент давления, учитывающий уменьшение рабочего объёма за счёт влияния пониженного давления в конце всасывания на наполнение цилиндра;



$\lambda_T$  - тепловой коэффициент, учитывающий уменьшение массы газа из-за повышения его температуры за счёт теплообмена между горячими стенками цилиндра и всасываемым газом, а так же за счёт дросселирования газа при прохождении его через всасывающие клапаны.

Существенным недостатком формулы (1) является то, что она не учитывает влияние колебаний давления во всасывающем трубопроводе на наполнение цилиндра газом, а следовательно, на производительность компрессора.

Основной целью исследования является выяснение характера изменения этих коэффициентов и производительности компрессора в целом в зависимости от длины и диаметра всасывающего трубопровода в дорезонансной ( $L_{вс} < L_{рез}$ ), резонансной ( $L_{вс} = L_{рез}$ ) и зарезонансной ( $L_{вс} > L_{рез}$ ) областях, определяемых типом компрессора, конструкцией и гидравлическим сопротивлением всасывающих клапанов.

Методика экспериментального исследования испытанных компрессоров состояла в том, что всасывающий трубопровод отключался, а затем наращивался короткими отрезками труб длиной 0,1...0,5 м от 0 до  $L_{вс} \gg L_{рез}$ . При каждой фиксированной длине определялись значения производительности, мощности на валу компрессора, температуры воздуха во всасывающих и нагнетательных патрубках цилиндров первой и второй ступеней. Пневмоэлектрическим индикатором МАИ-2 записывались кривые изменения давления во всасывающем патрубке и в полостях цилиндров компрессора в зависимости от угла поворота коленчатого вала.

**Изложение материала и его результаты.** Сравнение теоретических показателей с действительными значениями величин произведено на основании результатов экспериментальных исследований лабораторной компрессорной установки ЗИФ ШВКС-5 (рис.1) и поршневого компрессора ВП-50/8М, проведенных на испытательном стенде Краснодарского завода-изготовителя [6]. Компрессор ВП-50/8М испытывался с кольцевыми клапанами типа К-180 и прямоточными типа ПИК.

На рис.2 показаны циклограммы колебаний давления во всасывающем трубопроводе компрессора ЗИФ ШВКС-5, записанные индикатором МАИ-2. Как видно, при приближении длины всасывающего трубопровода к резонансному значению ( $\bar{L}_{вс} = 1$ ), амплитуда колебания давления  $A$  достигает максимального значения, равного  $0,2 \text{ кгс/см}^2$  ( $19,6 \cdot 10^3 \text{ Па}$ ) при резонансной длине  $L_{вс} = L_{рез} = 1,8 \text{ м}$ . При дальнейшем

удлинении происходит сдвиг фазы колебания давления относительно мертвых точек.

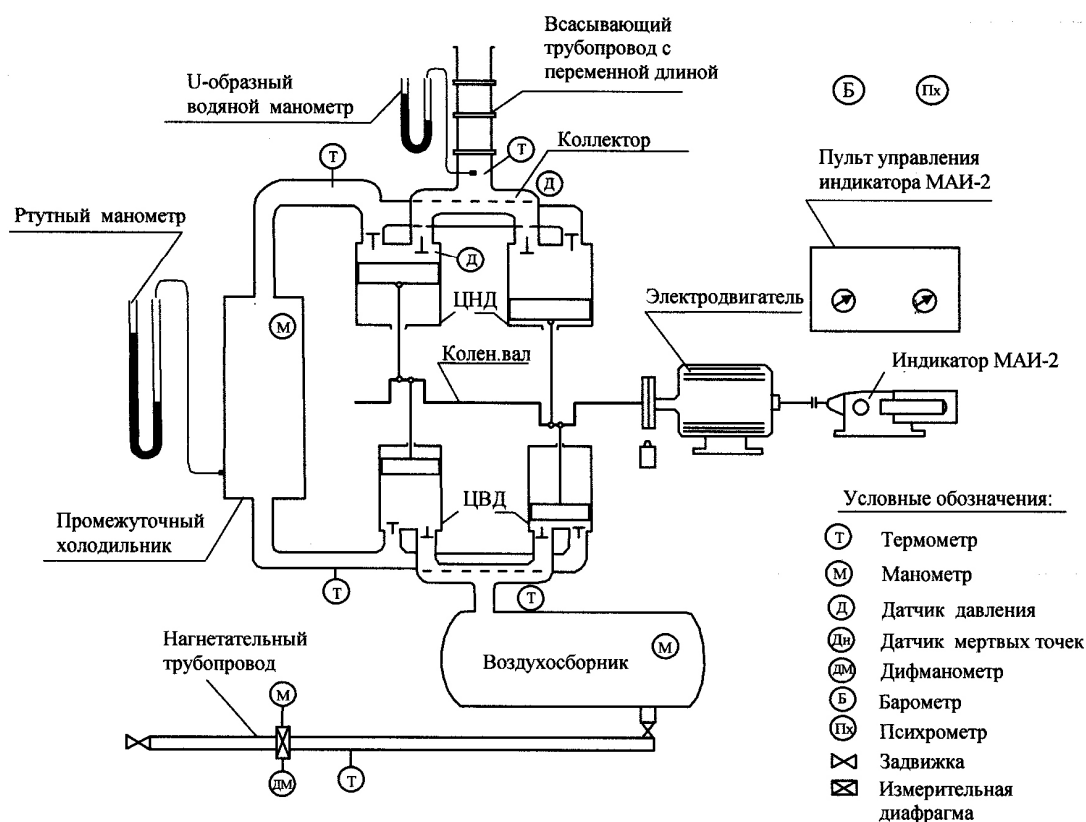


Рисунок 1 – Экспериментальная лабораторная установка на базе компрессорной станции ЗИФ ШВКС-5

Относительная длина всасывающего трубопровода определяется по формуле:

$$\bar{L}_{вс} = \frac{L_{вс}}{L_{рез}}, \quad (2)$$

где  $L_{вс}$  - длина всасывающего трубопровода;

$L_{рез}$  - оптимальная резонансная длина всасывающего трубопровода, при которой достигается максимальная производительность [1].

Производительность компрессора увеличилась в этом режиме на 9,5 %.

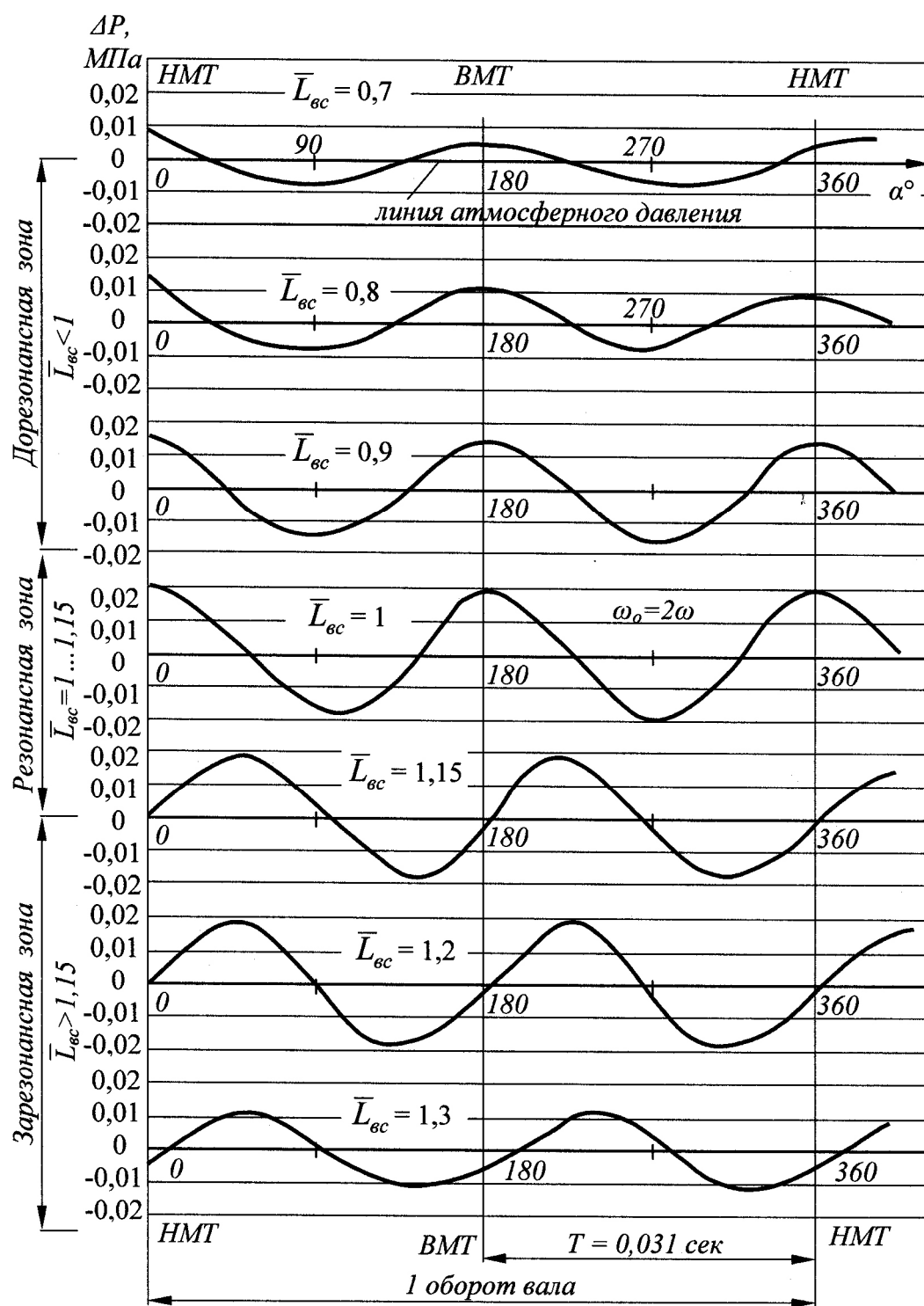


Рисунок 2 – Сопоставление циклограмм колебания давления во всасывающем трубопроводе компрессора ЗИФ ШВКС-5 при переходе всасывающей системы через резонанс

Условием резонанса является совпадение частот

$$\omega_0 = 2\omega, \quad (2)$$

где  $\omega_0$  - частота собственных колебаний газа в трубопроводе;

$\omega$  - частота вынужденных колебаний, определяемая частотой вращения коленчатого вала компрессора и конструкцией цилиндра первой ступени (одностороннего или двухстороннего действия).

Распространяясь в полость цилиндра при всасывании, колебания давления отражаются на форме и площади индикаторной диаграммы, а следовательно, на значениях индикаторной работы и мощности компрессора (рис.3).

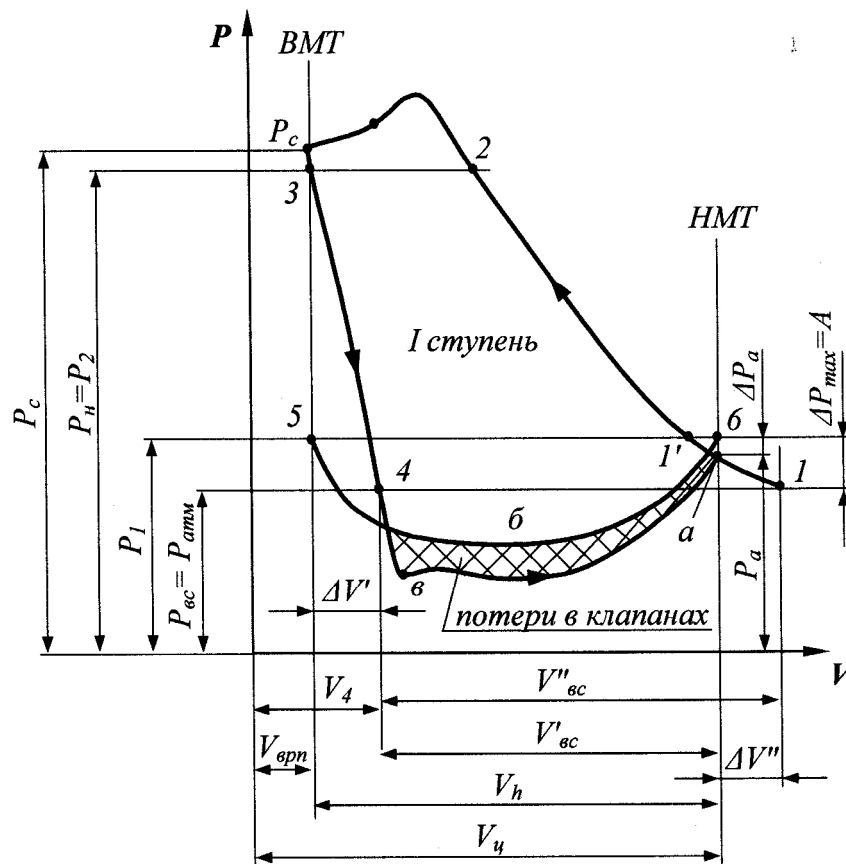


Рисунок 3 – Индикаторная диаграмма действительного цикла поршневого компрессора при использовании резонансного наддува

Кривая 5–б–б - изменение давления в СТВ при резонансе по второй гармонике, построенной по зависимости (3).

Кривая в–а – изменение давления в цилиндре в процессе всасывания газа.

СТВ – стандартная точка всасывания.

Кривая 5-б-б соответствует давлению газа во всасывающем патрубке (в СТВ) цилиндра первой ступени, которое изменяется во времени согласно зависимости [7]

$$P = P_{\text{вс}} + A \sin(2\alpha + 90^\circ), \quad (3)$$

где  $P_{\text{вс}}$  - абсолютное номинальное давление в СТВ, принимаемое равным атмосферному давлению  $P_{\text{атм}}, \frac{\text{Н}}{\text{м}^2}$ ;

$A$  - амплитуда колебаний давления в трубопроводе,  $\frac{\text{Н}}{\text{м}^2}$ ;

$\alpha$  - угол поворота кривошипа.

Таким образом, кривая 5-б-б представляет собой синусоиду, перестроенную для координат  $P - V$  по формуле (принимая длину шатуна, равной бесконечности)

$$S = R(1 - \cos \alpha),$$

где  $R$  - радиус кривошипа, м.

По записям циклограмм колебаний давления и из формулы (3) видно, что при нахождении поршня в мертвых точках ( $\alpha = 0$  и  $\alpha = 180^\circ$ ), давление в трубопроводе перед клапанами будет достигать максимального значения, равного

$$P_1 = P_{\text{вс}} + A = P_{\text{вс}} + \Delta P_{\text{max}}, \quad (4)$$

где  $\Delta P_{\text{max}} = A$  - максимальное превышение абсолютного давления газа во всасывающем трубопроводе над атмосферным, равное амплитуде колебания давления  $A$ .

Для количественной оценки влияний колебания давления на наполнение цилиндра газом введем параметр - степень повышения давления во всасывающем трубопроводе.

Степень повышения давления газа в процессе его колебания во всасывающем патрубке по второй гармонике определялась по формуле:

$$\varepsilon_{mp} = \frac{P_1}{P_{\text{вс}}} = \frac{P_{\text{вс}} + A}{P_{\text{вс}}} = 1 + \frac{A}{P_{\text{вс}}}. \quad (5)$$

На рисунке 4 показаны экспериментальные зависимости степени повышения давления в трубопроводе  $\varepsilon_{mp}$  от относительной длины всасывающего трубопровода  $\bar{L}_{вс}$  для разных типов компрессоров с различными по конструкции и обладающими разным сопротивлением всасывающими клапанами.

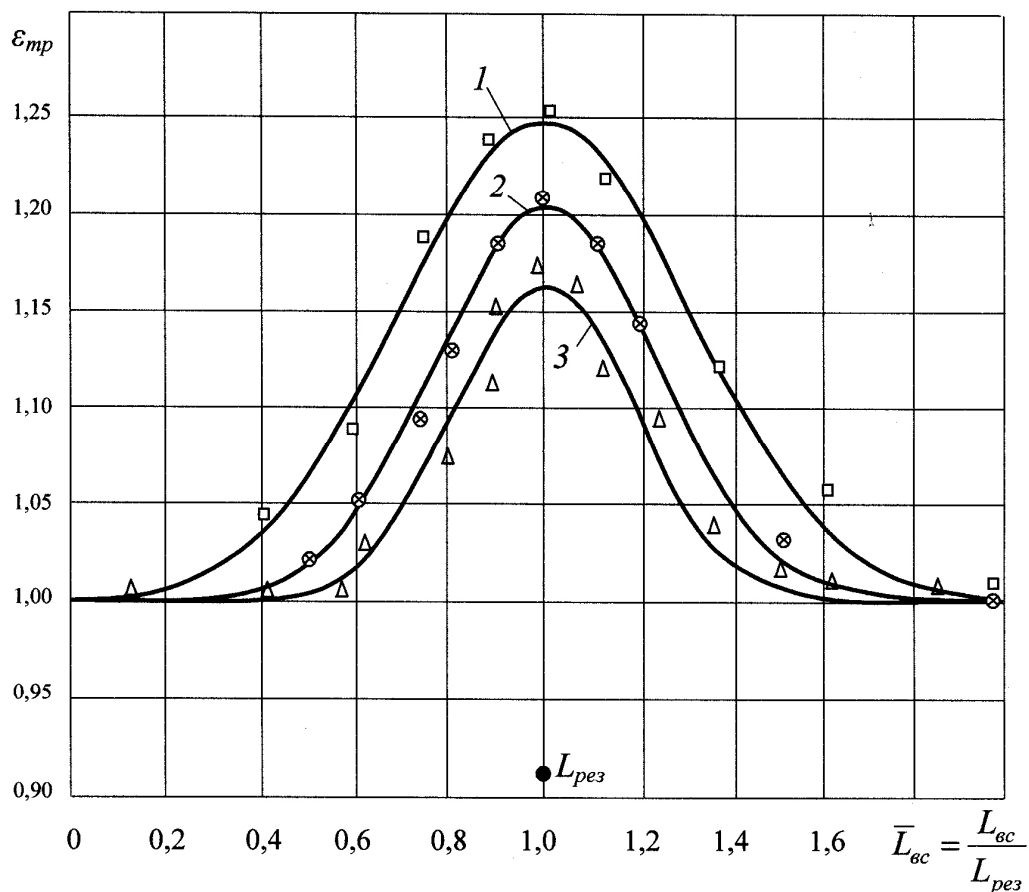


Рисунок 4 - Зависимость степени повышения давления  $\varepsilon_{mp}$  во всасывающем трубопроводе поршневых компрессоров от относительной длины всасывающего трубопровода ( $\bar{L}_{вс}$ ):

- 1 - компрессор ВП-50/8М (прямоточные клапаны,  $L_{рез}=4,1$  м;  $n=375 \frac{об}{мин}$ );
- 2 - компрессор ВП-50/8М (кольцевые клапаны,  $L_{рез}=4,1$  м;  $n=375 \frac{об}{мин}$ );
- 3 - компрессор ЗИФ ШВКС-5, (тарельчатые клапаны,  $L_{рез}=1,8$  м;  $n=960 \frac{об}{мин}$ )

Кривые, представленные на рис. 4, получены путём математической обработки экспериментальных данных методом наименьших квад-

ратов [8]. Как видно, они носят экспоненциальный характер, приближающийся к типу кривых Гаусса. При этом были получены корреляционные отношения  $R$ : для кривой 1 –  $R_1=0,986$ , для кривой 2 –  $R_2=0,984$ , для кривой 3 –  $R_3=0,954$ . Значения  $R$  близки к единице, что свидетельствует о сильной корреляционной связи между кривыми рисунка 4 и экспериментальными данными. Относительная погрешность модельных кривых составляет 0,9%.

На основании проведенного анализа получены эмпирические зависимости степени повышения давления во всасывающем трубопроводе от его относительной длины при различных по конструкции всасывающих клапанах:

а) прямооточные клапаны

$$\varepsilon_{mp} = 0,247e^{-5,37(\bar{L}_{вс}-1)} - 1 \quad (6)$$

б) кольцевые клапаны

$$\varepsilon_{mp} = 0,204e^{-9,43(\bar{L}_{вс}-1)} - 1 \quad (7)$$

в) тарельчатые клапаны

$$\varepsilon_{mp} = 0,162e^{-13,59(\bar{L}_{вс}-1)} - 1 \quad (8)$$

Формулы (6), (7) и (8) позволяют дать количественную оценку влияния пульсаций давления во всасывающем трубопроводе на коэффициент наполнения цилиндра  $\lambda_n$  и производительность действительного компрессора.

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

Полученные эмпирические зависимости степени повышения давления газа во всасывающем трубопроводе при различных по конструкции и сопротивлению всасывающих клапанах дают возможность всесторонне рассмотреть сложную картину газодинамических процессов в системе «всасывающий трубопровод – всасывающий клапан – цилиндр», отражающихся на технических характеристиках компрессора.

Для полной оценки всех факторов, влияющих на наполнение цилиндра газом и на производительность компрессора в режимах резонансного наддува, представляется необходимым дальнейшее изучение влияния колебаний давления газа во всасывающем трубопроводе на температурные режимы компрессора и на уменьшение значения теплового коэффициента, а следовательно, производительности компрессора.

Конечной целью исследования является получение характеристик компрессора, т.е. зависимостей производительности, мощности, удель-

ных показателей и температуры в газовых коммуникациях компрессора от параметров (длины и диаметра) всасывающего трубопровода, позволяющих выбрать наиболее оптимальный вариант работы, исходя из конкретных условий эксплуатации компрессора.

*Приведены результаты экспериментального исследования влияния колебаний давления газа во всасывающем трубопроводе на эффективность использования резонансного наддува для повышения производительности поршневого компрессора. Получены эмпирические формулы для определения степени повышения давления газа во всасывающем трубопроводе при разных конструкциях и сопротивлениях всасывательных клапанов. Дан анализ индикаторной диаграммы поршневого компрессора при наличии резонансных колебаний давления газа во всасывающем трубопроводе.*

*The results of experimental examination influence oscillations pressure of gas in the inhausting pipeline on efficiency use of resonant pressurization for pinch of productivity the piston compressor are given. The empirical formulas for definition of a degree pinch of pressure of gas in the inhausting pipeline are obtained at different constructions and resistances inhausting of valves. The analysis of an indicator diagram of the piston compressor is given at presence of resonant oscillations of pressure of gas in the inhausting pipeline.*

#### **Библиографический список**

1. Рутковский Ю.А. Использование резонансного наддува для повышения эффективности поршневых компрессоров // Компрессорное и энергетическое машиностроение. - 2008 - №2 (12) - С.87 - 92.
2. Лавренченко Г.К., Швец С.Г. Основы теории резонансного наддува поршневых компрессоров // Компрессорное и энергетическое машиностроение. - 2006. - №1 (3) - С. 31 - 38.
3. Френкель М.И. Поршневые компрессоры. - Л.: Машиностроение, 1969.-742 с.
4. Пластинин П.И. Поршневые компрессоры. Том 1 Теория и расчёт. -М.:Колос, -2000.-456с.
5. Видякин Ю.А., Доброклонский Е.Б., Кондратьева Т.Ф. Оппозитные компрессоры. - Л.: Машиностроение, 1979. - 279 с.
6. Рутковский Ю.А. Работа поршневого компрессора при наличии колебаний давления газа во всасывающем трубопроводе // Компрессорное и энергетическое машиностроение - 2008 - №3 (13) - С. 83-92.



7. Гогин Ю.Н., Рутковский Ю.А. , Усачёв М.Г. - Оптимальные режимы работы поршневых компрессоров // Вестник машиностроения. - 1967 - №11 - С. 47-50.

8. Дунин - Барковский И.В., Смирнов Н.В. Теория вероятностей и математическая статистика в технике. - М.: Гос. из-во техн-теоретической литературы, 1955. - 556 с.

**Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Луценко В.А.**

к. геол.-минер. н. Шкурский Е.Ф.,  
к. геол.-минер. н. Лисица В.Е.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

## ОЦЕНКА СТЕПЕНИ ИЗМЕНЕНИЯ ТЕКТОНИЧЕСКОЙ НАРУШЕННОСТИ ПОРОД УГЛЕННОЙ ТОЛЩИ С ГЛУБИНОЙ В СЕВЕРНОЙ ЗОНЕ МЕЛКОЙ СКЛАДЧАТОСТИ ДОНБАССА

*Стаття присвячена виявленню змінення рівня тектонічної порушеності гірських порід вугленосної товщі північної зони мілкої складчатості Донбасу. Показано, що порушеність вугленосного масиву зростає до глибини 700-800 м, а надалі поступово зменшується, що надає можливість прогнозування її інтенсивності з глибиною.*

В настоящее время основная добыча угля в Донецком бассейне ведется из механизированных лав на пологих падениях угольных пластов. В этой связи оценка изменения степени тектонической нарушенности угольных пластов с глубиной приобретает особую важность для планирования очистных горных работ.

Оценка уровня тектонической нарушенности и изменения его с глубиной производилась с применением методики выделения дефектов плотности горных пород в геологоразведочных скважинах, включающей в себя интерпретацию аномальных значений на кривых кажущихся сопротивлений ( $K_{C_{ГЗ}}$ ,  $K_{C_{ПЗ}}$ ), гамма-гамма каротажа (ГГК), кавернометрии (КМ), акустического каротажа ( $\lg \frac{A_1}{A_2}, \Delta T$ ), следы тектонической

активности в керне (борозды, штрихи, «шрамы», «зеркала скольжения» и т.д.), недостаточный выход и кусковатость керна и т.п. (рис. 1).

Общая площадь Алмазно-Марьевского и Селезневского геолого-промышленных районов составляет около 2500 км<sup>2</sup>. Средне- (амплитуда разрывов Н – 10-100 м) и крупноамплитудная (Н более 100 м) тектоника достаточно полно освещены в геологических отчетах о разведке участков и шахтных полей.

Изучение малоамплитудной тектонической нарушенности (дефектов плотности) площади производилось по разреженной сети равномерно расположенных скважин с учетом того, что разведанность характеризуется достаточно плотной сетью.

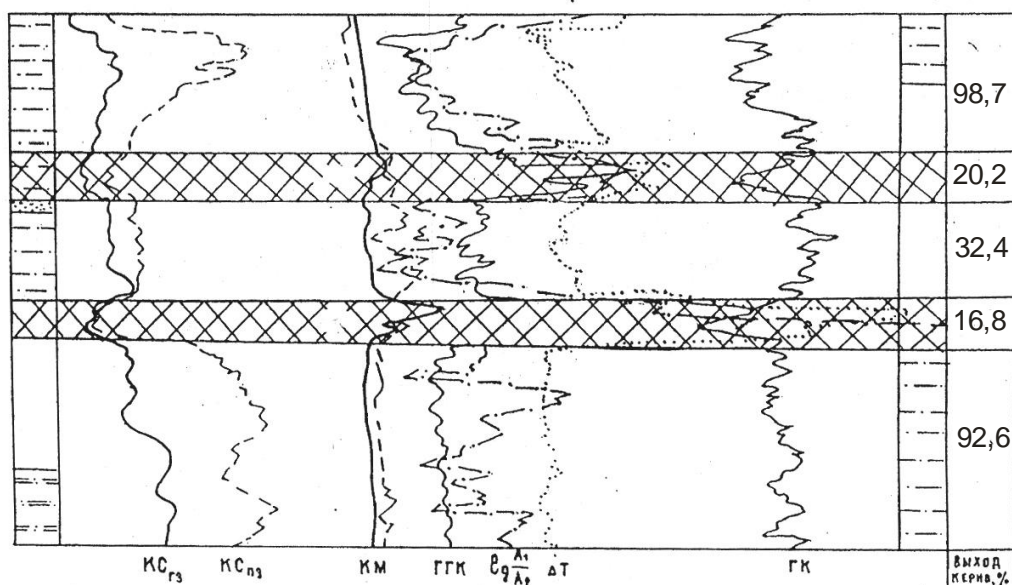


Рисунок 1 - Выделение тектонически нарушенных зон в скважинах по комплексу геолого-геофизических данных

$$\text{КС}_{гз}, \text{КС}_{пз}, \text{КМ}, \text{ГГК}, \lg \frac{A_1}{A_2}, \Delta T, \text{ГК}$$

Одним из главных условий выбора скважины для определения уровня тектонической нарушенности явилось наличие качественной документации по керну горных пород и полного комплекса геофизических исследований в поисковом масштабе 1:200.

Всего для анализа привлечены 268 скважин, пробуренных в 60-90 гг. двадцатого столетия, когда в Донбассе были системно поставлены геологоразведочные (буровые и геофизические) работы.

Глубины скважин колебались от 900 до 1800 м.

Всего исследовано 9646 дефектов плотности горных пород в геологоразведочных скважинах. Кроме того, по горным выработкам шахт изучены 3578 малоамплитудных (Н до 10 м) разрывов до глубины 900 м. Оценено изменение уровня тектонической нарушенности пород угленосной толщи по данным геологоразведочных и горных работ. Геологические разрезы скважин разбивались на стометровые интервалы, причем интервал 0-100 м исключался, как непредставительный в связи с влиянием процессов выветривания на плотность горных пород.

Данные о количестве тектонически нарушенных зон (дефекты плотности) сгруппированы по стометровым интервалам глубин. Проверился характер распределения элементов объемной характеристики тектонически нарушенных зон. Наиболее часто на практике используется нормальный закон распределения (закон Гаусса). Это объясняется самой сущностью задачи, которая заключается в том, что исследуется

случайная величина, сформулированная большим числом факторов. Опираясь на соответствующие предельные теоремы теории вероятности, приходим к нормальному закону распределения.

Распределение изученных 9646 дефектов плотности в геологоразведочных скважинах по интервалам глубин приведены в таблице 1.

Таблица 1 - Распределение дефектов плотности в геологоразведочных скважинах по интервалам глубин

№ п/п	Нижняя граница интервала, м	Среднее количество дефектов плотности, шт
1	200	9,8
2	300	9,2
3	400	10,2
4	500	11,0
5	600	11,5
6	700	11,9
7	800	14,6
8	900	18,2
9	1000	10,6
10	1100	10,2
11	1200	8,5
12	1300	8,0
13	1400	8,4
14	1500	6,0
15	1600	4,5
16	1700	3,8
17	1800	3,5

Результаты обработки данных свидетельствуют о том, что до интервала 700-900 м (рис. 2) количество тектонически нарушенных зон (дефектов плотности) изменяется в пределах 9,2-9,8 (на 100 м разреза скважин) в интервале 100-300 м, 10,2-11,9 в интервале 400-700 м до 14,6-18,2 в интервале 700-900 м.

Обращает на себя внимание тот факт, что если в интервале 100-700 м темп нарастания количества тектонически нарушенных зон (дефектов плотности) на 100 м скважины составляет плюс 0,43, то в интервале 900-1800 м составляет минус 0,79 соответственно. Интервал 700-900 м резко выпадает из общего графика и является переходным (14,6 и 18,2 зоны на 100 м соответственно). Интенсивность тектонических проявлений в интервале резко увеличивается по сравнению с интервалами 100-700 и 900-1800 м.

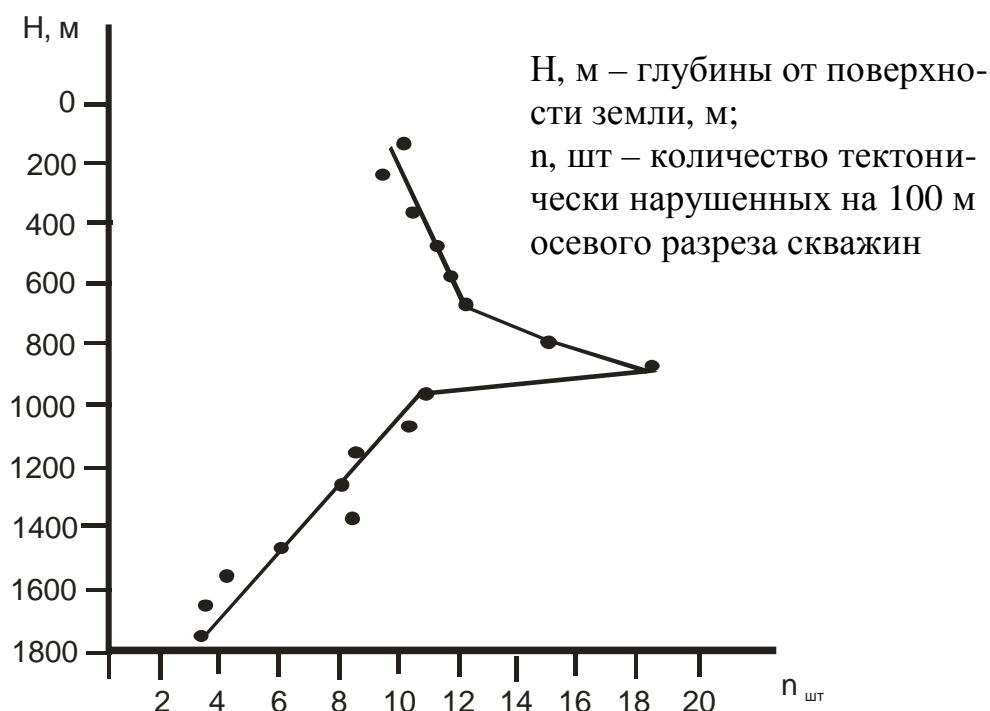


Рисунок 2 – График изменения уровня тектонической нарушенности угленосной толщи с глубиной по данным геологоразведочных работ

Следует заметить, что уровень тектонической нарушенности (количество дефектов плоскости) увеличивается до глубины 700 м практически линейно и с глубины 900 м начинает снижаться также практически линейно.

Из этого следует, что зона до глубины 700 м является более тектонически подвижной, чем зона 900-1800 м.

С учетом того факта, что разбивка по интервалам глубин производилась в современных глубинах, можно предположить наличие современных тектонических движений (преимущественно горизонтальных). Выше глубины 700 м напряжения разрешаются в виде тектонических разрывов и трещиноватости, а ниже этих глубин тектонические напряжения закладываются в упругие деформации и в этой связи количество дефектов плотности постепенно снижается. На это же указывает тот факт, что с глубиной постепенно снижаются амплитуды средне- и крупноамплитудных надвигов. Кстати, с этих же глубин в Донецком бассейне начинают отмечать и спровоцированные механическим воздействием внезапные выбросы песчаников.

Изучен уровень изменения ряда других характеристик угленосной толщи, в частности физико-механической характеристики песчаников (наиболее жестко реагирующих на силовые воздействия), удельной величины встречи малоамплитудных разрывов очистными горными работами (шт/1 км<sup>2</sup>) и т.д. (таблица 2).

Таблица 2 - Изменение горно-геологических параметров угленосной толщи с глубиной

Изменение горно-геологических параметров угленосной толщи с глубиной	Ед. измерения	Глубина от земной поверхности, м																	
		100	200	300	400	500	600	700	800	900	1000	1100	1200	1300	1400	1500	1600	1700	1800
Количество малоамплитудных разрывов на 1 км <sup>2</sup> очистных горных выработок	1/км <sup>2</sup>	-	-	16	24	26	30	41	50	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
Количество нарушенных зон на 100 м осевого разреза скважины	шт.	-	9,8	9,2	10,2	11,0	11,5	11,9	14,6	18,2	10,6	10,2	8,5	8,0	8,4	6,0	4,5	3,8	3,5
Количество поглощающих скважин по интервалам глубин	%	-	9,3	8,0	9,5	9,0	10,9	11,0	8,4	4,5	4,0	5,7	4,0	3,5	2,0	2,0	1,9	1,8	1,5
Изменения объемного веса песчаников с глубиной	г/см <sup>3</sup>	-	-	2,62	2,61	2,61	2,58	2,56	2,58	2,52	2,56	2,56	2,58	2,6	2,61	2,62	2,59	2,62	2,63
Изменение проницаемости песчаников с глубиной	м <sup>3</sup> /час	-	-	-	-	0,07	0,15	0,41	0,53	0,13	0,08	0,17	0,08	0,11	0,05	0,07	0,05	0,05	0,02
Изменение пластичности песчаников с глубиной	%	-	-	-	-	1,63	1,68	1,71	1,81	1,99	1,68	1,75	1,68	1,65	1,72	1,75	1,77	1,75	1,77

При сравнении темпов изменения степени тектонической нарушенности угольных пластов по данным очистных и геологоразведочных работ оказалось, что темпы увеличения в обоих случаях в интервале 0-800 м (глубина развития очистных горных работ) совпадают (рис. 2,3), что однозначно указывает на адекватность явлений в интервале 0-800 м.

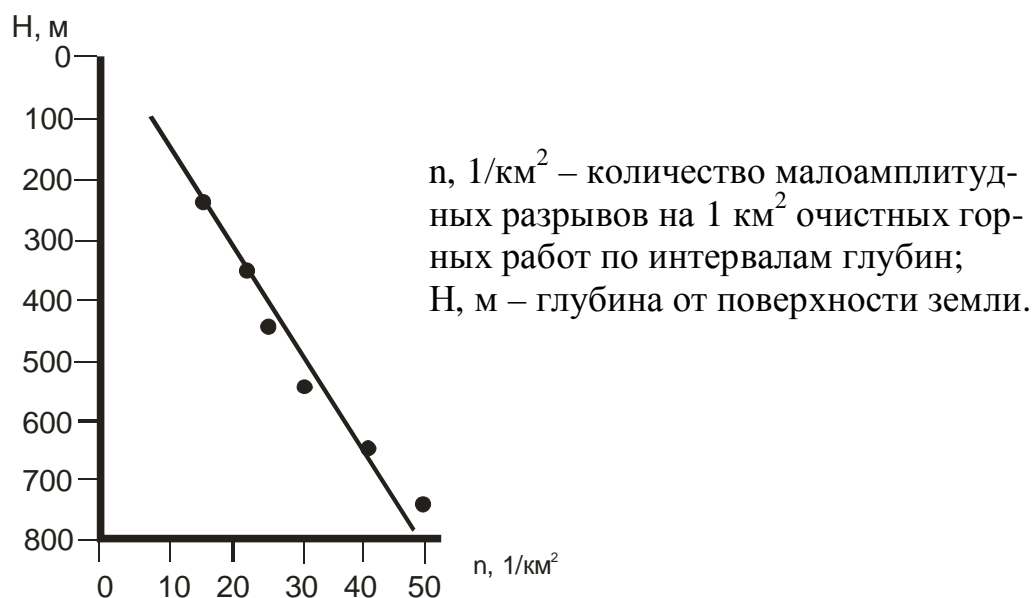


Рисунок 3 – График изменения уровня тектонической нарушенности с глубиной по данным очистных горных работ

При изучении распределения по интервалам глубин скважин, в которых происходит поглощение промывочной жидкости, выяснилось, что до глубин порядка 800 м количество таких скважин возрастает от 8 до 11% от общего количества скважин, а ниже (до глубины 1800 м) постепенно снижается, достигая 1,5% в интервале 1700-1800 м (рис. 4).

Эти данные хорошо согласуются с темпами изменения степени тектонической нарушенности угленосной толщи с глубиной (рис. 2,3).

При изучении проницаемости песчаников в геологоразведочных скважинах (рис. 5) в интервале 300-1800 м наблюдается резкое увеличение проницаемости песчаников в интервале 300-800 м от  $0,07 \text{ м}^3/\text{час}$  до  $0,53 \text{ м}^3/\text{час}$ , резкий срыв на глубинах порядка 800 м (до  $0,13 \text{ м}^3/\text{час}$ ), а затем плавное снижение проницаемости до  $0,03 \text{ м}^3/\text{час}$  в интервале 1700-1800 м. Этот факт указывает на то, что проницаемость песчаников возрастает с увеличением их трещиноватости, вызванной преимущественно тектоническими причинами.

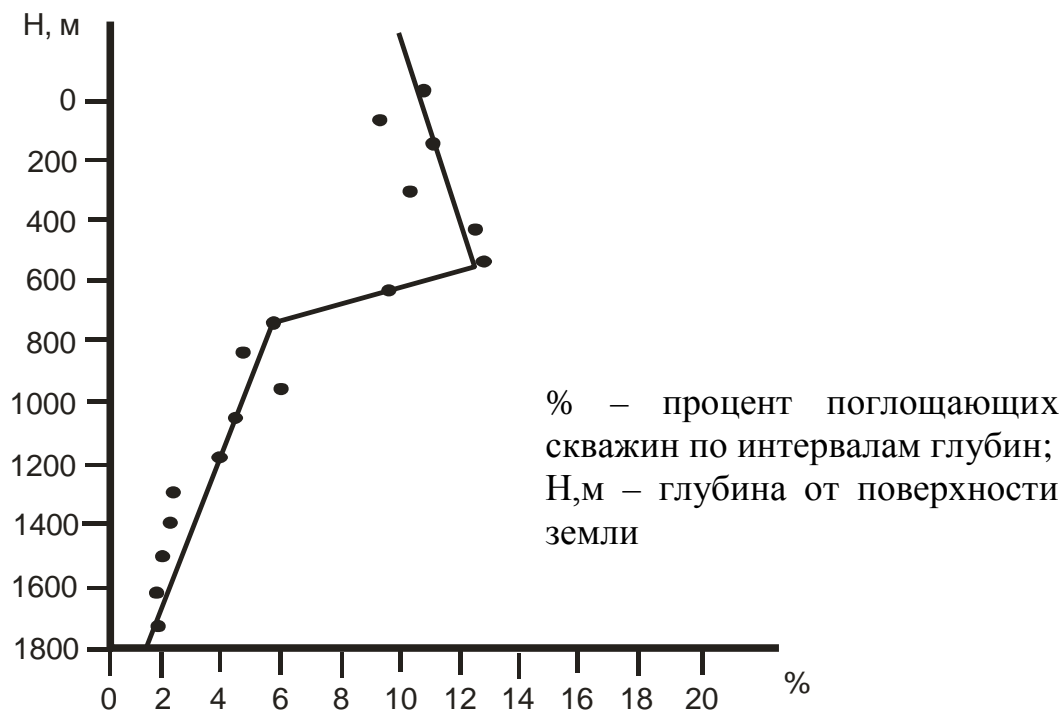


Рисунок 4 - График изменения количества поглощающих скважин с глубиной

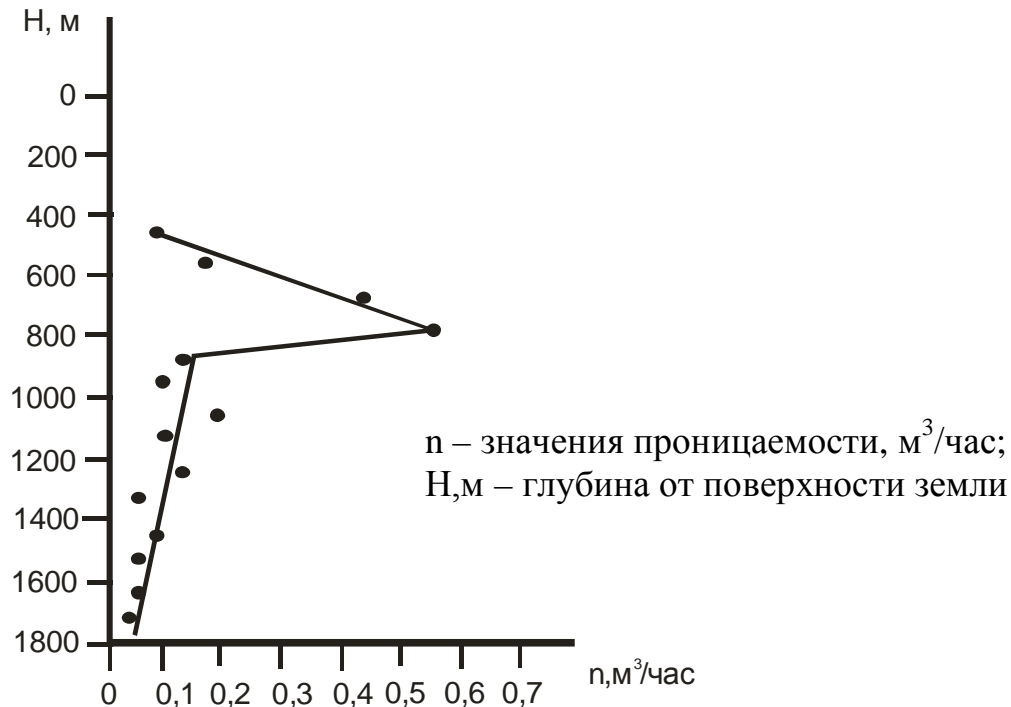


Рисунок 5 – График изменения проницаемости песчаников с глубиной



С изменением уровня тектонической нарушенности с глубиной связаны и изменения объемного веса песчаников, который также снижается в интервале 200-900 м от  $2,62 \text{ г/см}^3$  до  $2,52 \text{ г/см}^3$  и затем нарастает до  $2,63 \text{ г/см}^3$  в интервале 1700-1800 м, что объясняется большей раздробленностью интервала 0-800 м (рис. 6).

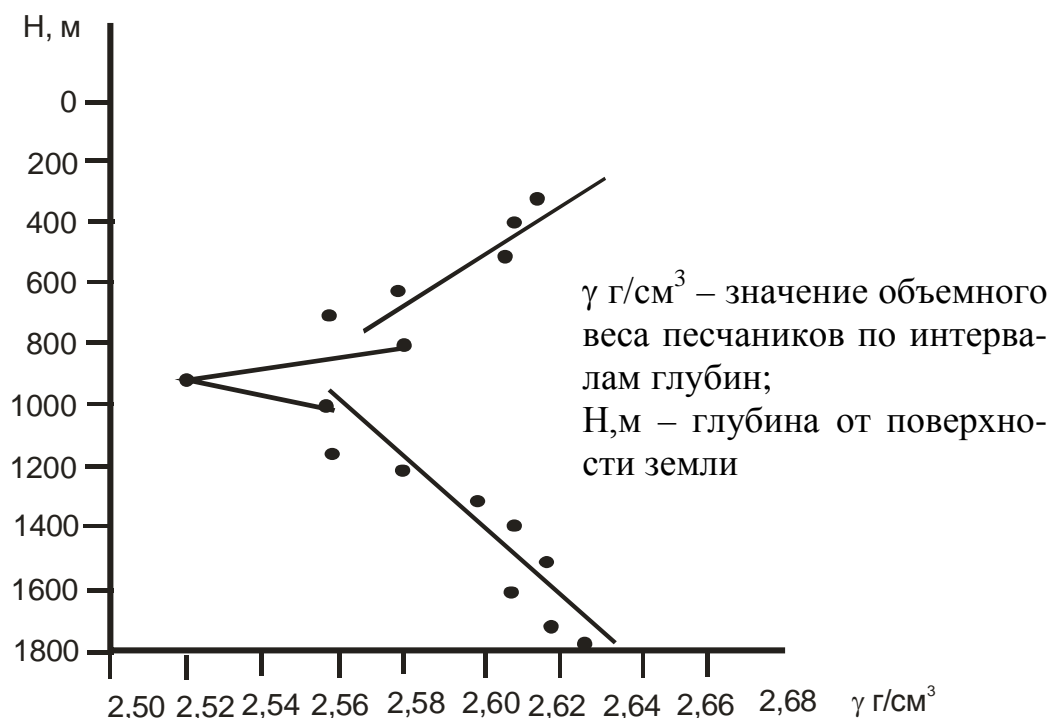


Рисунок 6 – График изменения объемного веса песчаников с глубиной

Это же явление подтверждается также резким изменением пластичности песчаников с глубиной с  $1,63\%$  в интервале 400-500 до  $1,99\%$  в интервале 900-1000 м и затем плавным увеличением с 900 от  $1,68\%$  до  $1,77$  в интервале 1700-1800 м (рис. 7)

Суммируя вышеизложенное, следует заметить, что тектоническая нарушенность проявляется как нарушение сплошности горных пород, отражающееся в изменении их свойств.

Оценка изменения степени нарушенности пород угленосной толщи с глубиной произведена одновременно по данным очистных горных работ (количество разрывов на  $1 \text{ км}^2$  очистных горных работ по интервалам глубин) и геологоразведочных скважин (количество дефектов плотности пород по интервалам глубин). Получены сопоставимые результаты, что дает возможность (оценив уровень нарушенности по геологоразведочным скважинам с глубиной) прогнозирования уровня пораженности очистных горных выработок тектоническими нарушениями с глубины 700-900 м (800 м).

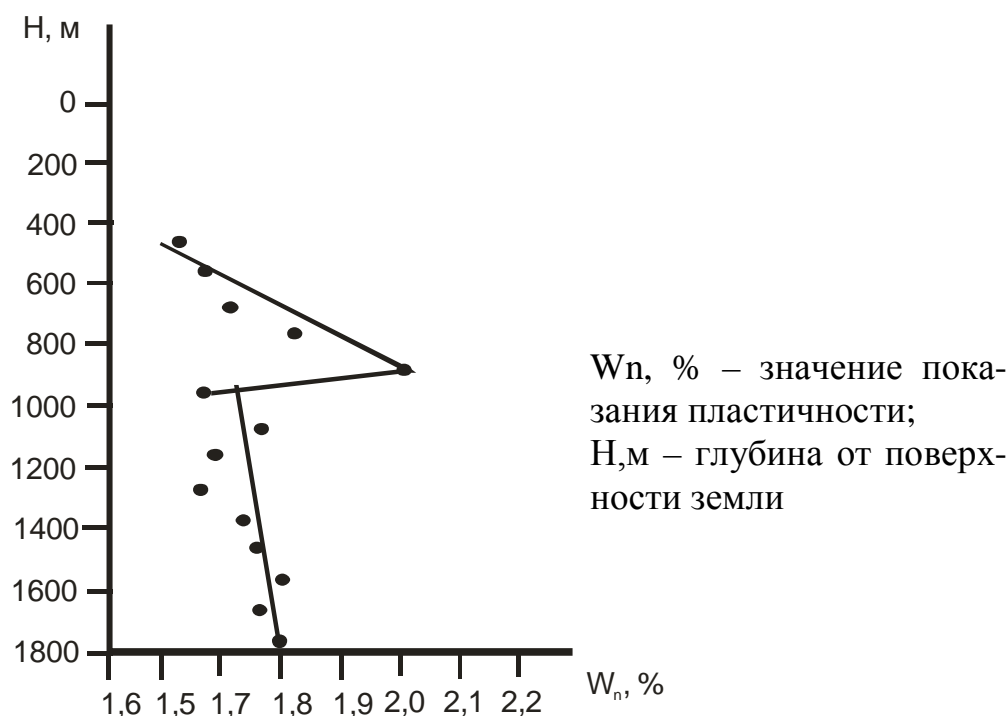


Рисунок 7 - График изменения пластичности песчаников с глубиной

На глубинах 700-900 м (800 м) выявлены зоны, выше которой разрывные напряжения массива горных пород происходит в виде тектонических разрывов и трещиноватости, а ниже напряжения закладываются в основном в упругие деформации, что приводит к снижению разрывной нарушенности с глубины 700-900 м.

*Статья посвящена выявлению изменений степени тектонической нарушенности горных пород угленосной толщи (с глубиной) в северной зоне мелкой складчатости Донбасса. Показано, что нарушенность угленосного массива нарастает до глубины 700-800 м, а далее постепенно уменьшается, что дает возможность прогнозирования ее интенсивности с глубиной.*

*The article is devoted to the exposure of rocks tectonic break extent changes in coal rich with the depth in the northern zone of the shallow rugosity of Donbass. It is shown, that the break of the coal massif increases to the depth of 700-800 m, and then gradually decreases, that give the opportunity of prediction of its intensity with the depth.*

### **Бібліографічний список**

1. Гончаренко В.О. Геолого-геофізичні принципи прогнозу малоамплітудної тектоніки шахтних полів у різних районах Донбасу / В.О. Гончаренко, Л.І. Пимоненко, Н.В. Сахневич та ін. // Геологія і геохімія горючих копалин. - 1993
2. Забигаїло В.Е. Тектоника и горно-геологические условия разработки угольных месторождений Донбасса / В.Е. Забигаїло, В.В. Лукинов, Н.В. Сахневич. – К.: Наукова думка, 1994. – 152 с.
3. Козлов С.С. Закономерности развития малоамплитудных разрывов в угольных пластах / С.С. Козлов, В.Ф. Приходченко // Уголь Украины. – 1988. – №10. – С. 43.
4. Забигаїло В.Е. К развитию исследований по прогнозу малоамплитудной тектоники / В.Е. Забигаїло // Всес. научн. конф. «Малоамплитудная тектоника. Методы и результаты прогнозирования». Тез. докл. – К.: Наукова думка, 1991. – С. 3-7.
5. Лисица В.Е. Методика консеквентных приближений при прогнозировании пространственной позиции малоамплитудных разрывных тектонических нарушений угольных пластов по размеру их сместителей / В.Е. Лисица, Е.Ф. Шкурский // Сб. научн. тр. НГАУ. Днепропетровск, 2000. – №9. – Т.2. – С. 67-71.

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

*к.т.н., доц. Халимов В.В.,  
к.т.н., доц. Зотов В.А.,  
аспирант Кириченко А.Т.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ПРОБЛЕМЫ ВЫСШИХ ГАРМОНИЧЕСКИХ СОСТАВЛЯЮЩИХ В ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЯХ ГОРНЫХ ПРЕДПРИЯТИЙ**

*Встановлені проблеми впливу вищих гармонічних складових на електричні мережі гірничих підприємств, сформульовані цілі та завдання подальших досліджень.*

На предприятиях горной промышленности, несмотря на ужесточающиеся требования норм и правил, обеспечивающих безопасность ведения работ, применение нового оборудования, возникают взрывы и пожары, приводящие не только к большим экономическим убыткам, но и к гибели обслуживающего персонала.

По статистическим данным [1] в угольной промышленности 35,5% пожаров в подземных выработках шахт происходит от тепловых импульсов электрической энергии, выделяющихся в рудничную атмосферу при эксплуатации электрических сетей.

Шахтные электрические сети необходимо отнести к сетям особого рода, так как их устройство и условия эксплуатации существенно отличаются от электрических сетей, работающих в нормальных условиях по следующим признакам:

1. применение электрических поверхностных и подземных электрических сетей, имеющих, в большинстве случаев электромагнитную связь;

2. сложность конфигурации и большая протяженность подземных электрических сетей, обусловленная планами горных работ. Так, протяженность кабельных линий 6 кВ в подземных выработках шахт составляет 20-45 км. Значительную протяженность также имеют кабельные линии напряжением 660, 220 и 127 В;

3. применение тиристорных и других преобразователей, создающих нелинейную нагрузку без учета электромагнитной совместимости с другим электрооборудованием;

4. наличием постоянной несимметрии фазных напряжений и токов за счет изменения сопротивления изоляции фаз электрической сети с изолированной нейтралью;

5. изменение емкости и индуктивности электрической сети по причине передвижного характера горных работ, вызывающего необходимость увеличения или уменьшения длины кабелей, питающих токоприемники;

6. отсутствие в электрических подземных сетях компенсаторов индуктивной составляющей тока. Поэтому кабельные сети представляют собой смешанные активно-индуктивно-емкостные цепи;

7. несоответствие характеристик фильтро-компенсирующих устройств (ФКУ), которые должны применяться для подавления высших гармоник при наличии тиристорных и других преобразователей параметрам высших гармонических составляющих тока и напряжения.

Приведенные выше особенности кабельных сетей угольных шахт подтверждается статистикой [1], показывающей, что основные источники пожаров от электрического тока – это кабельные линии, при этом 80% возникновения пожаров приходится на гибкие и бронированные кабели напряжением 380 В и выше. При этом частоте возникновения пожаров от бронированных кабелей с напряжением выше 6 кВ в 1,5 раза выше по сравнению с кабелями до 1000 В.

Токоприемники с нелинейными характеристиками и преобразователи создают искажение электрических параметров питающей сети, приводят к появлению высших гармоник тока и напряжения, которые, воздействуя на другое оборудование, могут вызывать перегрев, выход из строя как силового оборудования, так и систем управления, а также приводит к увеличению потери электроэнергии.

Однако, выводы о воздействии высших гармоник на другое электрооборудование и возможные, в связи с этим, аварии не подтверждаются статистическими данными, конкретными обобщениями и выводами, что свидетельствует о необходимости проведения исследований гармонических составляющих в электрических сетях.

Актуальность проведения исследований гармонических составляющих подтверждается также проведенными исследованиями [2], на основании которых были сделаны выводы о том, что в отключенных от источников питания электрических сетях, возможно появление Э.д.с за счет проникновения высших гармонических составляющих через электромагнитные связи и воздушные промежутки (разомкнутые контактные системы).

При стечении определенных обстоятельств: наличие взрывчатой концентрации газа метана или угольной пыли, температуры и влажности окружающего воздуха, механическое повреждение кабельных ли-

ний, в результате чего выделяется энергия спектра высших гармонических составляющих, может привести к взрывам и пожарам.

На основании вышеизложенного можно сформулировать идею работы, цель и задачи научных исследований, результаты которых позволят существенно повысить безопасность угольной отрасли, а также выявить проблемы влияния высших гармонических составляющих на электрические сети других предприятий.

Идея работы: наличие высших гармонических составляющих в электрических сетях предприятий с пожаро- и взрывоопасной средой может явиться причиной взрывов или пожаров.

Цель научных исследований: выявление закономерностей возникновения, распространения и влияния высших гармоник на взрыво- и пожароопасность шахтных электрических сетей.

Для выполнения поставленной цели необходимо решить основные задачи проблем мгновенного и длительного возникновения высших гармонических составляющих в шахтных электрических сетях.

Проблемы мгновенного возникновения:

Искажения формы питающего напряжения возникают под влиянием нелинейностей трансформаторов и электродвигателей, существенный вклад вносят тиристорные преобразователи и выпрямители. Процессы коммутации мощных токоприемников и короткие замыкания в электрической сети приводят к появлению энергетических сгустков. Эти сгустки перемещаются по кабельной сети. Проходя через коммутационную аппаратуру, наталкиваясь на повреждения и другие неоднородности электрической сети, сгустки раздваиваются и перемещаются в различные стороны, неоднократно преодолевая длину кабелей до полного рассеивания в виде тепла. Появление множества сгустков приводит к накладке их друг на друга в моменты встречи, а также к резонансным явлениям с помехами, вызванными другими источниками. Спектр искажений и энергетических сгустков представлен высокими частотами, которые свободно проходят через разомкнутые контакты, между обмотками трансформаторов и рядом расположенные кабели, поэтому представляют опасность не только в отдельно взятом участке, но и для всей сети предприятия.

Полное сопротивление электрической сети представлено активными, индуктивными и емкостными составляющими. Все эти составляющие постоянно меняются с течением времени и зависят от множества факторов: состояния изоляции, количества и характера повреждений, изменения длины сети при перемещении фронта горных работ. При высоком содержании высших гармоник токов падение напряжения в участках сети становится выше предельных значений, установленных ГОСТом [3,4].

Кроме того, изменение температуры изоляции под влиянием больших потерь мощности вызывает дополнительные нелинейные изменения сопротивлений, что также вносит свой вклад в увеличение искажений.

Влияние изменения сопротивлений линий во время эксплуатации учитывается, как правило, только при расчетах токов короткого замыкания и зон действия защит, без учета токов гармонических составляющих.

Выявление закономерностей и создание устройств для оперативной компенсации высших гармоник при изменении параметров сети позволит повысить экономичность и безопасность эксплуатации подземных сетей.

Исследования показали, что в трехфазных сетях доминируют гармоники, кратные трем. Для сетей с заземленной нейтралью установлено, что эти гармоники могут вызывать появление обратной последовательности токов или напряжений, приводящей к торможению электроприводов, а также нулевой последовательности, нарушающей селективность срабатывания защит. Для сетей с изолированной нейтралью большинство этих вопросов пока не изучены. Их изучение также позволит снизить потери и предотвратить аварийные ситуации.

Между расположенными рядом проводниками (кабелями) всегда существует паразитная емкость. В результате возникают наводки в силовых, телекоммуникационных и управляющих сетях. Для основной гармоники с частотой 50 Гц эта емкость представляет значительное сопротивление, поэтому взаимный обмен энергией, как правило, незначительный. Для высших гармоник емкость не является препятствием, поэтому в близлежащих проводниках (как подключенных, так и неподключенных), наводятся помехи. Энергии этих помех может оказаться достаточно для воспламенения окружающей взрывоопасной атмосферы или для сбоя управления аппаратурой, определяющей безопасность ведения работ.

Исследование взаимного влияния сетей при протекании в них высших гармоник требует определения уровня наводок в зависимости от длины параллельных участков линий, расстояния между ними, а также зависимости искажений информационных потоков и накопленных энергий от частоты высших гармоник.

Высшие гармоники создают электродинамические усилия, вызывающие акустические шумы в трансформаторах, дросселях и других электромагнитных элементах. Кроме неблагоприятного воздействия на человека, шумы и связанные с ними вибрации приводят к увеличению износа элементов электрооборудования, могут спровоцировать аварии из-за ослабления резьбовых соединений. В отдельных случаях возмож-

ны резонансные явления, приводящие к усталостному разрушению элементов электромеханических систем.

Таким образом, проблему высших гармоник следует рассматривать комплексно, применительно к процессам не только в линиях электропередач, но и в связанных с ними механических системах. Задача исследований в данном случае состоит из двух частей: влияние на человека и оборудование.

Проблемы длительного возникновения:

Наличие высших гармоник в электрических сетях вызывают перегрев трансформаторов за счет увеличения активного сопротивления обмоток, а также увеличения потерь на гистерезис и вихревые токи в магнитопроводе трансформаторов. Небольшую аварийность трансформаторов в подземных электрических сетях можно объяснить особенностями расчета мощности трансформаторов и коэффициентом шкалы номинальных мощностей, в результате чего загрузка трансформатора составляет 50-70% от номинальной мощности.

В электродвигателях дополнительный нагрев обмоток возникает из-за значительной разницы в скоростях вращающихся магнитных полей, создаваемых высшими гармониками и скоростью вращения ротора. В отличие от трансформаторов, выход из строя электродвигателей из-за перегрева более значительный, и возможно из-за влияния высших гармоник. При выборе мощности электродвигателей для горнотранспортных машин влияние высших гармоник не учитывается.

Потери мощности, вызывающие дополнительный нагрев кабелей возникают по следующим причинам:

- увеличение действующего значения тока спектра высших гармоник;
- увеличение активного сопротивления силовых жил кабелей из-за скин-эффекта;
- увеличение диэлектрических потерь в изоляции кабелей.

Увеличение диэлектрических потерь в изоляции гибких кабелей при частоте 50 Гц и напряжении 660 и 1140 В исследованы в работах [5].

Однако подобные исследования при повышенных гармониках не проводились. Решение поставленных задач позволит повысить уровень безопасности применения электрической энергии на предприятиях с пожаро- и взрывоопасной атмосферой.

### **Выводы:**

Для решения проблем влияния высших гармоник на состояние электрических сетей и уровень пожаро- и взрывобезопасности предприятий угольной промышленности необходимо:



- провести исследования причин возникновения и распространения высших гармонических составляющих в электрических сетях;
- определить возможность применения различных способов подавления высших гармоник в электрических сетях с передвижным характером работ;
- разработать нормативы на допустимые величины параметров высших гармонических составляющих, обеспечивающих безопасность на предприятиях с пожаро- и взрывоопасной средой.

*Установлены проблемы влияния высших гармонических составляющих на электрические сети горных предприятий, сформулированы цели и задачи дальнейших исследований.*

*Problems high harmonic forming in electrical networks of enterprises with fire and explosive atmosphere in mining industry.*

#### **Библиографический список**

1. Ткачук К.П., Колосюк В.П., Ихно С.А. Взрывопожаробезопасность горного оборудования. – Киев.: Основа, 2000. – 695с., ил.
2. Халимов В.В., Тютчев А.Г. Экспериментальное исследование качества электроэнергии на коксохимическом заводе ОАО «Алчевск-кокс».
3. ГОСТ 13109-97. Нормы качества электрической энергии в системах электроснабжения общего назначения.
4. Жежеленко И.В. Высшие гармоники в системах электроснабжения промпредприятий. – М.: Энергоатомиздат, 2000. – 331 с., ил.
5. Герценштейн Я.И., Халимов В.В. Исследование изменения сопротивления изоляции шахтных гибких кабелей при напряжениях 660 и 1140 В. Сб. «Электробезопасность на горнорудных предприятиях черной металлургии СССР». Днепропетровск, 1975.

***Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Зеленовым А.Б.***

*к.т.н., доц. Аверин Г. А.,  
к.т.н., доц. Кирьязов П.Н.,  
ассистент. Доценко О. Г.,  
специалист Власюк А. В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

**УСТАНОВЛЕНИЕ ПРОДОЛЖИТЕЛЬНОСТИ ОСЕДАНИЯ  
ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ НАД ВЫРАБОТАННЫМ  
ПРОСТРАНСТВОМ ЛАВ №352 И 353 Ш. ВОРОШИЛОВСКАЯ ГП  
«РОВЕНЬКИАНТРАЦИТ»**

*Наведені результати теоретичних досліджень направлені на аналіз умов проведення пластових підготовчих виробок в розвантажених зонах.*

На глубине разработки свыше 600-700 м более остро становится проблема поддержания подготовительных выработок, которые подвержены влиянию горного давления. Одним из решений возникающей проблемы выступает их расположение в разгруженных зонах. Такие зоны образуются в выработанном пространстве. Важно определить степень влияния сдвижений земной толщи на состояние горных выработок, проводимых в зоне обрушенных и переуплотненных пород.

Процесс формирования области полных сдвижений и давлений на почву пласта изменяется во времени и пространстве. Закономерности этого процесса на данный момент времени остаются неизученными, но имеют первостепенное значение с точки зрения выбора времени проходки и места расположения выработок в обрушенных и уплотненных породах [1].

С целью изучения вышеуказанных закономерностей были проведены экспериментальные исследования, основанные на поквартальном нивелировании железнодорожного полотна, подрабатываемого лавами № 352 и 353 пласта  $i_3$  шахты «Ворошиловская» ГП Ровенькиантрацит в 1999-2001 гг. (рисунок 1). Участок подработанной железной дороги прямолинеен и располагался перпендикулярно направлению движения лав. Пласт  $i_3$ , сложного строения со средней мощностью 1 м. Нижний слой кровли представлен алевролитом мощностью 2-4 м и крепостью 6,5. Выше залегает песчаник мощностью 6-10 м и крепостью 12. Верхний слой почвы представлен алевролитом мощностью 1,4-15 м и крепостью 8.

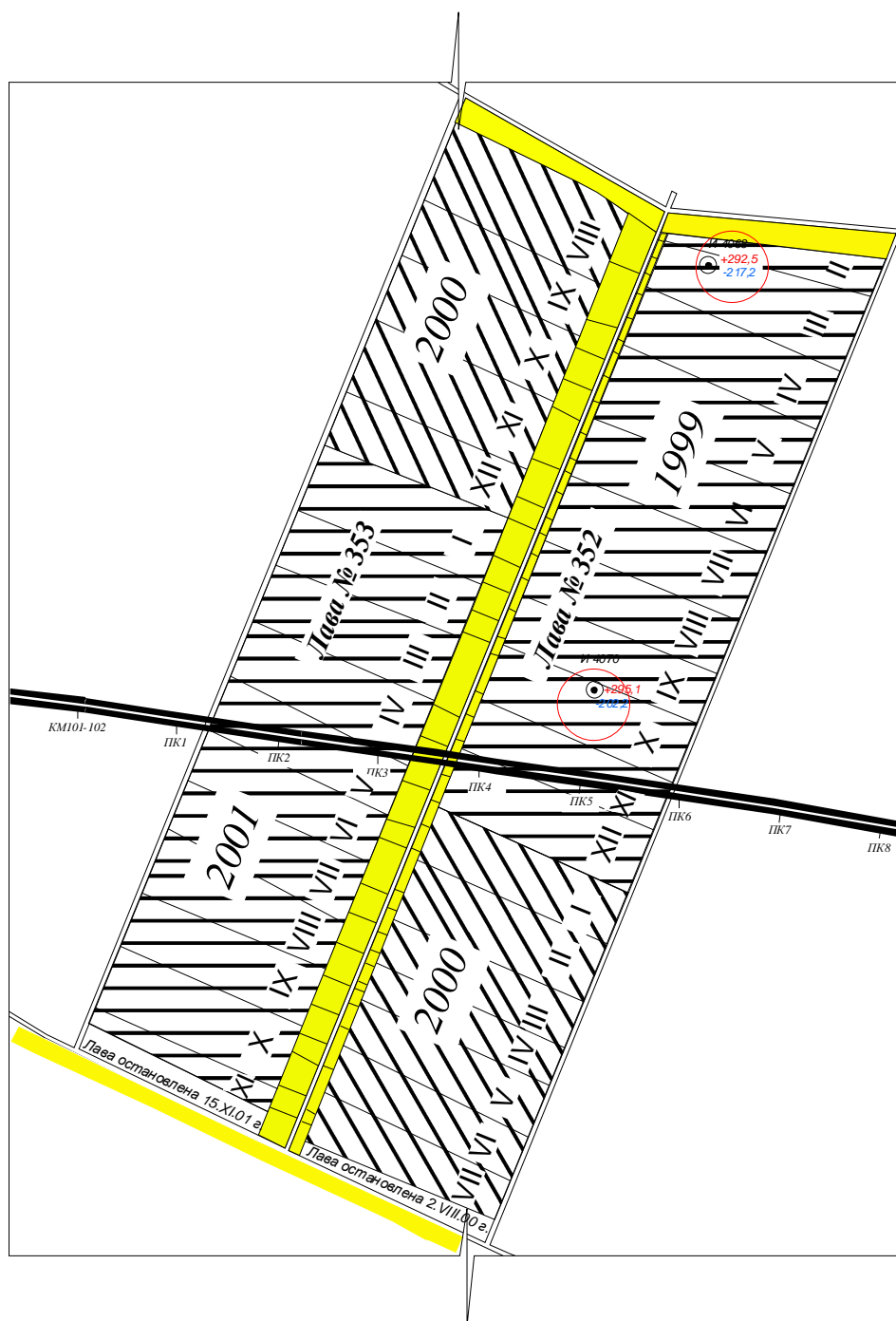


Рисунок 1– Выкопировка с плана горных выработок по пласту  $i_3$

Обе лавы отработали выемочные столбы длиной 1000 м по падению и 200 м по простиранию. Средняя скорость подвигания очистных забоев достигала 75 м/мес. Выемка антрацита в обеих лавках производилась механизированным комплексом КМК-97

По результатам нивелирования построен усреднённый график смещений земной поверхности за весь период наблюдений (рисунок 2).

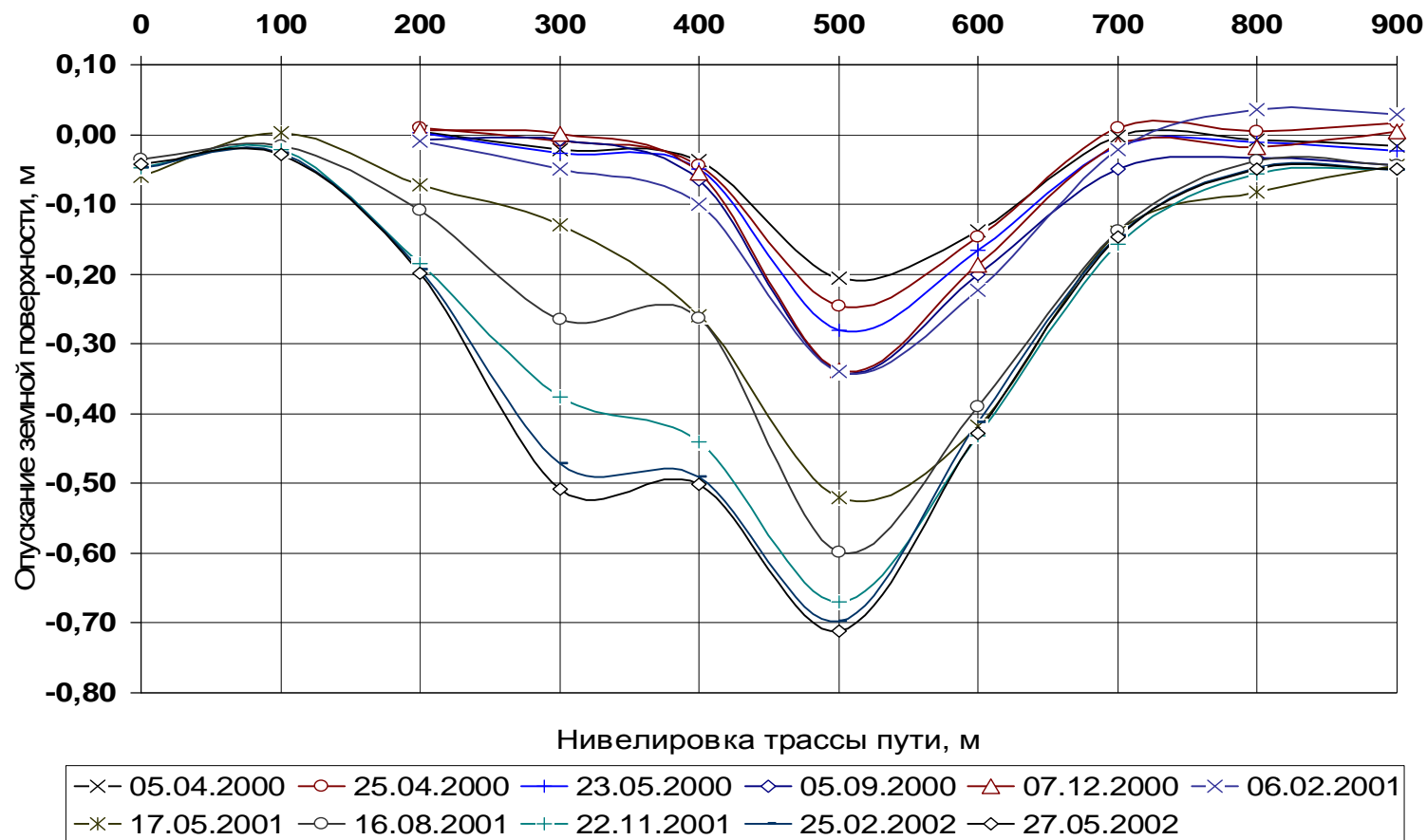


Рисунок 2 – Фактические оседания земной поверхности за период наблюдени

Максимальные смещения в мульде сдвижения, при одиночной отработке лавы № 352, составили 320 мм. После прохода второй лавы №353 максимальные смещения от этой лавы составили 510мм, что в 1,6 раза больше чем при работе одной лавы №352. Необходимо отметить, что, максимальные смещения в районе лавы №352 с увеличением ширины выработанного пространства при вторичном влиянии лавы №353 увеличились до 710мм, что в 2,2 раза больше первоначального.

При этом во время работы лавы № 352 прирост смещений земной поверхности происходит в течении 325 дней (рисунок 3) и, достигнув величины 340 мм, стабилизируется на протяжении 155 дней. Величина оседаний описывается зависимостью:

$$\eta = 2,2 \cdot T^{0,9}, \quad (2)$$

где  $T$  – продолжительность наблюдений, сут;

$\eta$  - оседание земной поверхности в мульде сдвижений, м.

С увеличением ширины выработанного пространства, связанного с работой лавы № 353, процесс стабилизации смещений более длительный и составляет 475 дней (см. рисунок 3). Величину оседаний за этот период можно выразить аппроксимирующей зависимостью:

$$\eta = 5,3 \cdot T^{0,7}. \quad (3)$$

Коэффициенты детерминации зависимостей 2 и 3 соответственно составляют 0,92 и 0,94.

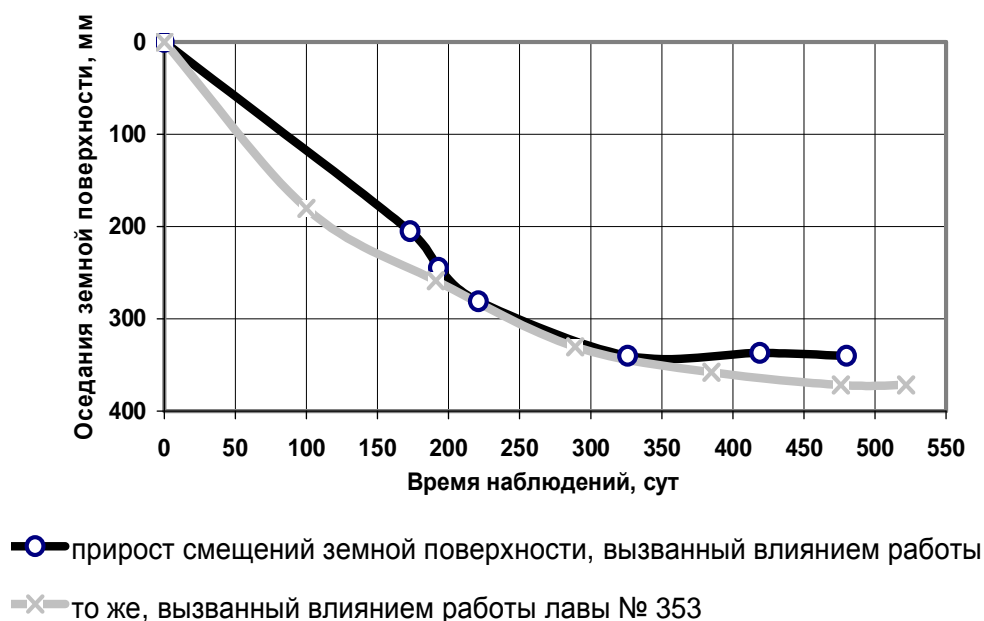


Рисунок 3 – Прирост смещений земной поверхности за весь период наблюдений

Во времени скорость оседания земной поверхности изменяется (рисунок 4).

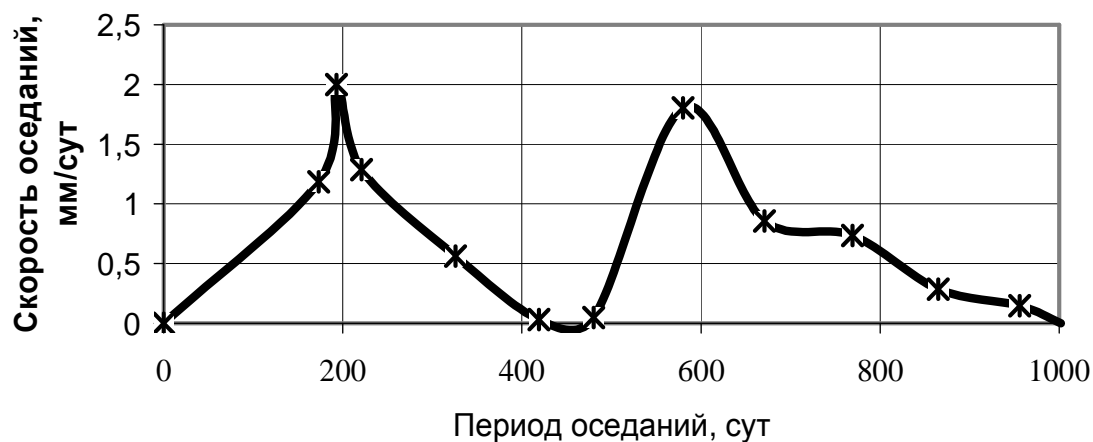


Рисунок 4 - Зависимость скорости оседания земной поверхности и в период влияния очистных работ лав №№352 и 353

Начало очистных работ характеризуется нарастанием скорости смещений. Так под влиянием лавы № 352 максимальная скорость смещений составила 2 мм/сут на 190 день с момента ввода забоя в эксплуатацию. Второй период роста скорости оседания железной дороги, вызванный влиянием лавы № 353, менее продолжителен и составляет 100 дней; максимальная скорость 1,8 мм/сут.

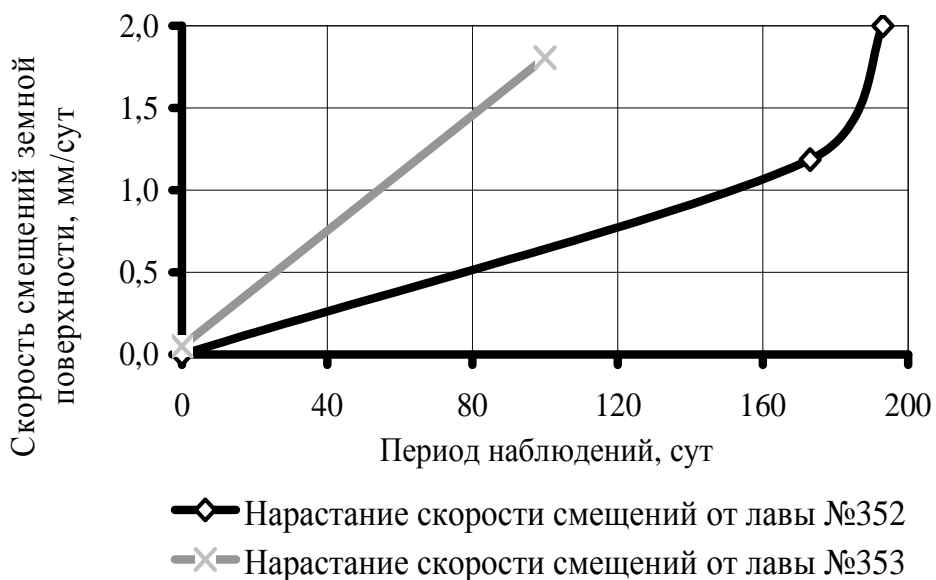


Рисунок 5 – Нарастание скорости смещений земной поверхности в начальный период влияния лав № 352 и 353

С увеличением ширины выработанного пространства продолжительность периода нарастания скорости смещений уменьшается в 1,9 раза.

Длительность затухания скорости смещений также различна. При отработке лавы № 352 она составляет 226 дней, при работе лавы № 353 – 422 дня, что в 1,85 раза дольше.

На рисунке 6 показана зависимость оседания земной поверхности на затухающем периоде влияния очистных работ. Уменьшение скорости смещений подчиняется экспоненциальной зависимости (4):

$$v = 0.007e^{-0.008 \cdot T} \quad (4)$$

Коэффициент детерминации составил 0,93.

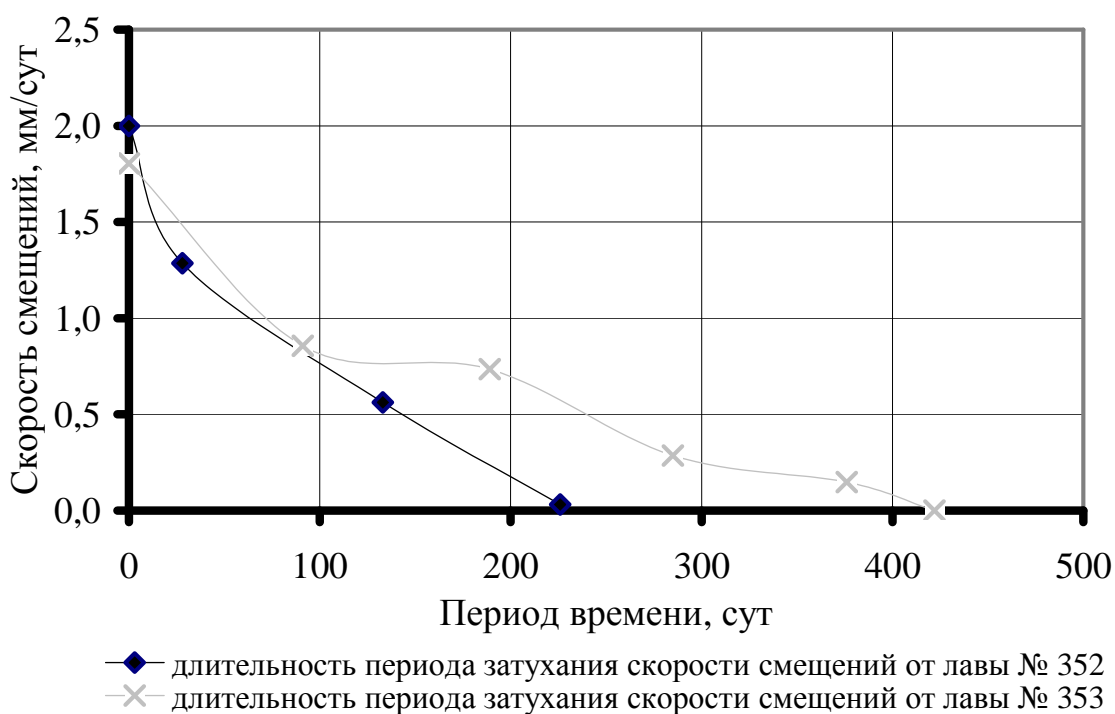


Рисунок 6 - Зависимость скоростей смещений земной поверхности на затухающем периоде влияния лав №352 и №353

На основании обработки результатов сдвижения земной поверхности построены графики скоростей оседания земной поверхности по отношению к месту нахождения очистного забоя (рисунок 7).

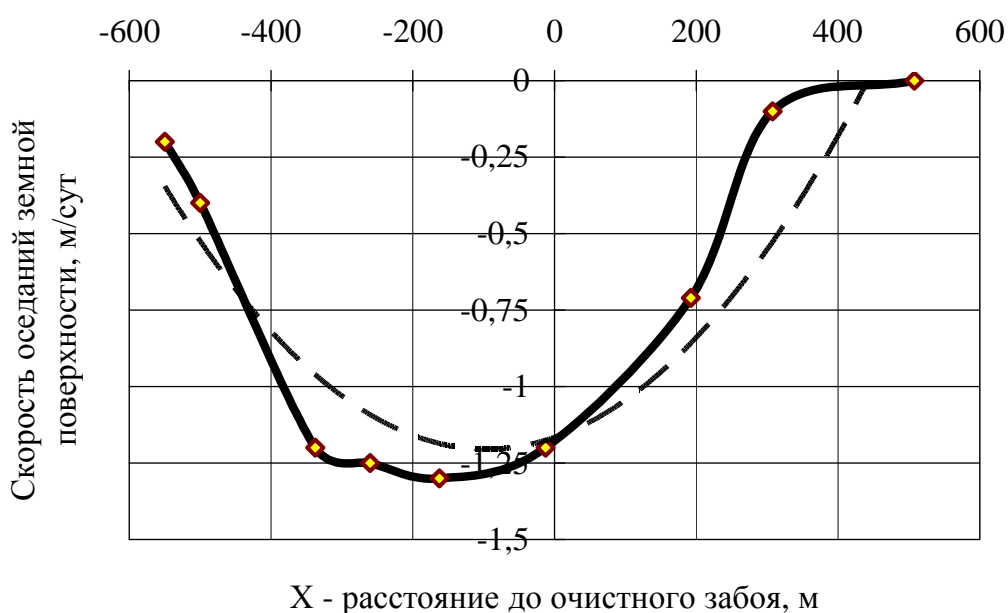


Рисунок 7 – Зависимость скорости оседания земной поверхности на различном удалении от очистного забоя

Как показано на рисунке 7, рост скорости смещений начинается впереди лавы на 400 м. На расстоянии 200 м позади очистного забоя скорость смещений достигает максимального значения в 1,3 мм/сут. Затухание процесса сдвижения наступает после прохода лавы на 600 м. Полученную кривую можно описать зависимостью:

$$v = 4 \cdot 10^{-9} \cdot X^2 + 8 \cdot 10^{-7} \cdot X - 0.0012, \text{ м/сут}, \quad (5)$$

где  $v$  – скорость оседания земной поверхности, м/сут;

$X$  – расстояние до линии очистного лавы, м.

Коэффициент детерминации составил 0,81.

Относительная стабилизация сдвижений (скорость смещений менее 0,12 мм/сут) земной поверхности на подработанном участке наступает на расстоянии 600 м позади очистного забоя.

### Выводы

1. При отработке одиночной лавы № 352 скорость оседания земной поверхности нарастает, и на 190 день достигает максимального значения 2 мм/сут. С увеличением ширины выработанного пространства за счет ввода в эксплуатацию лавы № 353 продолжительность периода нарастания скорости сдвижения сокращается в 1,9 раза при незначительном снижении максимальной скорости (1,8 мм/сут).



2. Затухание скорости смещений с увеличением ширины выработанного пространства, наоборот, увеличивается во времени с 226 до 422 дней.

3. Относительно линии очистного забоя смещения земной поверхности начинаются с 400 метров впереди него и заканчиваются на расстоянии 600 м позади. При этом, максимальная скорость смещений наблюдается на 200 метре за лавой и составляет в среднем 1,3 мм/сут.

4. При ведении очистных работ на глубине 470 м на наблюдаемом участке время сдвижения земной поверхности при отработке одиночной лавой № 352 составило 480 дней, при вторичном влиянии лавы № 353 - 530 дней.

*В статье приведены результаты теоретических исследований, направленных на анализ условий проведения пластовых подготовительных выработок в разгруженных зонах.*

*The article gives the information about the results theoretic researches, which direct to analyzing conditions of build mining manufactures in unloading zones.*

#### **Библиографический список**

1. М.П. Зборицки. Охрана выработок глубоких шахт в выработанном пространстве. - К., «Техніка», 1978. - 176с.

2 Правила підробки будівель, споруд і природних об'єктів при видобуванні вугілля підземним способом. – Київ: Мінпаливенерго України, ГСТУ 101.00159226.001-2003, - 2004. – 128с.

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

*к.т.н., доц. Подлипенская Л.Е.,  
к.э.н. Хмелева А.В.,  
ассистент Бубунец Ю.В.,  
ассистент Долгопятенко С.И.  
(ДонГТУ, г.Алчевск, Украина)*

## **КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ДИНАМИЧЕСКИХ РЯДОВ МЕТАНОВЫДЕЛЕНИЯ ВЫЕМОЧНОГО УЧАСТКА**

*Пропонується алгоритм і комп'ютерна програма статистичної  
обробки динамічних рядів метановиділення виємочної ділянки.*

Случайный характер формирования динамики горно-геологических показателей обуславливает применение статистических методов при их исследовании. Использование различных автоматизированных систем на угольных шахтах позволяет вести записи изменения процессов во времени с определенной степенью дискретизации. На первом этапе обработки экспериментального материала необходимо создать базу данных, отвечающей задачам исследования, с учетом специфики взаимодействия горно-геологических процессов.

Одним из важнейших показателей, отвечающим за безопасное ведение горных работ, является концентрация метана в горных выработках. Исследования динамики метановыделения выемочного участка предполагает создание базы данных временных рядов по различным переменным, содержащим показатели концентрации метана и значения влияющих факторов, измеренных по всей длине столба. Как правило, динамические ряды концентрации в исходных массивах формируются по времени  $t$ . Но для прогноза динамики метановыделения также необходимо исследование рядов по переменной  $L$  – расстоянию отхода лавы от разрезной печи. Для этого требуется решить задачу определения концентрации метана и других горно-геологических показателей, отнесенных к последовательным эквидистантным интервалам по длине выемочного участка, с выбранным шагом дискретизации  $\Delta l$ , техническое решение которой, с учетом большой протяженности выемочных столбов, представляет ряд трудностей. Помимо этого, при обработке реальных временных рядов часто возникают проблемы, связанные с зашумлением информационных сигналов и пропусками в последовательности исходных данных. Решать представленные задачи целесообразно на этапе подготовки и первичного статистического ана-

лиза данных. С этой целью использование компьютерных технологий, с учетом концептуальной модели прогнозирования метановыделения на основе исходных динамических рядов метановыделения и связанных с ним показателей, имеет существенное значение. В настоящее время имеется множество статистических пакетов, которые позволяют решать задачу подготовки статистических данных. Наиболее используются пакеты Statistica, SPSS, Mathcad, MatLab каждый из которых решает некоторые из представленных проблем в диалоговом режиме, что важно на этапе поиска подходов к анализу данных и построения прогнозных моделей. Но использование этих пакетов в комплексе требует от исследователя значительной математической подготовки и владения компьютерными технологиями. Автоматизация и построение единого программного продукта первичной обработки статистических данных с учетом специфики динамических показателей горного производства и особенностей методов прогнозирования [1,2] на основе анализа временных рядов является актуальной задачей.

Целью настоящей работы является разработка алгоритма создания базы данных и практическая реализация его в виде компьютерной программы обработки и преобразования статистических временных рядов, связанных с метановыделением в горные выработки. В процессе создания базы данных, отвечающей задачам исследования, необходимо решить две задачи: избавление эмпирических данных от шумов и преобразование временного ряда к динамическому по требуемой дискретной переменной.

Рассмотрим первую задачу. Многие динамические процессы, наблюдаемые на выемочном участке, в частности процесс метановыделения, по своей сущности являются периодическими. Но периодический характер изменений обычно искажается влиянием большого числа случайных факторов. Поэтому, для целей прогноза необходимо отделить полезный сигнал от шума. Существует несколько математических методов, позволяющих разлагать временной ряд по ортонормированной или линейно-независимой системе функций, в результате которого достигается фильтрация ряда. Наиболее известные – это разложение в тригонометрический ряд Фурье, аппроксимация ортогональными полиномами Чебышева, моделирование эргодических стационарных случайных процессов на основе спектрального разложения, вейвлет анализ и др. Однако ограничения, налагаемые на условия применимости этих методов, нередко оказываются невыполнимыми для наблюдаемых динамических рядов показателей горного производства. Как правило, имеется единичная реализация процесса, которая содержит не только регулярные (периодические) и непериодические (трендовые) составляющие, но и квазирегулярные составляющие.

Одним из новых подходов к анализу временных рядов, является преобразование одномерного ряда в многомерный с помощью сдвиговой процедуры [3]. В зарубежной литературе метод известен под названием SSA (Singular Spectrum Analysis), он возник из анализа хаотического поведения ряда и аттракторов. В России метод получил название “Гусеница” из-за скользящей процедуры векторов вложения из исходного ряда (подобно движению гусеницы) и возник из статистических аналогий с методом главных компонент. В основе метода лежит следующий алгоритм. Задавшись числом  $M < N/2$  (лаг или длина гусеницы), значениями исходного ряда последовательно заполняют строки матрицы  $X$ . При этом первая строка содержит первые  $M$  элементов ряда, вторая – со второго элемента по  $M+1$  и так далее, пока ряд не исчерпается. Далее определяются главные компоненты матрицы  $X$ , которые ранжируются в порядке возрастания их вклада в исходный ряд. Метод позволяет интерактивно производить непосредственный поиск гармонических и квазипериодических компонент, фильтрацию или сглаживание ряда, выбирая соответствующие значимые компоненты. Затем по отобранным главным компонентам восстанавливается исходный ряд, свободный от шума. Данный метод имеет определенные аналогии с вейвлет и Фурье анализом (если ряд состоит из набора строго гармонических компонент, то фактически осуществляется разложение в ряд Фурье).

Наиболее важные преимущества данного метода состоят в следующем:

- 1) базовые функции метода порождаются исследуемым рядом, т.к. являются собственными векторами;
- 2) имеется возможность восстановления ряда по информативным компонентам, исследование которых интерактивно доступно;
- 3) возможна оценка не только частоты и амплитуды гармонических компонент анализируемого ряда, но и их фазы;
- 4) имеется возможность многовариантного прогноза.

Таким образом, метод позволяет аналитически определять периодические (не обязательно гармонические) компоненты исследуемого ряда. Восстановление по первой, как правило, трендовой компоненте, приводит к сглаживанию наблюдаемого ряда. Помимо сглаживания и фильтрации, метод “Гусеница” может быть использован для восстановления временных рядов с пропущенными наблюдениями. Заполнение пропусков в рамках этого метода аналогично прогнозу и состоит в продолжении выделенной методом составляющей ряда и ее структуры на места пропущенных наблюдений.

В качестве примера использования метода “Гусеница” приведем ряд среднесуточных значений концентрации метана на исходящей

струе 25 орловской лавы шахты “Молодогвардейская”, на рисунке 1, линия 1.

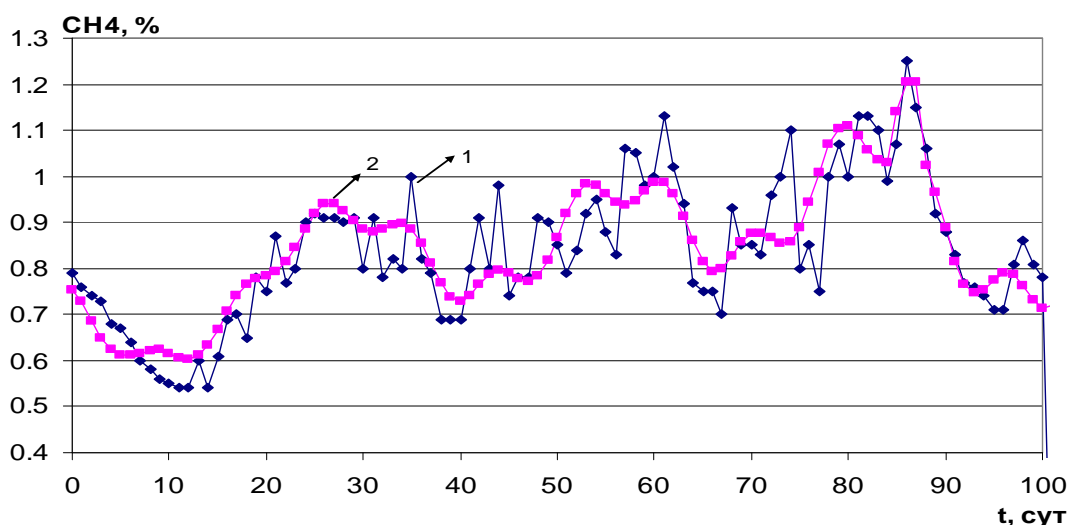


Рисунок 1 – Концентрация метана на исходящей струе 25 лавы шахты “Молодогвардейская”: 1 – исходный ряд, 2 – сглаженный ряд

Представленный ряд содержит незначительные пропуски данных. Применение метода “Гусеница” позволяет получить сглаженный ряд, характеризующий основную тенденцию процесса, свободный от случайных флуктуаций рисунок 1, линия 2, подготовленный для дальнейшего статистического анализа. Следует отметить, что процесс сглаживания требует тщательного анализа, чтобы исключить возможность “сгладить” под видом случайных отклонений существенные кратковременные изменения показателей, отражающие важные моменты в поведении системы. В связи с этим, наблюдаемые аномальные значения в исходном ряде концентрации метана необходимо изучать отдельно для выяснения характера причин, их вызвавших.

Для решения второй задачи рассмотрим очищенный от шумов векторный временной ряд  $\bar{X}_t = \{L_t, V_{1t}, V_{2t}, \dots, V_{kt}, F_{1t}, F_{2t}, \dots, F_{mt}\}_{t=1}^N$  длины  $N$ , содержащий показатели газодинамического состояния выработки  $V_1$ - $V_k$ , факторы  $F_1$ - $F_m$ , которые могут служить регрессорами в математической модели прогнозирования метановыделения и  $L_t$  – расстояние отхода лавы от разрезной печи. Исследование ряда  $\bar{X}_t$  по времени, не позволяет оценить ту часть динамики процессов метановыделения, которая обусловлена добычей угля в очистном забое, поскольку даже при отсутствии работ по выемке угля, показатели метановыделения подвержены колебаниям. Взяв в качестве переменной ряда показатель  $L$ , можно, не преобразовывая  $\bar{X}_t$ , построить новый неэквидистантный ряд

$\bar{X}_L = \{V_{1L}, V_{2L}, \dots, V_{kL}, F_{1L}, F_{2L}, \dots, F_{mL}\}_{L=0}^{LN}$ . Если интервал дискретизации величина переменная, что характерно для исходных динамических рядов метановыделения определенных по  $L_t$ , то необходимо для дальнейшего исследования выполнить переход к эквидистантному ряду.

Предлагается способ преобразования временного ряда, эквидистантного по  $t$ , к динамическому ряду, эквидистантному по  $L$ . Преобразование почасовых данных о добыче по 25 лаве шахты “Молодогвардейская” в течении 30 последовательных календарных дней (объем выборки составил 720 часов) позволяет записать расстояние отхода лавы от разрезной печи в течении суток  $t \in [t_i, t_{i+1}]$  сплайнами вида:

$$L_i(t) = \begin{cases} L(t_i), & t_i \leq t \leq t_i + a_i \\ \lambda_i(t - a_i) + L(t_i), & t_i + a_i \leq t \leq t_{i+1} \end{cases}, \quad (1)$$

где  $a_i$  – временные координаты конца ремонтной 1-ой смены в  $i$ -тые сутки, при стабильной работе лавы постоянные;  $\lambda_i$  – параметр скорости подвигания очистного забоя, который вычисляется по формуле:

$$\lambda_i = \frac{L(t_{i+1}) - L(t_i)}{t_{i+1} - t_i - a_i} \quad (2)$$

Эмпирическая зависимость, подтверждающая (1), приведена на рисунке 2. Начало отсчета по временной переменной совпадает с началом первой смены.

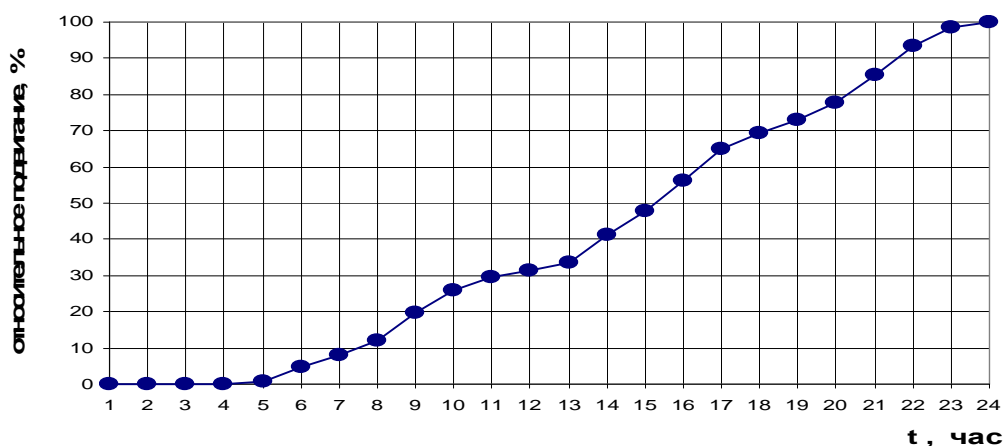


Рисунок 2 – Среднее подвигание очистного забоя за час, отнесенное к суммарному подвиганию за сутки

Исследования посменных изменений концентрации метана на исходящей струе из лавы в течении суток показали, что в среднем наибольшая концентрация метана наступает в последней смене, а совмещение графиков нагрузки и концентрации метана, позволило выявить тесную связь метановыделения с объемами добываемого угля, но с запаздыванием в одну смену, рисунок 3.

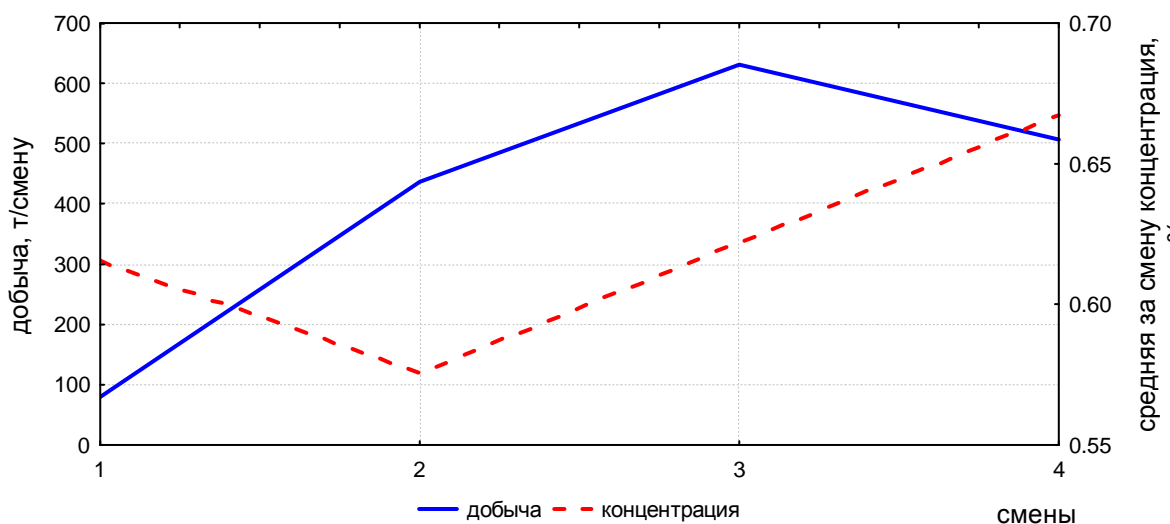


Рисунок 3 – Добыча и средняя концентрация по сменам

На основании выполненных исследований предлагается следующий алгоритм преобразования векторного ряда  $\bar{X}_t$ :

1) Выбирают шаг дискретизации переменной  $L$  (например,  $\Delta L = 1$  м) и строят равномерный ряд  $\{L_j\}_{j=0}^{N_L}$ .

2) При помощи формулы (1) определяют соответствующий неравномерный ряд моментов времени  $t_j$ .

3) Используя линейную интерполяцию для всех факторов, входящих в  $\bar{X}_t$ , определяют значения этих факторов в новом ряду  $\bar{y}_j = \{V_{1j}, V_{2j}, \dots, V_{kj}, F_{1j}, F_{2j}, \dots, F_{mj}\}_{j=0}^{N_L}$ , эквидистантном по переменной  $L$ .

Практическая реализация представленного алгоритма обработки и преобразования исходных статистических временных рядов, связанных с метановыделением в горных выработках, представляет собой программный продукт, выполненный на языке DELPHI. В качестве базовых компонентов использованы компоненты проекта JEDI, в модулях математической обработки использованы модифицированные методы и функции библиотек LAPACK и LINPACK. Исходными данными для расчета являются числовые массивы, которые могут быть прочитаны по желанию пользователя из отдельного файла в тек-

стовом формате, получены из буфера обмена или встроенного модуля нормализации входных данных. Кроме этого, зарезервирована возможность анализа рядов, получаемых автоматически из базы данных предприятия в реальном масштабе времени. Для этой цели существенно оптимизировано быстродействие расчетного модуля. По сравнению со стандартными математическими пакетами быстродействие повышается многократно лишь благодаря использованию компилируемого языка программирования. Однако, кроме этого, весьма существенного прироста в быстродействии удалось добиться за счет использования алгоритмов учитывающих характер входных данных (отсутствие комплексных значений, использование положительно-определенных рядов и т. п.). Проведенная работа по оптимизации быстродействия позволила увеличить скорость расчета более чем на два порядка. Программа позволяет, как освобождать введенные ряды данных от шумов с помощью алгоритма Гусеница, так и преобразовывать многомерный временной ряд в динамический по переменной  $L$ , шаг дискретизации которой может варьироваться по усмотрению пользователя. Результаты расчета могут быть экспортированы в стандартные математические пакеты и электронные таблицы для дополнительного исследования или оформления. Программа хорошо проиллюстрирована графиками, которые помогают принять правильное решение при выборе оптимальной структуры сглаженного ряда.

Таким образом, предлагаемый алгоритм моделирования динамических рядов метановыделения выемочного участка и разработанный на его основе программный продукт, позволят преобразовывать исходные динамические ряды, полученные на базе стандартной информации соответствующих отделов шахты, к виду, необходимому для дальнейшей статистической обработки данных о метановыделении и влияющих на него факторах. Результаты преобразования и обработки данных используются как входные данные для статистического анализа и текущего прогноза динамики метановыделения выемочных участков.

*Предлагается алгоритм и компьютерная программа статистической обработки динамических рядов метановыделения выемочного участка.*

*An algorithm and computer program of statistical treatment of dynamic rows to mining extraction area is grounded.*



### **Библиографический список**

1. Подлипенская Л.Е., Бубунец Ю.В. Исследование динамики метановыделения выемочного участка // Сб. научн. трудов ДонГТУ, вып. 23 – Алчевск: ДонГТУ, 2007. – С. 56 - 66.

2. Подлипенская Л.Е., Долгопятенко С.И. Методика гибридного прогнозирования динамических процессов горного производства // Сб. научн. трудов ДонГТУ, вып. 25 – Алчевск: ДонГТУ, 2007. – С. 106 - 116.

3. Голяндина Н.Э. Метод «Гусеница»-SSA: анализ временных рядов: Учеб. пособие. СПб: Изд-во СПбГУ, 2004. 76 с.

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

*к.т.н., доц. Склепович К.З.,  
ассистент Касьян С.И.,  
ассистент Кизияров О.Л.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина),  
дир. ш-ты «Княгининская» Руденко А.Я.  
(ш. Княгининская, г. Красный Луч, Украина)*

## **НОВЫЙ СПОСОБ АНКЕРОВАНИЯ НЕУСТОЙЧИВОЙ КРОВЛИ НА СОПРЯЖЕНИИ ЛАВЫ С ПОДГОТОВИТЕЛЬНОЙ ВЫРАБОТКОЙ**

*Визначені адгезійні властивості поліуретанової речовини при склеюванні металевих пластин і порід, максимальні зусилля у анкері та стяжці; встановлено параметри технології зміцнення порід; викладено результати шахтної перевірки розробленого способу зміцнення порід.*

Кровля на концевых участках лав подвержена действию передней и боковой зонам динамического опорного давления. Первые трещины вокруг подготовительной выработки образуются при её проведении, т.е. ещё до подхода очистного забоя. Под влиянием передней зоны опорного давления появляются новые трещины, увеличиваются размеры зон трещинообразования, а в непосредственной близости от очистного забоя (2–5 м) добавляется действие боковой зоны опорного давления. Поэтому кровли, представленные аргиллитами и слабыми алевролитами на концевых участках лав, разбиты трещинами и обрушаются сразу после выемки угля в лаве.

На сопряжении подготовительной выработки с лавой и концевых участках лав производят много рабочих процессов: выемку угля и крепление ниш (при их наличии) или зарубку комбайна в пласт, передвижку приводных головок забойного конвейера, крепление, возведение охранных сооружений, передвижку крепи сопряжения, возведение крепи усиления, наращивание и укорачивание штрекового конвейера. Суммарная трудоёмкость этих работ составляет 50–60% от общих трудозатрат на очистные работы, а травматизм – до 50% [1].

Повышению устойчивости пород кровли посвящены работы, в которых решаются частные задачи по определению отдельных параметров ведения работ на сопряжениях и концевых участках лав [2, 3, 4]. Разработанные схемы и способы крепления сопряжений и концевых участков лав позволяют сократить количество вывалов, но не предотвратить пол-

ностью. Вывалы происходят при наличии участков неустойчивой (нарушенной) или ложной кровли сразу после выемки угля и предотвратить их можно только в комплексе со специальными способами физико-химического упрочнения пород [5, 6].

Наиболее распространённый и относительно доступный способ упрочнения на сопряжениях лав с выработками – химическое анкерование кровли, область применения, которого, всё же ограничивается необходимостью изыскания шахтами дополнительных затрат на его осуществление.

*Цель работы* – разработка и опробование нового способа химического анкерования кровли в лавах и на их сопряжениях с выработками и обоснование параметров технологии анкерования, для расширения области её применения, повышения эффективности, снижения трудоёмкости и стоимости упрочнения.

*Объект исследования* – технология упрочнения кровли в лавах химическим анкерованием.

*Предмет исследования* – параметры технологии упрочнения кровли в лавах химическим анкерованием.

*Задачи:*

- провести лабораторные исследования адгезионных свойств полиуретанового состава при склеивании металлических пластин и пород кровли;
- разработать математическую модель МКЭ упрочняемого массива пород и установить параметры нового способа анкерования кровли;
- провести шахтную опытно-промышленную проверку разработанного способа анкерования неустойчивой кровли на сопряжении лавы с подготовительной выработкой.

Традиционный способ упрочнения непосредственной кровли на сопряжении лавы с подготовительной выработкой – химическое анкерование заключается в следующем: бурят два ряда шпуров под наклоном к плоскости напластования, в которые доставляют ампулы с полиуретановым составом, разрушающиеся под действием подачи вращающегося анкера в шпур, состав перемешивается, выдавливается в трещины, через 1-3 минуты затвердевает и прочно скрепляет анкер с трещиноватым массивом пород [7]. Недостаток данного способа заключается в том, что верхний анкер работает на изгиб, а не на растяжение. Это может привести к значительному оседанию, потере устойчивости поддерживаемых пород. Также, необходимы значительные усилия при бурении верхнего ряда шпуров в прочном устойчивом пласте пород ручными свёрлами, которые используют в лавах.

Поэтому, для повышения эффективности упрочнения, расширения области применения технологии, снижения трудоёмкости и стоимости

упрочнения, был разработан новый способ упрочнения непосредственной кровли в лаве, в котором непосредственная кровля удерживается от обрушения за счёт удержания нижнего анкера стяжкой, которая приклеивается к кровле [8].

Сущность нового способа упрочнения (рисунок 1): в неустойчивом слое непосредственной кровли (2) бурят шпур по направлению подвигания очистного забоя под углом  $5-10^{\circ}$  к напластованию на расстоянии 0,1-0,2 м от угольного пласта, устанавливают в него штангу (анкер), и закрепляют по всей длине шпура скрепляющим составом; выступающие концы штанги (1) соединяют стяжкой (3) с металлической плитой (4), приклеенной к кровле с помощью быстротвердеющего синтетического клея.

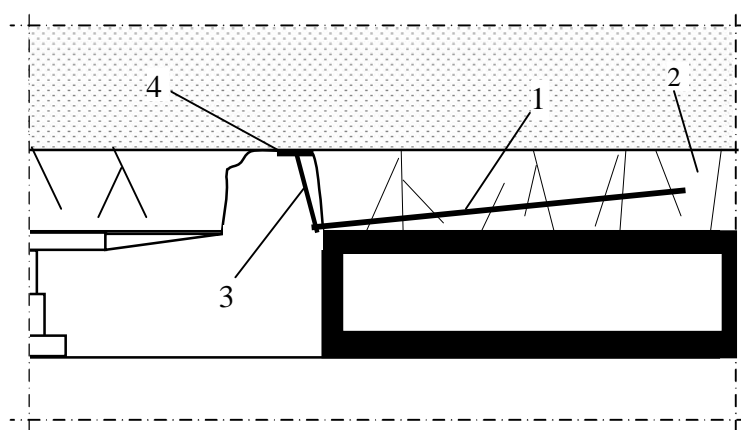


Рисунок 1 – Схема способа упрочнения непосредственной кровли

Дополнительно, для удержания плиты от падения до отверждения клея, между ее поверхностью и породами в центре плиты может быть выступ, который входит в шпур и расклинивается в нем. Также, для предотвращения разрушения поверхности вывала сразу после выемки угля, при мелкослоистых породах, на поверхность вывала над угольным забоем дополнительно набрызгом наносится быстроотверждающийся скрепляющий состав.

Для обоснования параметров предложенного способа упрочнения пород были выполнены следующие лабораторные и аналитические исследования. Для определения адгезионных свойств полиуретанового состава два образца пород и металлическую пластину между ними склеивали и после отверждения состава испытывали на разрыв портативным прибором ППЭИ. Разрывное усилие составило от 2,2 МПа до 4,1 МПа. После разрыва приклеенных образцов наблюдалось когезионное разрушение соединения – по породе. Таким образом, прочность соединения, склеенного полиуретановым составом, на отрыв превышает прочность

аргиллитов и алевролитов, к которым приклеивается металлическая пластина.

С помощью математического моделирования, методом конечных элементов, в программном комплексе «Ли́ра» составили объемную модель массива пород, которая содержит подготовительную выработку шириной 5 м и высотой 3,4 м и две лавы по обе стороны от выработки, расстояние между которыми 505 м. За первой лавой выработка охраняется двумя рядами железобетонных тумб и в дальнейшем используется в качестве вентиляционной для второй лавы. Размеры модели: вдоль выработки 1105 м, вдоль лав 395 м, от поверхности до граничных элементов модели 926 м, до пласта 580 м. Модель состоит из 52818 универсальных пространственных изопараметрических шестиузловых и восьмиузловых конечных элементов. Неустойчивая кровля на концевом участке лавы была упрочнена по новой технологии упрочнения.

По результатам моделирования определили максимальные усилия в анкере 0,029 МН и стяжке, соединяющей анкер и пластину, приклеенную к устойчивой кровле, 0,019 МН. При расчетной прочности материала анкера 210 МПа, с учетом коэффициента запаса прочности 2, минимальный диаметр анкера – составил 20 мм, поперечное сечение стяжки должно быть не менее  $1,8 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2$ , а минимальная площадь металлической пластины, с учетом адгезии 4 МПа –  $0,016 \text{ м}^2$ .

Таким образом, установлены параметры анкерования: длина анкера 1,8 м; диаметр анкера 0,02-0,025 м; расстояние между анкерами 1,0 м; площадь приклеиваемой пластины  $0,016\text{-}0,02 \text{ м}^2$  при толщине 3–5 мм; поперечное сечение стяжки  $1,8 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2$ .

Технология нового способа химического анкерования опробована на шахте «Княгининская» ГП «Донбассантрацит» для упрочнения пород на сопряжении 2-го восточного уклона с 1 бис восточной лавой пласта  $k_7''$ , отрабатываемой по восстанию (рисунок 2). Мощность пласта 0,85 м, угол падения 2 град, глубина разработки 584 м, кровля представлена алевролитом с пределом прочности пород на сжатие 57 МПа. Лава оборудована механизированной крепью КД-80, комбайном 1К-101, конвейером СП-250.

На сопряжении лавы с конвейерным уклоном наблюдался участок с геологическим нарушением, на котором кровля, разбитая трещинами вдоль выработки, обрушалась на высоту от 0,7 до 1,0 м (рисунок 3).

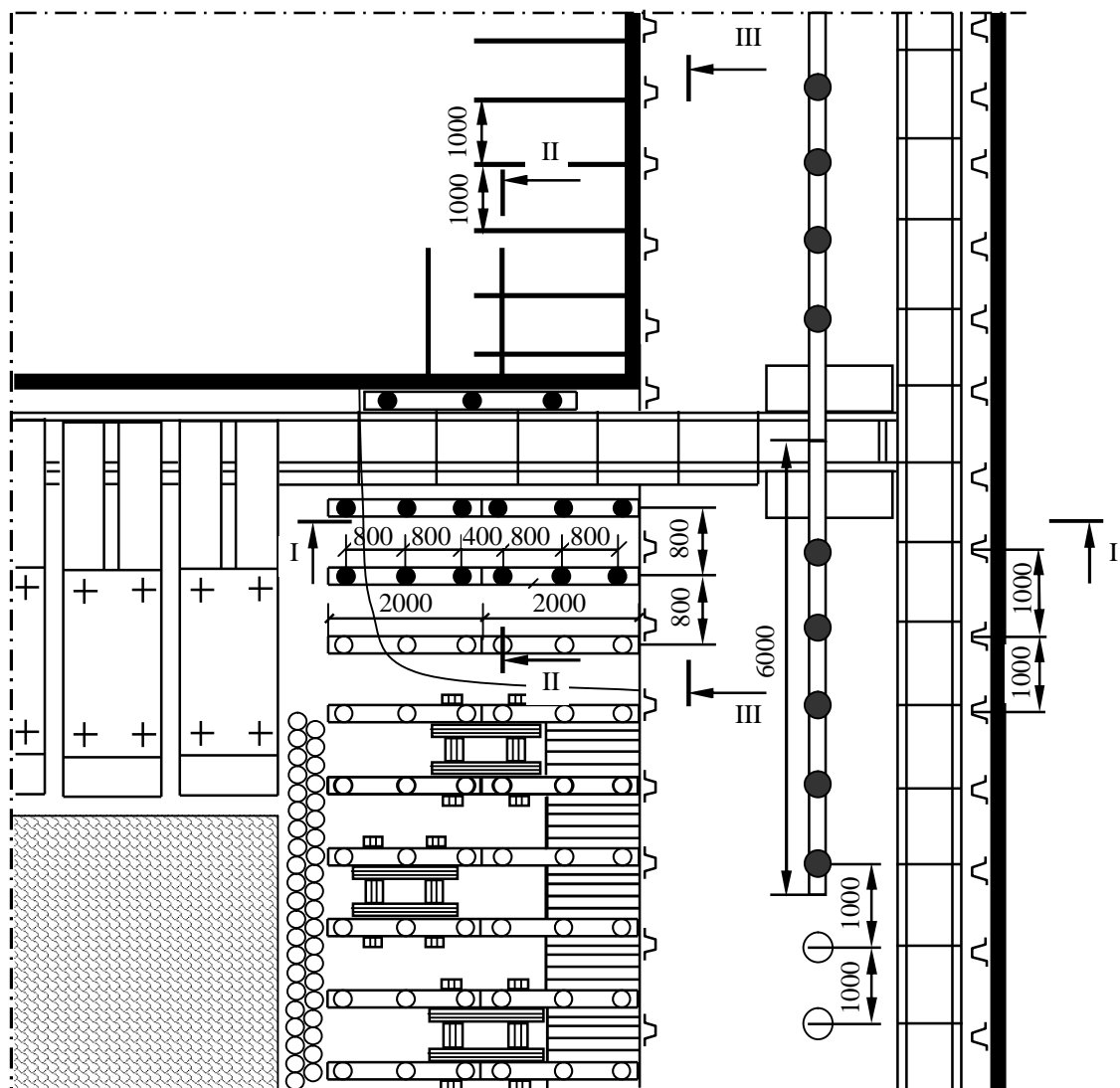


Рисунок 2 – Схема сопряжения 1 бис восточной лавы с уклоном

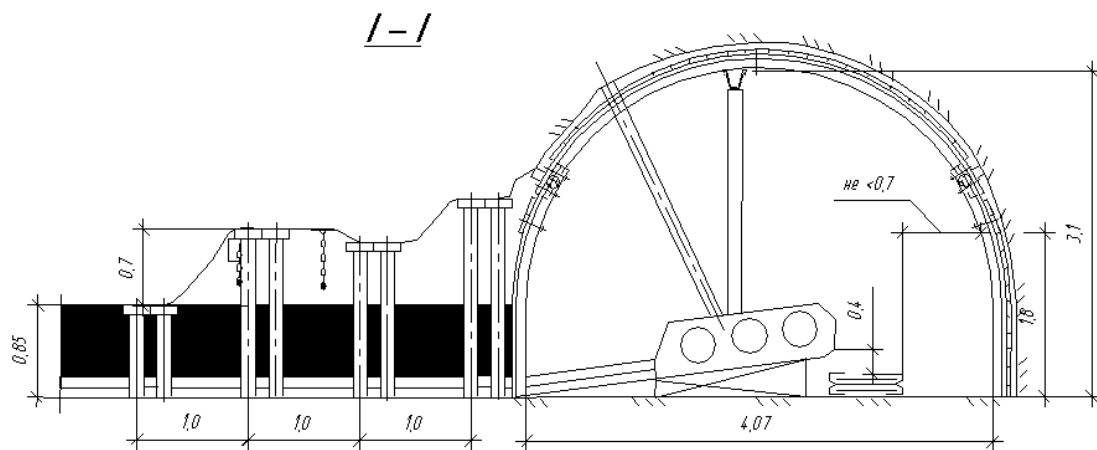


Рисунок 3 – Состояние кровли на сопряжении лавы с уклоном

Применяемая на шахте схема установки анкеров для упрочнения бровки – шахматное расположение анкеров, устанавливаемых из подготовительной выработки и соединенных цепями, недостаточно надежна, наблюдались отказы, т.е. обрушение кровли вместе с анкерами. Для предотвращения дальнейшего вывалообразования на сопряжении лавы с подготовительной выработкой в месте вывала пород производилось химическое анкерование по запатентованной технологии (рисунок 4) и из подготовительной выработки (рисунок 5).

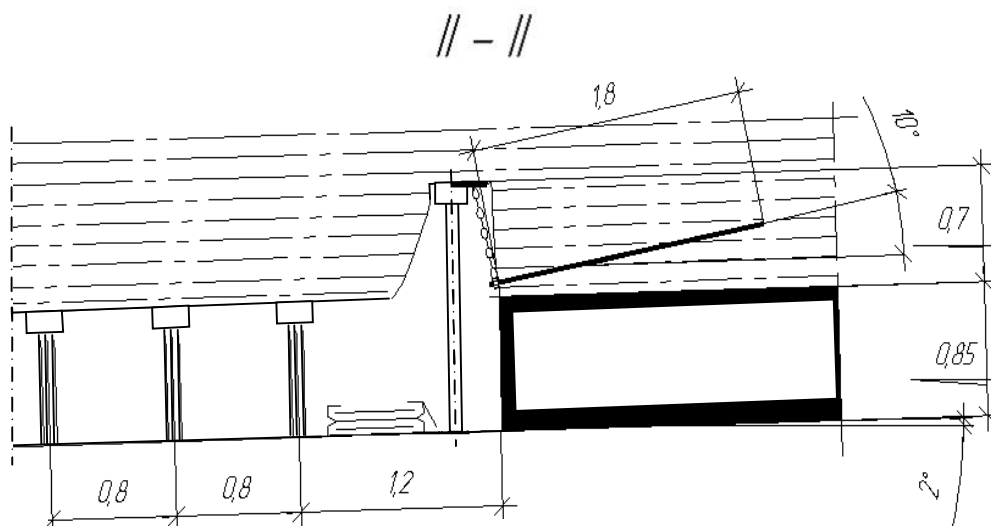


Рисунок 4 – Схема способа упрочнения кровли из призабойного пространства лавы

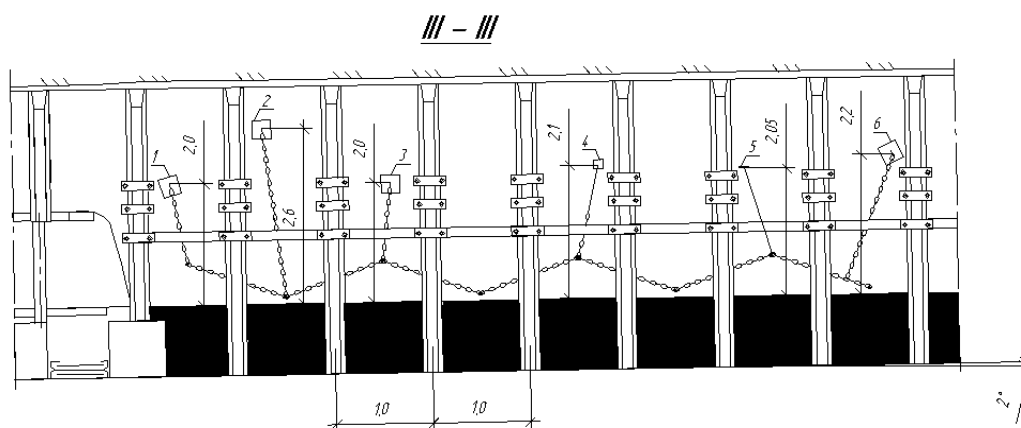


Рисунок 5 – Схема упрочнения бровки

Анкеры, длиной 1,8 м, закрепляли в шпурах, пробуренными под углом 10 град к плоскости напластования из лавы, с помощью ампул с полиуретановым составом (ампула нормальная 3,0 SF 25/500). Компоненты таких же ампул перемешивались и наносились на плиту размерами 0,2×0,2×0,004 м. После отверждения состава через 30 минут нижний конец анкера и плита соединялись отрезками цепи.

Для упрочнения кровли из уклона, установленные по шахтной схеме анкеры соединяли цепями с плитами приклеенными на устойчивую боковую стенку выработки (плиты 1 – 4, 6; рисунок 5), а плита 5 была приклеена к плоскости напластования. Размеры плит 0,1×0,1×0,004 м и 0,2×0,2×0,004 м. После отверждения составов концы анкеров и металлические плиты соединяли отрезками цепи или прядями каната.

После выемки угля в лаве на упрочненном участке кровля не обрушалась.

### **Выводы.**

Разработан новый способ упрочнения непосредственной кровли в лаве химическим анкерованием, что позволит повысить эффективность химического анкерования, расширить область его применения, снизить трудоёмкость и стоимость упрочнения. Выполнены лабораторные исследования адгезии скрепляющего полиуретанового состава при склеивании металлических пластин и пород кровли. Разработана математическая модель упрочняемого массива пород и установлены параметры нового способа анкерования кровли. Проведена шахтная опытно-промышленная проверка нового способа анкерования неустойчивой кровли на сопряжении лавы с подготовительной выработкой.

*Определены адгезионные свойства полиуретанового состава при склеивании металлических пластин и пород, максимальные усилия в анкере и стяжке; установлены параметры технологии упрочнения пород; изложены результаты шахтной проверки разработанного способа упрочнения пород.*

*Adhesion property of polyurethane composition paste together metallic plate an rock, maximum effort in anchor and anchorage, parameters of technology consolidate rock are determined; result of mining control way consolidate rocks is given.*

### **Библиографический список**

1. Захаров В.С. О повышении устойчивости пород кровли на концевых участках лав / В.С. Захаров, Г.И. Соловьёв, В.В. Ляпоног, Я.А. Ляшок // Сб. науч. Тр. / ДонГТУ. Вып.28.– Донецк, 1998.– С.32–34.



2. Жданкин Н.А. Геомеханика горных выработок. Сопряжение лавы – штрек / Н.А. Жданкин, А.А. Жданкин. – Новосибирск: Наука, Сиб. Отд., 1990. – 112 с.

3. Сохацкий В.П. Устойчивость пород кровли на концевых участках лав / В.П. Сохацкий // Уголь Украины. – 1987. – №9. – С.10–11.

4. Широков А.П. Крепление сопряжений лав / А.П. Широков, В.А. Лидер, А.И. Петров. – М.: Недра, 1987. – 192 с.

5. Васильев В.В. Технология физико-химического упрочнения горных пород / В.В. Васильев, В.И. Левченко. – М.: Недра, 1991. – 267 с.

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

7. Управление кровлей и крепление в очистных забоях на угольных пластах с углом падения до 35° / Руководство КД 12.01.01.503. – Офици. Изд-е. – К.: Минтопэнерго Украины, 2002. – 141 с.

8. Патент України 22615, МПК(2006) E 21 D 20/00. Спосіб зміцнення безпосередньої покрівлі від обвалювання. М.К. Клішин, С.І. Касьян, О.Л. Кізіяров, К.З. Склепович. № и200612763; Заявл. 04.12.2006; Опубл. 25.04.2007.

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

# **МЕТАЛЛУРГИЯ**



*д.т.н., проф. Луценко В.А.,  
к.т.н., доц. Еришов В.М.,  
ст. преподаватель Коваленко О.А.,  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ВЫБОР МЕТОДА УПРОЧНЕНИЯ РАЗДЕЛИТЕЛЬНЫХ ШТАМПОВ**

*Наведено аналіз існуючих методів зміцнення розділових штампів з подальшим обґрунтуванням можливості використання електроіскрового легування для підвищення стійкості штампувального інструменту.*

Холодная листовая штамповка является одним из распространенных видов обработки металлов давлением. Наибольший эффект от применения холодной листовой штамповки может быть обеспечен при комплексном решении технических вопросов на всех стадиях подготовки производства. В частности, в настоящее время большое внимание уделяется проблеме стойкости разделительных штампов холодной листовой штамповки, от которой во многом зависит качество продукции, снижение материало – и энергозатрат и повышение производительности.

В данной работе, исходя из условий эксплуатации разделительных штампов и требований, предъявляемых к инструменту, приводится анализ существующих методов повышения стойкости штампов с целью выбора наиболее эффективного из них.

В разделительных операциях листовой штамповки конечной целью является отделение одной части заготовки от другой. Отделение одной части заготовки от другой осуществляется относительным смещением этих частей в направлении, перпендикулярном к плоскости заготовки. Это смещение в начальных стадиях характеризуется пластическим деформированием, но завершается обязательно разрушением. Отделение одной части заготовки от другой можно разделить на следующие стадии: упругий изгиб, пластическая деформация и разрушение.

На первой стадии при внедрении инструмента происходит упругий изгиб заготовки под действием пуансона и матрицы, создающий напряжения, не превышающие по величине предел упругости.

При дальнейшем внедрении инструмента в заготовке возрастают напряжения, превышающие предел упругости - наступает пластическая стадия деформирования.

Картину процесса деформирования металла в разделительных штампах можно представить следующим образом [1]: В начальных стадиях пластическая деформация сосредотачивается у кромок, которые внедряются на некоторую глубину в металл. Очаги деформации от режущих кромок увеличиваются, продвигаясь в толщину заготовки, до смыкания. Дальнейшее внедрение режущих кромок вызывает пластическую деформацию по всей толщине заготовки, обуславливающую смещение одной части заготовки относительно другой. В этой стадии деформирования начинается разрушение слоев заготовки, но только тех, которые приходят в непосредственное соприкосновение с режущей кромкой. Разрушение происходит при образовании трещин, развивающихся в толщину заготовки.

Трещины, образуемые в местах контакта заготовки в режущей кромкой, развиваются навстречу друг другу до момента их слияния. И именно слияние трещин завершает процесс отделения одной части заготовки от другой. Однако слияние трещин может произойти не при всех условиях деформирования.

Минимальный зазор, обеспечивающий совпадение трещин в разделительных операциях, является оптимальным зазором. С увеличением зазора увеличивается изгибающий момент и его влияние на процесс деформирования, благодаря которому величина растягивающих и изгибающих напряжений у свободных поверхностей возрастает. При значительных растягивающих напряжениях трещина образуется не от режущих кромок, а от свободной поверхности, создавая торцовый заусенец. Увеличение растягивающих и изгибающих напряжений приводит к дополнительному перемещению штампуемого металла по торцу режущих кромок инструмента. Это вызывает повышенное истирание, пластическую деформацию режущих кромок, что приводит к их затуплению и износу. Величина зазора оказывает также влияние на распределение нормальных напряжений на контактных поверхностях и, следовательно, на протяженность зоны пластических деформаций, которая увеличивается с увеличением зазора.

Таким образом, при проведении разделительных операций происходит притупление режущих кромок (износ) инструмента, что приводит к увеличению технологического зазора между режущими инструментами. Поэтому важной задачей является повышение износостойкости режущего инструмента для обеспечения оптимальных условий деформирования материала при разделительных операциях.

Известные методы повышения стойкости условно можно разделить на шесть основных классов упрочнения [2]:

- а) с образованием пленки на поверхности;
- б) с изменением химического состава поверхностного слоя;

- в) с изменением структуры поверхностного слоя;
- г) с изменением энергетического запаса поверхностного слоя;
- д) с изменением шероховатости поверхностного слоя;
- е) с изменением структур по всему объему металла.

Классы разделены на методы и процессы. Процессы могут выполняться при наличии или сочетании следующих внешних условий: в газовой среде; в жидкости; в пасте; без использования или с использованием теплоты при нормальном, повышенном или высоком давлении; в низком, среднем или глубоком вакууме; в атмосфере водяного, водогазового или ионного пара; в контролируемых атмосферах экзогаза или эндогаза; в электропроводящей или диэлектрической среде; в среде с поверхностно-активными или абразивными свойствами; в магнитном, электрическом, гравитационном или термическом поле. Внешние условия характеризуют специфические особенности технологического процесса, при которых осуществляется данный метод упрочнения. Сочетание условий открывает перспективу дальнейшего развития методов упрочнения металлов и повышения их эффективности.

К первому классу с образованием пленки на поверхности относят такие способы упрочнения как:

- а) осаждение химической реакцией (оксидирование, сульфидирование, фосфатирование и т.д.);
- б) электролитическое осаждение (хромирование, никелирование, борирование и др.);
- в) осаждение твердых осадков из паров (электроискровое легирование, термическое испарение, прямое электронно – лучевое испарение и др.);
- г) напыление износостойких соединений (плазменное напыление, детонационное напыление, электродуговое и лазерное напыление).

К способам осаждения химической реакцией относят образование фосфатного, оксидного или ионного химического неметаллического покрытия на поверхности металлических изделий. Применяют при обработке изделий из алюминия, меди, магния, стали и других металлов для повышения коррозионной стойкости, в декоративных целях или как грунтовку перед окраской, в частности как способ повышения коррозионной стойкости высокопрочных болтов, автомобильных деталей и др.

Полученные пленки, полученные при обработке деталей данными растворами, имеют мелкокристаллическую структуру с минимальной пористостью, обладают высокой коррозионной стойкостью и прочностью сцепления с основным металлом.

Для упрочнения штампового инструмента не применяется, т.к. не обеспечивает достаточной износостойкости и прочности сцепления с основным материалом.

К способам электролитического осаждения относят никелирование, хромирование, борирование, заключающиеся в осаждении металла с образованием покрытия на поверхности изделия при пропускании тока между анодом (пластиной из металла, наносимого на изделие) и катодом (обрабатываемым изделием).

К недостаткам способа следует отнести длительность и сложность метода, а также хрупкость и недостаточную износостойкость, полученного слоя, что делает невозможным применение его для упрочнения раздельных штампов.

К способам осаждения твердых осадков из паров относят электроискровое легирование, термическое испарение тугоплавких соединений, катодно – ионная бомбардировка, прямое электронно – лучевое испарение, реактивное электронно – лучевое испарение, электрохимическое испарение.

Напыление один из распространенных способов нанесения покрытий на различные детали и инструмент. Можно выделить следующие виды напыления – газопламенное напыление, детонационное напыление, дуговая металлизация, плазменное напыление и электроимпульсное нанесение покрытий.

По типу источника тепловой энергии, которая используется для расплавления напыляемого материала, напыление подразделяют на газопламенное и электрическое. При газопламенном напылении нагрев напыляемого материала осуществляют теплотой сгорания смеси горючего газа с кислородом, а при электрическом — теплотой электрической дуги.

Технология газопламенного напыления довольно проста, а стоимость оборудования и затраты на эксплуатацию низкие. В связи с этим данный способ нашел достаточно широкое применение в практике.

К недостаткам способа можно отнести достаточно длительное воздействие высокой температуры на обрабатываемый материал, контакт с кислородом. Это вызывает возникновение большой зоны термического влияния и возможные процессы обезуглероживания.

Применение методов детонационного напыления, дуговой металлизации, плазменного напыления [3, 4] позволяет создавать на поверхности инструмента тонкие износостойкие слои, повышающие прочность и стойкость, но в процессе эксплуатации возможно отслоение этих покрытий или выкрашивание инструмента из-за его высокой поверхностной твердости. Кроме этого, как правило, для осуществления этих мето-

дов требуется сложная дорогостоящая аппаратура, что часто затрудняет процесс упрочнения металла этими методами.

В настоящее время достаточно широкое применение для упрочнения поверхностей находит электроимпульсное нанесение покрытий.

Электроимпульсное нанесение покрытий основано на импульсном разряде конденсатора через проволоку напыляемого металла [2, 6]. При этом происходит взрывное плавление проволоки и осаждение расплавленных мелких частиц металла на поверхности изделия.

Своеобразие электроимпульсного нанесения покрытий связано с особо малым размером частиц в мелкораспыленном состоянии напыляемого материала. При температуре распыления, которая, как считают, близка к точке кипения металла проволоки, все частицы в мелкораспыленном состоянии нагреваются равномерно. При столкновении с поверхностью основного материала скорость движения частиц достигает нескольких сотен метров в секунду. Движение частиц к основному материалу происходит за счет резкого расширения газа при взрыве и вытеснения воздуха из зоны взрыва, что почти полностью исключает окисление частиц, а следовательно, обеспечивает получение плотного покрытия с высокой прочностью сцепления с основным материалом. Недостаток электроимпульсного напыления состоит в том, что его применение ограничено электропроводными материалами. Кроме того, этот способ не всегда пригоден для получения покрытий большой толщины.

Однако для получения износостойких слоев на штамповой оснастке выгоден, так как может быть осуществим способами не требующими дорогостоящего оборудования, различными материалами электродов. Кроме того полученной толщины слоя достаточно для упрочнения, т.к. проводится на уже термообработанных образцах и не требует последующей термообработки и шлифовки.

Ко второму классу (с изменением химического состава поверхностного слоя) относят методы диффузионного насыщения: поверхности металла атомами металлов и неметаллов. Как правило, такое насыщение проводят методами химико-термической обработки, которая не требует сложного дорогостоящего оборудования и достаточно проста в применении. Кроме этого, химико-термическая обработка позволяет в ряде случаев получить комплекс свойств необходимых для повышения срока службы инструмента в конкретных условиях эксплуатации. К методу диффузионного насыщения относят нитрооксидирование, азотирование, хромирование, цементацию, цианирование, борирование и т.д. [5].

Недостатком способов является разрушение поверхностного слоя в местах резкого изменения контура режущих кромок инструмента и низкое сопротивление ударным нагрузкам, в связи с чем целесообраз-



ность применения способа для штампов повышенной стойкости требует оценки в каждом конкретном случае.

К третьему классу (с изменением структуры поверхностного слоя) относят:

а) физико-термическую обработку (лазерная закалка плазменная закалка);

б) электрофизическая обработка (электроимпульсная обработка, электроконтактная обработка, электроэрозионная обработка, ультразвуковая обработка);

в) механическая обработка (упрочнение вибрацией, фрикционно-упрочняющая: обработка, дробеструйная обработка, обработка взрывом, термомеханическая обработка, прокатывание, волочение, редуцирование и т.д.).

Первые два метода позволяет создавать на поверхности металла тонкие износостойкие слои повышенной прочности, После этих процессов не нужно применять окончательную механическую обработку, что даёт возможность довольствоваться: слоями небольшой толщины. Недостатком такого способа также является использование дорогостоящей аппаратуры. Метод механической обработки для разделительных штампов холодной листовой штамповки, как правило, не применяется.

К четвертому классу (с изменением энергетического запаса поверхностного слоя) относится метод обработки в магнитном поле – электроферромагнитная обработка, обработка в импульсном магнитном поле [6]. Метод можно применять как для повышения стойкости режущего инструмента – резцов, сверел, плашек, так и для матриц и пуансонов разделительных штампов холодной листовой штамповки. Сложность заключается в расчёте значения остаточной индукции: и напряженности, необходимых для намагничивания инструмента.

Пятый класс (с изменением шероховатости поверхностного слоя) включает в себя следующие методы:

а) электрохимическое полирование (окунание в ванну в струе электролита);

б) обработка резанием (шлифование, суперфиниширование):

в) пластическое деформирование (накатка, раскатка).

Эти методы в основном применимы для режущего инструмента, применяемого на станках – резцы, свёрла, метчики, плашки и т.д. Остаточные напряжения сжатия, полученные режущим инструментом в результате обкатки, затрудняют отрыв частиц инструмента и уменьшает износ. Однако существует возможность образования шлифовочных трещин на поверхности инструмента при неправильно выбранном режиме обработки. Стойкость инструмента увеличивается в 1,3 – 2 раза.

К шестому классу (с изменением структур по всему объему металла) относятся:

а) термическая обработка при положительных температурах (закалка светлая, обычная, несквозная, сквозная, изотермическая, с самоотпуском, с непрерывным охлаждением ступенчатая, отпуск низкий, высокий);

б) криогенная обработка (закалка с обработкой холодом с температуры заковки или охлаждение с нормальной температуры).

Термообработка при положительных температурах изменяет прочностные характеристики по всему сечению детали, что не всегда приемлемо. Криогенные методы есть смысл использовать для сталей с повышенным содержанием остаточного аустенита.

Результаты анализа различных классов и групп упрочнения можно представить в виде таблицы 1.

Таблица 1 – Сравнительный анализ различных классов упрочнения металлов

Классы упрочнения	Сложность выполнения	Стоимость оборудования	Стоимость материалов	Универсальность выполнения	Прочность слоя	Твердость	Возможность применения для упрочнения штампов
с образованием пленки на поверхности	+ –	+ –	+	+	+	+ –	+
с изменением химического состава поверхностного слоя	+	+	+	–	+ –	+ –	+ –
с изменением структуры поверхностного слоя	+ –	+ –	+	+ –	+ –	+ –	–
с изменением энергетического запаса поверхностного слоя	–	–	+ –	–	+ –	+ –	+ –
с изменением шероховатости поверхностного слоя	+	+ –	+	+ –	+	+	–
с изменением структур по всему объему металла	+	+	+	+	–	+	+

– (+) - положительное влияние на указанные технологические и эксплуатационные характеристики;

– (–) – отрицательное влияние на указанные технологические и эксплуатационные характеристики;

После рассмотрения различных классов упрочнения был сделан вывод о приемлемости для упрочнения штампов в современных условиях первого класса – с образованием пленки на поверхности, т.к. эти способы упрочнения позволяют получить твердые, износостойкие поверхностные слои из различных материалов на разделительных кромках штампов различной конфигурации. Для выбора одного из методов, относящихся к этому классу также можно провести анализ применимости рассмотренных методов для упрочнения штампов (таблица 2).

Таблица 2 – Сравнительный анализ различных способов упрочнения металлов

Способ упрочнения	Сложность выполнения	Стоимость оборудования	Стоимость материалов	Универсальность выполнения	Прочность слоя	Твердость	Возможность применения для упрочнения штампов
Осаждение химической реакцией (оксидирование, сульфидирование, фосфатирование и т.д.);	-	+	+	-	-	+	-
Электролитическое осаждение (хромирование, никелирование, борирование и др.);	+	+	+	-	-	+	+
Осаждение твердых осадков из паров электроискровое легирование	+	+	+	+	+	+	+
Напыление износостойких соединений (плазменное напыление, детонационное напыление, электродуговое и лазерное напыление).	-	-	+	+	+	+	+

(+) - положительное влияние на указанные технологические и эксплуатационные характеристики;

(-) – отрицательное влияние на указанные технологические и эксплуатационные характеристики;

Таким образом, для упрочнения штампов целесообразным является способ упрочнения с образованием пленки на поверхности, т.к. он позволяет получить твердые, износостойкие поверхностные слои из

различных материалов на разделительных кромках штампов различной конфигурации. Для упрочнения разделительных штампов одним из наиболее рациональных является метод электроискрового легирования, т.к. он обеспечивает высокую износостойкость и твердость инструмента, высокую производительность, возможность применения несложного оборудования и применим для штампов различной формы.

*Приведен анализ существующих методов упрочнения разделительных штампов с дальнейшим обоснованием возможности использования электроискрового легирования для повышения стойкости штампового инструмента.*

*It was given the analysis of present methods of strengthening the separation stamps with further substantiating the opportunity of using electric-shark alloying for increasing the hardness of stamp equipment.*

#### **Библиографический список**

1. Попов Е.А. Основы теории листовой штамповки. М.: Машиностроение, 1977. - 276с.
2. А. Хасуи, О. Мorigaки Наплавка и напыление. М.: Машиностроение, 1985. - 239с.
3. Rogov B.A., Ushomirskaya L.A., Chudaikov A.D. Основы высоких технологий. М.: Вузовская книга, 2001. - 247с.
4. Тюрин Ю.Н. и др. Электролитно-плазменное упрочнение деталей буровых станков. Сварщик, №4, 1998.
5. Дубинин Г.Н., Коган Я.Д. Прогрессивные методы химико термической обработки. М.: Машиностроение, 1979. - 183с.
6. Самсонов В.Г., Верхотуров А.Д. Электроискровое легирование металлических поверхностей. Киев, Наукова думка, 1976. - 220с.

*д. т. н., проф. Петрушов С.Н.  
к. т. н., доц. Русанов И.Ф.  
к. ф.-м. н., доц. Русанова Н.И.  
(ДонГТУ, Алчевск, Украина)  
начальник аглоцеха Трениев Е.Т.  
(ОАО “АМК”, Алчевск, Украина)*

## **ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ТЕПЛА РАСКАЛЕННОГО КОКСА С ЦЕЛЬЮ ПОЛУЧЕНИЯ ДОБАВОК ДЛЯ АГЛОМЕРАЦИИ**

*Запропоновано використовувати тепло коксу, видаваного з коксових печей, для отримання вапна, що вводиться в агломераційну шихту. Обґрунтована доцільність такого способу отримання вапна і зроблена економічна оцінка застосування запропонованого способу.*

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

Одной из важнейших проблем современности является снижение энергоемкости технологических процессов. В металлургии снижение энергоемкости производства достигается путем использования тепловой энергии, утилизируемой котлами-утилизаторами, установленными за кислородными конвертерами, мартеновскими печами, нагревательными печами и обжиговыми машинами, а также тепла установок испарительного охлаждения.

Тепло выдаваемого из коксовых батарей раскаленного кокса используется лишь при его тушении в установках сухого тушения.

На отечественных предприятиях черной металлургии утилизируемое тепло используется главным образом для производства пара и бытовых нужд. Между тем, опыт работы зарубежных предприятий доказывает эффективность использования вторичного тепла для технологических целей и получения дополнительных продуктов, используемых затем в металлургических процессах. Одним из таких продуктов является известь, используемая при агломерации железорудного сырья.

Производство извести требует больших затрат и специального оборудования. Снижение их является актуальной задачей.

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

Источниками вторичного тепла в черной металлургии являются отходящие из агрегатов газы и воздух или вода, используемые для охлаждения получаемых продуктов (агломерата, шлака, металла). Температура теплоносителей при этом низкая (300-500 °С). Так как разложе-

ние карбонатов происходит при более высоких температурах (700-900 °С), утилизированное тепло для получения извести практически использоваться не может.

Разложение карбонатов возможно при непосредственном контакте их с источником вторичного тепла.

Так в Японии предложено получать известь попутно с производством агломерата на агломашине. При этом поверх уложенного ранее слоя постели укладывается гранулированная смесь измельченного известняка и кокса в соотношении 96-99 % к 4-1 % . Грануляция смеси производится с добавкой воды в количестве, соответствующем ее содержанию в гранулах 3-9 %. Полученные гранулы загружаются на спекательные тележки агломашины слоем 1-4 см. Сверху на гранулы укладывается слой обычной аглошихты. В процессе агломерации известняк в гранулах обжигается, гранулы разрушаются и практически полностью попадают в возврат. Расчет показывает, что в обычных условиях получения извести расход твердого топлива составляет 8-9% от массы известняка. По предложенному в Японии способу расход топлива снижается в среднем в 4 раза в результате утилизации тепла агломерации основной аглошихты.

Несмотря на привлекательность такого способа агломерации и его эффективность, он не может быть использован на аглофабриках Украины, как по конструктивным, так и по технологическим причинам.

#### **Постановка задачи.**

Основной задачей, решаемой в данной работе, является обоснование возможности использования тепла выдаваемого из коксовых батарей раскаленного кокса для получения извести с последующим ее использованием для интенсификации агломерационного процесса.

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

Учитывая, что металлургические предприятия работают в едином комплексе с коксохимическими заводами, утилизация тепла продуктов коксования также оказывает существенное влияние на топливно-энергетический баланс черной металлургии.

Как известно, производство кокса является энергоемким процессом. Расход тепла на коксование составляет в среднем 3,0-3,5 ГДж/т кокса, что на 10-15 % выше, чем на 1 тонну чугуна.

Работы по снижению расхода тепла в коксохимическом производстве проводят в двух основных направлениях: совершенствование технологического процесса и использование выделяющегося при коксовании тепла, с целью снижения расхода топлива, на энергетические и технологические нужды. Более половины выделяющегося при коксовании тепла уносится раскаленным коксом, поэтому использование его имеет первостепенное значение.

Технологически утилизация тепла раскаленного кокса не имеет трудностей и в ряде стран получила широкое распространение. Тепло кокса используется с высоким тепловым КПД, достигающим 80-85%. При таком КПД экономия составляет, в эквивалентном пересчете, около 50 кг условного топлива на 1 т кокса.

Тепло раскаленного кокса используется при его сухом тушении инертным газом, а также при тушении в закрытой емкости водой. Утилизированное тепло идет или для производства пара, или подогрева угольной шихты перед коксованием.

Сухое тушение кокса осуществляется по различным схемам с использованием установок сухого тушения кокса, различающихся конструктивно. Принципиально же технологический процесс тушения существенно не зависит от конструктивного выполнения и протекает в следующей последовательности.

Раскаленный кокс выдается из коксовых печей и транспортируется к установке тушения. Здесь кокс выгружается в специальную камеру или бункер и охлаждается путем продувки (прососа) его инертным по отношению к коксу газом. Нагретые газы направляются в теплообменник (рекуператор). Здесь они охлаждаются и затем вновь подаются на охлаждение кокса.

В установках сухого тушения кокса температура кокса понижается в 5-6 раз (с 1000 – 1500<sup>0</sup>С до 150 – 200<sup>0</sup>С), а температура охлаждающего газа возрастает со 100 – 150<sup>0</sup>С до 700 – 800<sup>0</sup>С. Уловленного тепла достаточно для получения 450 – 550 кг пара на тонну кокса с температурой 400 – 450<sup>0</sup>С. Продолжительность охлаждения составляет обычно 1-2 часа.

В США и Германии построены установки для тушения кокса водой под давлением в закрытом контейнере. При тушении кокса водой в закрытом контейнере образуется перегретый пар, содержащий значительное количество влаги. Температура пара на выходе из контейнера составляет 700<sup>0</sup>С. В контейнере при контакте воды или водяного пара с раскаленным коксом образуется водяной газ, содержащий в среднем: 57,2% H<sub>2</sub>; 28,6% СО и 14,2% СО<sub>2</sub>. В ходе процесса газифицируется около 1% кокса. Продолжительность охлаждения кокса до 200<sup>0</sup>С составляет несколько минут.

В последние годы при производстве кокса расширяется термическая подготовка угольной шихты. В качестве теплоносителя для установок термической подготовки шихты используют продукты ценного технологического топлива – природного или коксового газа. С целью экономии этого топлива предложено комбинированное использование тепла раскаленного кокса для производства пара и термической подготовки

угольной шихты. При таком процессе расход тепла на коксование уменьшится в несколько раз.

Наряду с явным преимуществом известных способов утилизации тепла раскаленного кокса широкое внедрение установок сдерживается в основном по двум основным причинам: установки имеют высокую стоимость и требуют больших площадей для их размещения, что трудно осуществимо, особенно на действующих заводах. Последнее особенно существенно для Украины, поскольку большинство отечественных коксохимических заводов спроектировано с использованием мокрого способа тушения кокса и не располагают площадями для размещения установок сухого тушения. Перестройка же существующих заводов (по капитальным затратам) без больших инвестиций не возможна.

Альтернативой известным способам утилизации тепла раскаленного кокса может быть его использование для производства интенсифицирующих добавок в аглошихту. При этом процесс тушения кокса изменяется принципиально.

Тушение кокса предлагается производить в две стадии: на первой стадии тушение происходит до температуры ниже температуры воспламенения кокса ( $500-600^{\circ}\text{C}$ ) твердым потребителем тепла (известняком или другим карбонатом), а на второй – обычным холодным воздухом или холодным газом, инертным к коксу при указанных температурах.

В агломерационную шихту из карбонатов вводят сидерит  $\text{FeCO}_3$ , кальцит  $\text{CaCO}_3$ , магнезит  $\text{MgCO}_3$  или доломит  $\text{CaMg}(\text{CO}_3)_2$ . Температура начала разложения всех этих карбонатов находится в пределах  $300-550^{\circ}\text{C}$ , что ниже температуры воспламенения кокса. Это обстоятельство и позволяет использовать карбонаты для тушения кокса на первой стадии.

Наиболее прочным из используемых в агломерации карбонатов является кальцит. Поэтому оценим возможность и эффективность его использования для производства извести для агломерации железорудных материалов за счет тепла раскаленного кокса.

При охлаждении 1 кг кокса с начальной температурой  $1000^{\circ}\text{C}$  до температуры  $550^{\circ}\text{C}$  выделяется тепла:

$$Q_r = C_n \cdot T_n - C_k \cdot T_k = 1,432 \cdot 1273 - 1,201 \cdot 823 = 834,5 \text{ кДж/кг},$$

где  $C_n$  и  $C_k$  – теплоемкости кокса при температурах  $T_n$  и  $T_k$ .

Для нагрева 1 кг известняка до  $800^{\circ}\text{C}$  и его разложения потребуется:

$$Q_u = C_u \cdot T_u + Q = 1,10 \cdot 1073 + 1780 = 2960,3 \text{ кДж/кг};$$

Здесь:  $C_u$  – теплоемкость известняка при температуре  $T_u$ ,



$T_u$  – средняя температура нагрева известняка, К

$Q$  – теплота разложения известняка, кДж/кг

Выделяющегося при охлаждении 1 кг кокса тепла достаточно для разложения

$$m = \frac{834,5}{2960,3} = 0,28 \text{ кг известняка.}$$

Одна современная коксовая камера выдает за один период коксования около 16 тонн кокса. Для его тушения, согласно приведенным выше расчетам, потребуется около 4,5 тонн известняка. С учетом тепловых потерь и полноты разложения известняка его расход, очевидно, понизится до 3,5 – 4 тонн. При степени разложения равной 75 % количество полученной извести составит порядка 3,0 тонн.

При использовании такой технологии получения извести экономия составит около 75 кг условного топлива в расчете на 1 т полученной извести.

Указанный способ [1] получения кокса технологически может быть осуществлен следующим образом.

В процессе выдачи кокса из коксовой печи раскаленный кокс смешивается с мелким известняком (< 10мм) в специальном смесительном устройстве. С целью ускорения процесса разложения известняка целесообразно во время протекания процесса осуществлять непрерывное перемешивание кокса и известняка. В этот период необходимо отсасывать из зоны реакции выделяющийся при разложении диоксид углерода и другие выделяющиеся газы. Очевидно, наиболее подходящим для этой цели является смесительный барабан. Для качественного перемешивания объем барабана должен быть около 200 м<sup>3</sup>. При диаметре барабана 4 – 5 м и его длине 10 – 15 м, смесительный барабан может быть смонтирован непосредственно на платформе тушильного вагона.

После окончания первой стадии охлаждения, через слой кокса, охлажденного до температуры ниже температуры его воспламенения, продувается холодный воздух с последующим его охлаждением в теплообменнике или же подачей в регенераторы коксовой батареи.

Охлажденный до температуры ниже 100<sup>0</sup>С кокс подается на грохочение. Во время грохочения полученная в ходе охлаждения известь отделяется от основной массы кокса совместно с мелкой фракцией (<10 мм). При выходе фракции крупностью <10 мм 4 – 6% от общей массы полученного кокса, выделяемая смесь будет содержать 80% извести и 20% коксика. Использование такой смеси при агломерации железосодержащих материалов позволит практически полностью ис-

ключить из шихты сырой известняк и повысить производительность агломашиин на 15 – 20%.

Предложенный способ тушения кокса известняком опробован в лабораторных условиях. При этом кокс крупностью 10 – 15 мм массой 2 кг был нагрет в трубчатой печи до температуры 950<sup>0</sup>С. Затем его перемешали с известняком крупностью <3 мм и выдержали в смеси в течение 20 минут. Соотношение кокс – известняк составило 1:3. В результате опыта степень разложения известняка составила около 50%. Низкая степень разложения известняка получена в результате того, что во время опытов при малой массе кокса не удалось обеспечить полное использование тепла из-за высоких потерь тепла в окружающую среду.

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

Проведенные расчеты и результаты проведенных опытов позволяют сделать вывод о возможности и целесообразности использования тепла раскаленного кокса для получения извести для агломерации. Используя для тушения кокса другие карбонаты, можно также получить добавки в аглошихту, содержащие железо или оксид магния.

*Предложено использовать тепло кокса, выдаваемого из коксовых печей, для получения извести, вводимой в агломерационную шихту. Обоснована целесообразность такого способа получения извести, и сделана экономическая оценка применения предложенного способа.*

*It is suggested to use the heat of coke given out from coke stoves for a production of lime for the sinter charge. Expedience of such method of receipt is grounded inform, and the economic evaluation of application of the offered method is done.*

#### **Библиографический список**

1. Патент Украины: 34776А, МКІ С10В39/02 Спосіб сухого гасіння коксу / І.Ф.Русанов, Р.І.Русанов, С.М.Петрушов, І.І.Ровенський, Д.С.Петрушов № 99073824; Заявл. 06.07.1999; Опубл. 15.03.2001. Бюл. № 2.-Зс.

*д.т.н., проф.. Заблодский Н.Н.,  
к.т.н., доц. Бизянов Е.Е.,  
к.э.н., доц. Зайцев И.С.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **СОВРЕМЕННАЯ КОНЦЕПЦИЯ ПОСТРОЕНИЯ ИНФОРМАЦИОННОЙ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ КРУПНЫМ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИМ ПРЕДПРИЯТИЕМ**

*Розглянуто концепцію побудови інформаційної системи крупного металургійного підприємства з урахуванням сучасних вимог і архітектур, а також специфіки діяльності підприємства.*

В настоящее время металлургические предприятия при внедрении новых информационных систем выдвигают требования интеграции программных продуктов, желая сохранить "работающие" специализированные системы и информационно объединить их с вновь приобретаемыми. Как правило, характерным для таких предприятий является наличие парка персональных компьютеров (ПК) разной производительности и с различными ОС (UNIX, MS DOS, Windows), СУБД (ORACLE, FOXPRO, ACCESS, MS SQL Server), офисными пакетами и иным прикладным программным обеспечением (ПО). Кроме того, в большинстве случаев пользователи устанавливают на свои ПК дополнительные программы, не входящие в их функциональные обязанности, зато вполне способные привести систему в неработоспособное состояние или уничтожить коммерческую информацию. Поддержание однотипными парка ПК, системного и прикладного ПО требует немалых финансовых затрат и далеко не всем под силу. Затруднительным является регулярное резервное копирование пользовательских данных. В случае выхода ПК из строя зачастую происходит частичная или полная потеря документов пользователя. Многообразие используемых программных средств накладывает жесткие ограничения на дальнейшее проектирование и разработку комплексов задач и подсистем. Понятно, что применение более чем одной операционной системы, СУБД и средств разработки должно накладывать на разработанное программное обеспечение требование переносимости с одной платформы на другие без какого-либо вмешательства разработчиков. Сегодня это требование не может быть выполнено, поскольку существуют локальные разработки на разных платформах. Мало этого, до сих пор не существует программных соглашений, устанавливающих необходимость и обязательность в новых разработках использовать только кросс-платформенные приложения.

Усугубляет это положение то, что использование различных средств управления базами данных крайне недопустимо, потому что в этом случае затраты на разработку, совмещение информации в базах данных и сопровождение продукта возрастают более чем вдвое. Для поддержки актуального состояния классификаторов и справочников необходима служба слежения за их состоянием в различных базах данных. Поиск и исправление ошибок, возникающих на этом этапе, весьма трудоемкий процесс, а именно от этой информации требуется полная достоверность, поскольку она ложится в основу бухгалтерского учета.

Для большинства металлургических предприятий характерно наличие нескольких «точек концентрации» пользователей заводской ИС с большим территориальным разбросом. Объемы данных, курсирующих по сети, довольно существенны. Уровень помех, генерируемых мощным промышленным оборудованием, для любого сетевого интерфейса (за исключением оптического) довольно высок и, соответственно, большой процент потерь пакетов и низкие скорости передачи данных.

Поэтому независимо от применяемой технологии связи имеет смысл использовать терминальный вариант работы удаленных «точек доступа». Это разумно и по соображениям экономии пропускной способности протяженных сетевых интерфейсов, и с точки зрения сохранности данных – все они находятся и обрабатываются на сервере, а для работы одного пользователя достаточно канала в пару десятков килобит.

В связи с тем что физически вся работа пользователя выполняется на сервере с применением одних и тех же пакетов прикладного ПО и общего хранилища данных, вопрос контроля версий ПО решается автоматически, а создание резервных копий не вызывает никаких проблем. Уровень контроля прав пользователей соответствует возможностям серверной ОС, существенно снижая вероятность утечки конфиденциальной информации.

Современные подходы [1] требуют, чтобы системное и прикладное программное обеспечение реализовывало многоуровневую архитектуру, обеспечивая простоту развертывания и управления многозвенными, кросс-платформенными, распределенными объектными приложениями.

В архитектуре современных информационных систем необходимо выделять три уровня:

- уровень представления (реализующий функции ввода и отображения данных) – уровень клиента;
- прикладной уровень (реализующий универсальные сервисы, а также функции, специфичные для определенной предметной области) – средний уровень сервера приложений;
- уровень доступа к информационным ресурсам (реализующий фундаментальные функции хранения и управления информационно-вычислительными ресурсами) – уровень сервера базы данных.

Связь между уровнями обеспечивает менеджер транзакций и коммуникаций.

Технология Интранет наложила свой отпечаток на эту классическую схему, расположив на уровне представления универсальный клиент – Web-навигатор (возможно, пополненный прикладными апплетами) и возложив функции информационного концентратора (которые естественно объединить с функциями менеджера транзакций и коммуникаций) на Web-сервер.

Опираясь на эту архитектуру, корпорация Oracle предлагает три ключевых элемента информационных систем (рисунок 1):

- объектно-реляционный сервер СУБД Oracle 8i/9i;
- универсальный сервер приложений Oracle Application Server, а также ряд специализированных прикладных серверов (Oracle Payment Server, Internet Commerce Server, Video Server и т.д.). Подобные средства (Sun Java 2 Enterprise Edition, BEA Weblogic, IBM Websphere, Bluestone Saphire/Web), отличающиеся производительностью, стоимостью, набором выполняемых функций и качеством сопровождения предлагают и другие производители ПО;
- набор драйверов в стандарте JDBC, специально оптимизированных для доступа из Java к СУБД Oracle.

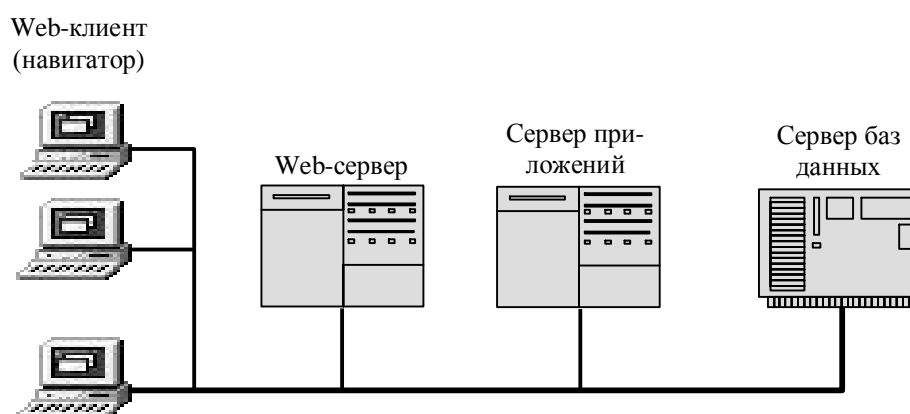


Рисунок 1 – Трехуровневая архитектура в технологии Интранет

Основная идея, заложенная в основу трехуровневой архитектуры – перенос реализации бизнес-правил (формализованных и воплощенных в программном коде правил работы организации) как с серверной, так и с клиентской части приложения в некоторое промежуточное звено – сервер приложений. Это промежуточное звено можно рассматривать как набор компонентов, объектов, реализующих требуемые бизнес-правила.

Преимущества этого подхода очень существенны. Во-первых, клиентская часть приложения (Web-браузер) сильно упрощается и уде-

шевляется. Во-вторых, функциональность системы не связана ни с конкретным языком программирования, используемым для создания клиентских частей приложений, ни с особенностями используемой СУБД.

Для обеспечения доступа к базам данных на стороне Web-клиента сегодня в основном применяется Java-технология. Java – это современный объектно-ориентированный язык программирования для разработки приложений, созданный специально для распределенных сред.

Одно из важных свойств Java-технологии – это мобильность, суть которой заключается в том, что написанный на Java код может исполняться на любой компьютерной платформе.

Для взаимодействия Java-приложений с внешним сервером баз данных разработан специализированный протокол JDBC, который фактически сочетает функции шлюзования между интерпретатором мобильных Java-кодов и интерфейсом ODBC (Open Data Base Connectivity).

Исходя из вышесказанного основные требования, предъявляемые к корпоративным приложениям и реализующему их программному обеспечению, как системному, так и прикладному формулируются следующим образом:

*Переносимость и гибкость* – независимость от платформы и способность сохранять соответствие непрерывно растущим требованиям и возможность нормального функционирования при замене операционных систем и аппаратных средств. Никакие вновь разрабатываемые программные средства не должны зависеть от платформы реализации;

*Наращиваемость* – способность справляться с постоянно возрастающим объемом хранимой, обрабатываемой и передаваемой информации в условиях возможного роста количества работающих с этой информацией пользователей.

*Высокая надежность*, – обеспечение непрерывного и качественного доступа к информации в любой момент, когда это может потребоваться. Высокая готовность и отказоустойчивость для всех аспектов распределенной вычислительной системы является требованием корпоративных приложений. Когда происходит сбой в серверном процессе, его клиенты должны быть способны продолжить работу либо используя тот же экземпляр (после перезагрузки), либо посредством связывания с другим работающим экземпляром.

*Обеспечение необходимой безопасности для корпоративных данных* – предприятию необходимо надежное решение, которое обеспечивает конфиденциальность, целостность и аутентификацию. Программное обеспечение должно использовать ресурсы Web, в то же время, обеспечить безопасный, надежный метод выполнения транзакций в распределенной среде.

*Обеспечение доступа к корпоративным данным на основе широко используемых стандартов* – программное обеспечение должно интегрироваться с источниками данных предприятия. Решение, которое использует доступ к базам данных на основе промышленного стандарта взаимодействия, позволяет воспользоваться преимуществами новых технологий. Необходимо использовать промышленный стандарт сетевого взаимодействия между Java и разнообразными типами баз данных (JDBC) для предоставления доступа к корпоративным базам данных.

*Открытость кода* – программное обеспечение должно поставляться с открытым кодом.

Перечень этих требований формирует определенные ограничения при выборе технического и системного программного обеспечения, удовлетворяющих поставленным ограничениям. На стороне клиента программное обеспечение должно формироваться на базе открытых систем (Linux RedHat, Linux ASP), не требующих никакого клиентского программного обеспечения, кроме браузера, поставляемого со всеми модификациями операционной системы Linux. На среднем уровне – сервере приложений необходим Java Application Server и Web Server, предоставляемые многими производителями открытых систем. Такая конфигурация, отвечая всем требованиям обеспечения функциональности клиента, значительно удешевляет стоимость системных программных средств, не требуя затрат на лицензионное ПО клиента. Одновременно с этим снижаются и требования к техническому обеспечению – для нормальной работы клиента достаточно удовлетворить минимальным техническим требованиям (Pentium III/128Mb/20Gb).

Таким образом, разрабатываемая система должна соответствовать следующим общим техническим требованиям:

- возможность интеграции с большим числом программных продуктов с минимальным уровнем интеграции – на уровне открытых кодов или командной строки;
- обеспечение безопасности с помощью различных методов контроля и разграничения доступа к информационным ресурсам. Наличие в составе ERP-системы сертифицированных программно-аппаратных средств защиты информации (позволяющих шифровать данные, поддерживающих электронную цифровую подпись и аутентифицирующих на ее основе пользователей);
- масштабирование: модульный принцип построения системы из оперативно-независимых функциональных блоков с расширением за счет открытых стандартов (API, J2EE и др.);
- применение 3-звенной архитектуры (сервер базы данных, сервер приложений, клиент) с возможностью использования терминалов. Клиент может быть "толстым" или "тонким";
- система должна иметь возможность миграции с платформы на платформу. Обязательно должны быть версии для ОС MS Windows и

UNIX (и их клонов);

- в набор СУБД, поддерживаемых информационной системой, обязательно должно входить распространенное ПО (например, Oracle, Sybase, MS SQL Server, Informix и др.);

- поддержка технологий распределенной обработки информации, технологий Интернет/интранет с возможностью работы через "тонкого клиента". Такое техническое решение позволяет использовать стандартные хранилища данных (библиотеки документов, базы данных) из локальных, корпоративных и глобальных сетей, не требуя существенных затрат на дополнительное администрирование и поддержание целостности, надежности и безопасности хранения данных;

- поддержка технологий многоуровневого электронного архивирования информации на различных носителях (дисковых массивах, DVD-ROM, DVD-RW, магнитооптических дисках и библиотеках, ленточных библиотеках и др.);

- наличие аналитических возможностей и встроенных инструментальных средств (позволяющих самостоятельно наращивать функциональность установленной информационной системы).

- удовлетворительные эксплуатационные характеристики (легкость администрирования, эргономичность, русскоязычный интерфейс и др.);

- инструментальные программные средства разработки информационных приложений должны обеспечивать следующие важные свойства: поддержку многоплатформенности; независимость от производителя; унификацию средств разработки; создание надежного и качественного программного обеспечения; поддержку разработанного ПО на протяжении всего времени жизни; проектирование с использованием современных методик; ведение версий; поддержку Web-технологии.

В условиях быстрой эволюции вычислительной техники, смены операционных систем, постоянного обновления технологий разработки устойчивость информационно-вычислительной среды может быть обеспечена разумным консерватизмом в сочетании с трезвым анализом тенденций современного рынка.

*Рассмотрена концепция построения информационной системы крупного металлургического предприятия с учетом современных требований и архитектур, а также специфики деятельности предприятия.*

*The concept of construction of information system of the large metallurgical enterprise is considered in view of modern requirements and architectures, and also specificity of activity of the enterprise.*

### **Библиографический список**

1. Автоматизация управления предприятием. / Баронов В.В. и др. – М.: ИНФРА-М, 2000. – 239 с.



*к.т.н., доц. Кузин А.В.,  
д.т.н., проф. Ярошевский С.Л.  
(ДонНТУ, г. Донецк, Украина),  
ассистент Ковальчик Р.В.,  
д.т.н., проф. Томаш А.А.  
(ПГТУ, г. Мариуполь, Украина)*

## **ОЦЕНКА ГРАНУЛОМЕТРИЧЕСКОГО СОСТАВА КОКСА И ПОРОЗНОСТИ В НИЖНЕЙ ЧАСТИ ДОМЕННОЙ ПЕЧИ**

*В роботі розглянуто вплив гарячої міцності коксу на його гранулометричний склад в нижній частині доменної печі. Встановлено, що при зниженні гарячої міцності коксу в його складі збільшується вміст дрібних фракцій, 0 – 1 та 1 – 3 мм, зменшується частка крупних шматків, 10 – 25 та 25 – 40 мм, та значно знижується порозність коксової насадки.*

### **Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. Анализ исследований и публикаций.**

Развитие черной металлургии в настоящее время характеризуется увеличением производства стали и, соответственно, чугуна. Для производства 1 т стали необходимо 700 - 800 кг жидкого чугуна, и его доля при выплавке стали неуклонно увеличивается [1, 2].

Современный уровень доменной технологии характеризуется содержанием в агломерате от 1 до 5 % мелочи крупностью 5 - 0 мм, практически полным выводом из состава доменной шихты сырого известняка и других флюсующих материалов, выходом шлака от 140 до 300 кг на 1 т чугуна, температурой дутья более 1100 °С, содержанием кислорода в дутье 23 - 32 %, давлением газа под колошником 150 - 250 кПа, применением низкочольного и низкосернистого пылеугольного топлива (ПУТ), основностью шлака от 1,05 до 1,15 при содержании MgO 8 - 12 %, что обеспечивает получение легкоплавкого устойчивого и однородного шлака при содержании серы в чугуне 0,02 - 0,05 % [1, 3, 4].

В последние 30-40 лет развитие доменной технологии осуществляется не только на основе улучшения качества железосодержащих материалов, но и кокса, а также применения дополнительных видов топлива – ПУТ, природного газа (ПГ) и мазута в сочетании с комплексом компенсирующих мероприятий [3, 5 - 7]. Так, на доменных печах фирмы NKK (Япония) и фирмы Shanghai Baosteel Group (Китай) среднего-

довой расход ПУТ превысил 200 кг/т чугуна, что позволило работать с расходом кокса ниже 300 кг/т чугуна при производительности выше 2,2 т/(м<sup>3</sup>·сутки) [8, 9].

В последнее десятилетие ПГ в Украине стал дорогостоящим энергоносителем и стоимость его возросла практически до стоимости кокса. Ввиду указанных выше причин внедрение технологии вдувания ПУТ в горн доменных печей в Украине становится весьма актуальным.

Для реализации современной технологии доменной плавки в Украине с вдуванием ПУТ необходимо обеспечить сохранение газопроницаемости столба шихтовых материалов и дренажную способность горна. Одним из важнейших факторов влияния на газопроницаемость является качество железорудных материалов. В настоящее время в Украине содержание железа в шихте доменных печей на 2 - 5 % ниже, а содержание мелочи в агломерате в 6 - 9 раз выше, чем за рубежом [10]. Другим фактором, ограничивающим применение ПУТ-технологии является качество кокса, и в первую очередь его гранулометрический состав.

Кокс выполняет в доменной печи ряд важнейших функций: топливо, восстановитель и разрыхлитель. Использование кокса в качестве топлива и восстановителя не требует его механической прочности и газопроницаемости насыпной массы. Функции разрыхлителя кокс преимущественно выполняет в нижних горизонтах доменной печи при высоких температурах, оставаясь твёрдым кусковым материалом, когда рудные материалы находятся в размягчённом состоянии и в виде расплава.

Благодаря газопроницаемости и дренажной способности коксовой насадки, в нижних горизонтах печи сохраняется возможность относительно свободного прохода газов. Выполнять функции разрыхлителя кокс может только при условии сохранения достаточной крупности кусков и значительного объёма межкусковых пустот в условиях высоких температур. Для сохранения крупности кусков кокс должен обладать высокой механической прочностью при нагревании в атмосфере печных газов, называемой горячей прочностью (*CSR*). Показателем *CSR* является выход фракции более 10 мм после разрушения в барабане кокса, подвергнутого высокотемпературной обработке при температуре 1100 °С в атмосфере CO<sub>2</sub> [11].

#### **Постановка задачи.**

Целью исследований явилась разработка методики анализа гранулометрического состава кокса в нижней части доменной печи на основе показателя его горячей прочности *CSR*.

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

Для оценки газопроницаемости кокса в нижней части доменной печи необходимо предварительно определить его гранулометрический

состав в зависимости от горячей прочности. Систематизированные данные о фракционном составе кокса в нижней части доменной печи отсутствуют. Для предсказания гранулометрии кокса различной горячей прочности в горне и заплечиках можно воспользоваться описанием крупности частиц кускового материала на основе статистического распределения Вейбула (уравнения Розина – Раммлера) [12]

$$F(d) = 1 - \exp(-\lambda \cdot d^\beta), \quad (1)$$

где  $F(d)$  - содержание частиц диаметром меньше  $d$ , доли единицы;  
 $d$  - диаметр частиц, мм;

$\beta$  и  $\lambda$  - параметры статистического распределения.

Уравнение (1) позволяет определить весь гранулометрический состав и содержание каждой фракции, если известны  $\beta$  и  $\lambda$ . Для определения  $\beta$  и  $\lambda$  минимально необходимо две пары данных, т.е. содержание двух фракций. Показатель  $CSR$  характеризует содержание фракции +10 мм в условиях низа доменной печи. Таким образом, он дает первую пару значений. Например,  $CSR$  для ЯКХЗ по данным [13] составляет 36,3 % , тогда как содержание фракции -10 мм после нагрева составит  $(100-36,3)/100=0,637$  доли единицы. Следовательно,  $d_1 = 10$ , а  $F(d_1) = 0,637$ . Принимаем, что в нижней части доменной печи в фурменном коксе после разрушения содержание класса +60 мм не превышает 1 %. Тогда содержание фракции -60 мм составляет 99 %. Вторая пара значений составит:  $d_2 = 60$ ,  $F(d_2) = 0,99$ . Для определения коэффициентов  $\beta$  и  $\lambda$  произведем замену переменных в формуле (1),  $X(d) = \ln d$  и  $Y(d) = \ln \ln 1/(1 - F(d))$ , приведя ее к линейному виду:

$$\ln \ln \frac{1}{1 - F(d)} = \ln \lambda + \beta \cdot \ln d, \quad (2)$$

$$Y(d) = \ln \lambda + \beta \cdot X(d). \quad (3)$$

С учетом указанных двух пар данных составим систему уравнений для определения  $\beta$  и  $\lambda$ :

$$\begin{cases} Y(d_1) = \ln \lambda + \beta \cdot \ln d_1 = \ln \lambda + \beta \cdot 10 \\ Y(d_2) = \ln \lambda + \beta \cdot \ln d_2 = \ln \lambda + \beta \cdot 60 \end{cases} \quad (4)$$

Для кокса с произвольной горячей прочностью  $CSR$  (доли единиц) справедливы соотношения

$$\begin{cases} Y(d_1) = \ln \ln \frac{1}{1-F(d_1)} = \ln \ln \frac{1}{CSR} \\ Y(d_2) = \ln \ln \frac{1}{1-F(d_2)} = \ln \ln \frac{1}{1-0,99} \end{cases} \quad (5)$$

Решая систему уравнений:

$$\begin{cases} \ln \ln \frac{1}{CSR} = \ln \lambda + \beta \cdot \ln 10 \\ \ln \ln \frac{1}{1-0,99} = \ln \lambda + \beta \cdot \ln 60 \end{cases}, \quad (6)$$

определим коэффициенты  $\beta$  и  $\lambda$ , которые для кокса ЯКХЗ с  $CSR = 0,363$  д.ед. соответственно равны 0,84494 и 0,14482. Подставив значения  $\beta$  и  $\lambda$  в формулу (1), получим уравнение, описывающее гранулометрический состав кокса ЯКХЗ в горне и заплечиках доменной печи:

$$F(d) = 1 - \exp(-0,14482 \cdot d^{0,84494}). \quad (7)$$

По данной методике было просчитано изменение фракционного состава кокса в нижней части доменной печи при изменении показателя  $CSR$  для следующих производителей: кокс ЯКХЗ,  $CSR = 36,3 \%$ ; кокс «Северсталь»,  $CSR = 53,2 \%$ ; кокс алтайский,  $CSR = 61,0 \%$ ; кокс фирмы «BHP Steel»,  $CSR = 74,1 \%$  (рис. 1). Из рис. 1 видно, что содержание фракции 0-8 и 0-4 мм для кокса горячей прочности  $CSR 74,1 \%$  составляет соответственно 19,2 и 7,2 %. Результаты расчёта показывают достаточное сходство их с экспериментальными данными, представленными в работе [14]: содержание кокса фракции - 8 мм на уровне воздушных фурм составляет 16,5 %, а - 4 мм – 5,0 %. В результате статистической обработки расчётных данных об изменении гранулометрического состава кокса в нижней части доменной печи получено обобщающее уравнение Розина – Раммлера для кокса с произвольным значением показателя  $CSR$ :

$$F(d) = 1 - \exp\{-[0,000136(CSR)^2 - 0,0184(CSR) + 0,643]d^{0,0168(CSR) + 0,231}\}. \quad (8)$$

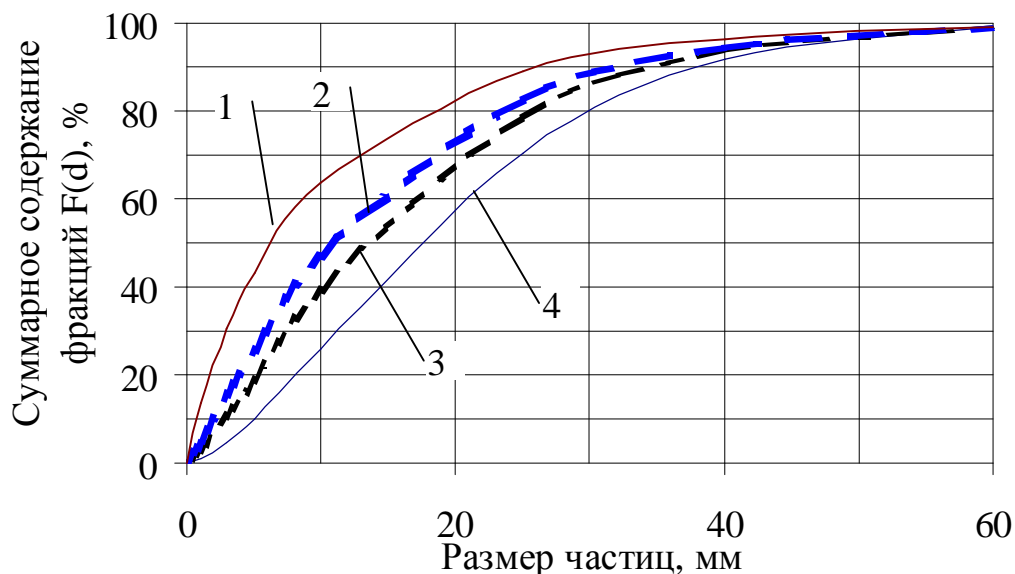


Рисунок 1- Графическое описание фракционного состава кокса на уровне воздушных фурм:

- 1 - кокс ЯКХЗ, CSR 36,3%; 2 - кокс "Северсталь", CSR 53,2%;  
3 - Алтайкокс, CSR 60,0%; 4 - кокс "BHP Steel", CSR 74,1%

Гранулометрический состав кокса в горне и заплечиках в соответствии с уравнением (8) приведен на рис. 2. Увеличение показателя прочности CSR сопровождается снижением содержания в горновом коксе мелких частиц 0 – 1, 1 – 3 и 3 – 5 мм. Содержание фракции 5 – 10 мм мало меняется при увеличении горячей прочности кокса. В то же время количество относительно крупных кусков 10 – 25 и 25 – 40 мм значительно увеличивается по мере повышения прочности после реакции.

Основной характеристикой газопроницаемости кокса является порозность, т.е. доля межкусковых пустот в общем объеме слоя. Порозность коксовой насадки в нижней части доменной печи рассчитывали по формуле [15]

$$\varepsilon = \frac{\varepsilon_k - g \cdot \left[ 1 - \left( \frac{1 - \varepsilon_k}{\varepsilon_k \cdot \Phi_{2/3}^k} \right) \cdot \left( \frac{d_m}{d_k} \right) \right]}{1 - g \cdot \left[ 1 - \left( \frac{1 - \varepsilon_k}{\varepsilon_k \cdot \Phi_{2/3}^k} \right) \cdot \left( \frac{d_m}{d_k} \right) \right]}, \quad (9)$$

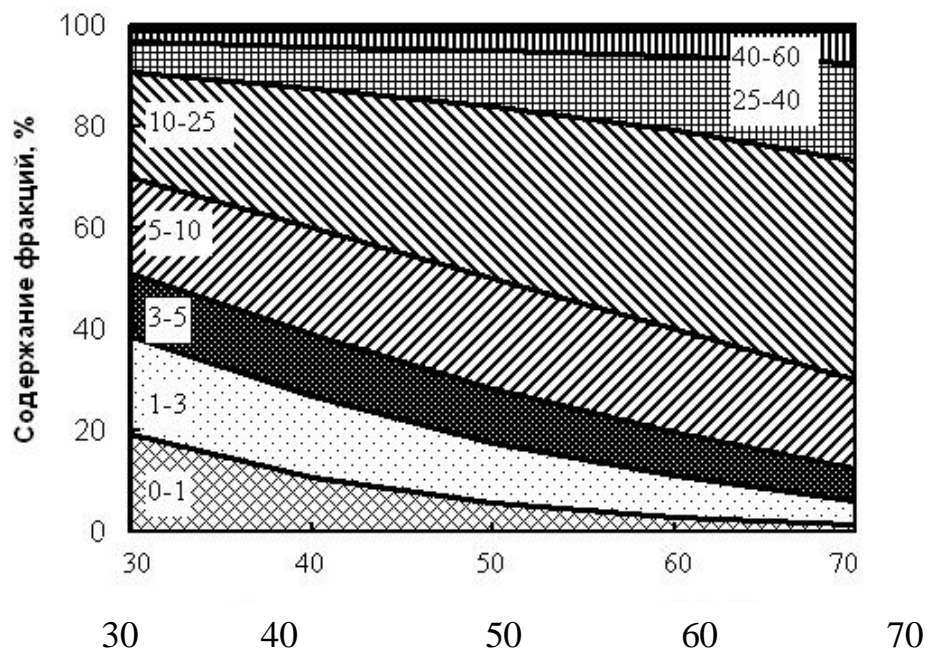


Рисунок 2 - Изменение гранулометрического состава кокса различной горячей прочности  $CSR$  в горне и заплечиках: числа на диаграмме – крупность частиц кокса, мм

где  $g$  - содержание мелкой фракции, доли единицы;

$\varepsilon_k$  – порозность кокса, не содержащего мелких частиц,  $\varepsilon_k=0,5$ ;

$\Phi_{2/3}^k$  – фактор формы, равный для шаров  $2/3$ , для кокса  $\Phi_{2/3}^k=0,5$ ;

$d_m/d_k$  – отношение диаметров мелких и крупных частиц.

Для кокса ЯКХЗ содержание мелких фракций 0 – 1 и 1 - 3 мм в коксовой насадке составляет 30,68 % (см рис. 1), а средний диаметр частиц -  $d_m = 1,34$  мм. Средний диаметр крупных кусков кокса фракции 3 - 60 мм составил  $d_k = 15,47$  мм. Подставив рассчитанные значения в формулу (9), определим порозность сухой коксовой насадки без учёта объёма, занятого стекающими жидкими продуктами плавки, которая составит:

$$\varepsilon_k = \frac{0,5 - 0,3086 \cdot \left[ 1 - \left( \frac{1 - 0,5}{0,5 \cdot 0,5} \right) \cdot \left( \frac{1,34}{15,47} \right) \right]}{1 - 0,3086 \cdot \left[ 1 - \left( \frac{1 - 0,5}{0,5 \cdot 0,5} \right) \cdot \left( \frac{1,34}{15,47} \right) \right]} = 0,330 \text{ м}^3/\text{м}^3.$$

Рассчитанная порозность коксовой насадки при использовании кокса "Северсталь" составила  $0,428 \text{ м}^3/\text{м}^3$ , Алтайкокса -  $0,453 \text{ м}^3/\text{м}^3$ , кокса "BHP Steel" -  $0,480 \text{ м}^3/\text{м}^3$ .

Таким образом, применение кокса с более горячей прочностью обеспечивает повышение порозности коксовой насадки. Это позволит улучшить дренажную способность горна, снизить вероятность массового горения фурменных приборов, повысить расход вдуваемых добавок, в частности ПУТ.

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

1. Впервые разработана методика, которая позволяет с определенной погрешностью качественно и количественно оценить гранулометрический состав кокса в нижней части доменной печи, связав его с показателем горячей прочности кокса *CSR*.

2. Установлены закономерности изменения гранулометрического состава кокса различной горячей прочности в горне и заплечиках. Увеличение *CSR* сопровождается снижением содержания мелких фракций, 0 – 1, 1 – 3 и 3 – 5 мм, и увеличением доли крупных кусков, 10 – 25 и 25 – 40 мм.

3. Аналитически определена зависимость порозности сухой коксовой насадки без жидких продуктов плавки от горячей прочности кокса. При увеличении горячей прочности кокса с 36,3 до 74,1 % порозность коксовой насадки возрастает от  $0,330$  до  $0,480 \text{ м}^3/\text{м}^3$ .

4. Разработанная методика оценки гранулометрического состава кокса в нижней части доменной печи открывает новые возможности объективного анализа газопроницаемости коксовой насадки в горне и заплечиках, влияния горячей прочности кокса *CSR* на показатели доменной плавки, прогнозирования случаев загромождения горна и выбора кокса необходимого качества.

В работе рассмотрено влияние горячей прочности кокса на его гранулометрический состав в нижней части доменной печи. Показано, что при снижении горячей прочности кокса в его составе увеличивается содержание мелких фракций, 0 – 1 и 1 – 3 мм, уменьшается доля крупных кусков, 10 – 25 и 25 – 40 мм, и существенно снижается порозность коксовой насадки.

*The influence of coke hot durability on his grain composition in lower part of blast furnace is considered in work. It is shown that at the decline of coke hot durability maintenance of shallow fractions, 0 – 1 and 1 – 3 mm, is increased in his composition the stake of large pieces, 10 – 25 and 25 – 40 mm, diminishes and fractional void volume of coke attachment goes down substantially.*

### **Библиографический список**

1. Савчук Н.А., Курунов И.Ф. Доменное производство на рубеже XXI века // *Новости черной металлургии за рубежом*. - 2000.- Часть II.- Приложение 5. - М.: ОАО Черметинформация. – 42 с.
2. Патон Б.Е. Ставка на опережение // *Металл*. - 2003.- № 9. – С. 10-13.
3. Эффективность и перспективы применения кислорода в доменной плавке / С.Л. Ярошевский, В.А. Ноздрачев, А.И. Бабиц и др. // *Збірник наукових праць Донецького нац. техн. ун-ту. Серія: Металургія*. Випуск 8. – Донецьк: ДонНТУ, 1999. – С. 39-55.
4. Müllheims K., Peters M., Lüngen H.B. Review of ECSC research work in ironmaking // *3<sup>rd</sup> International Conference Science and Technology Ironmaking*, June 16-20, 2003, Pittsburgh, PA. Düsseldorf. - P. 1-11.
5. Ярошевский С.Л. Выплавка чугуна с применением пылеугольного топлива – М.: Металлургия, 1988 – 176 с.
6. Бабиц А.И., Ярошевский С.Л., Терещенко В.П. Интенсификация использования пылеугольного топлива в доменной плавке – К.: Техника, 1993 – 198 с.
7. Ноздрачев В.А., Ярошевский С.Л., Терещенко В.П. Перспективные технологии доменной плавки с применением кислорода и пылеугольного топлива – Донецк: Новый мир, 1996 – 173 с.
8. Achievement of high rate pulverized coal injection of 266 kg/t at Fukuyama No 3 blast furnace / I. Okochi, A. Maki, A. Sakai etc. // *European Coke and Ironmaking congress*, June 19-22, 2000 Paris La Defense, France. Proceedings, Volume 1. – P. 196-203.
9. Renliang Z., Kezhong G. Characteristic of 200 kg/t HM PCI and low coke rate of BF in Baosteel // *59th Ironmaking conference*, March 26-29, 2000, Pittsburgh, PA. Proceedings. - P. 321-326.
10. Тараканов А.К., Иващенко В.П. Тенденция и перспективы развития производства чугуна на Украине // *Сталь*. - 2002.- № 8. – С. 13-16.
11. Кокс. Метод определения индекса реакционной способности (CRI) и прочности остатка кокса после реакции (CSR): ГСТУ 4703:2006 (ISO 18894:2006, MOD). – К.: Госпотребстандарт Украины, 2008. – 23 с.
12. Рубинштейн Ю.Б., Волков Л.А. Математические методы в обогащении полезных ископаемых. – М.: Недра, 1987. – 296 с.
13. Дышлевич И.И., Изюмский Н.Н., Журавлёв В.А. Доменное производство Украины: новый подход к оценке качества кокса // *Сборник докладов 8 – го международного семинара «Уголь в металлургии и энергетике»*. – Ялта, 2002. – С. 20 - 33.



14. Ухмылова Г.С. Повышение качества кокса на металлургическом заводе в Порт Кембла, Австралия // *Новости черной металлургии за рубежом*. - 2001. - № 2. – С. 29-32.

15. Томаш А.А., Тарасов В.П., Ковалевский И.А. Анализ влияния различных факторов на порозность зернистых материалов // *Известия вузов. Чёрная металлургия*, 1998. - № 9. – С. 8 – 12.

*к.т.н., доц. Новохатский А.М.,  
ст. преподаватель Михайлюк Г.Д.  
(ДонГТУ, г.Алчевск, Украина)*

## **МЕТОДИКА И ТЕХНИЧЕСКИЕ СРЕДСТВА ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ ГОРНА ДОМЕННОЙ ПЕЧИ**

*Наведені результати досліджень щодо створення системи контролю стану горна доменної печі.*

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

Контроль и анализ закономерностей и параметров процессов, протекающих в горне доменной печи, является актуальной задачей. Особый интерес представляет контроль уровня расплава по окружности горна печи в периоды набора и выпуска продуктов плавки, теплового состояния нижней части печи, теплового излучения струи продуктов плавки, вытекающей из канала чугунной лётки. Дополнительная информация позволяет найти пути повышения эффективности выплавки чугуна.

**Анализ исследований и публикаций.** Для определения уровня расплава предложен ряд схем, которые позволяют регистрировать подход поверхности расплава к фиксированному горизонту в одной или двух точках по окружности печи [1]. Однако, организация постоянного наблюдения за непрерывно меняющимся уровнем расплава в горне доменной печи упомянутыми методами невозможна из-за сложного профиля кожуха печи, наличия многочисленной арматуры охлаждения и высоких температур в районе лётки.

В 1927 году немецкий исследователь В. Руфф [2] зарегистрировал наличие разности электропотенциалов по высоте кожуха печи. В настоящее время это явление используется для получения дополнительной информации о процессах, протекающих в доменной печи.

Данное решение метода контроля работы доменной печи обеспечивает создание долговечного инструмента для получения информации, поскольку кожух печи практически не изнашивается, а информация о разности электропотенциалов может фиксироваться непрерывно за очень длительный период времени.

Основным недостатком всех ранее проведенных работ является то, что они предусматривали проведение измерения разности электро-

потенциалов только в одном секторе печи, а это не позволяло получить полную информацию о состоянии горна печи по всему периметру.

Снижение ценности этого метода заключается в неправильном выборе места съёма электропотенциалов, как по высоте, так и по окружности кожуха, из-за отсутствия теоретической модели возникновения электродвижущей силы в горне, теоретических основ процессов в металлоприёмнике.

Задача системы контроля должна состоять в обработке и преобразовании начальной информации для формирования данных, позволяющих вести непрерывную оценку состояния процессов, с последующей организацией управляющих воздействий для подсистем регулирования. Эти воздействия должны оказывать влияние на работу именно той части доменной печи, где это необходимо. При этом результат воздействия должен проявляться достаточно быстро. Перечисленным требованиям лучше всего удовлетворяют управляющие воздействия в виде изменения режима наполнения горна продуктами плавки или изменений параметров комбинированного дутья.

Система контроля состояния горна доменной печи должна состоять из датчиков, измеряющих изменение электрического напряжения в нескольких секторах, технического и математического обеспечений, позволяющих подготавливать и выдавать на регистрирующие и показывающие периферийные устройства готовые данные, удобные и информативные, для использования при ведении технологического процесса.

Математическое обеспечение системы подразделяется на алгоритмы информационного обеспечения, систематизации и масштабирования исходных данных, формы выдачи расчётной информации. Комплекс блоков и устройств, реализующих решение поставленной задачи, в совокупности образует систему контроля.

Целесообразно разработку и внедрение системы осуществить на базе промышленной ЭВМ, имеющей периферийные устройства ввода исходных данных и индикации расчётной информации. При этом отпадает необходимость комплектации электронных блоков, появляются широкие возможности по алгоритмизации задачи.

**Постановка задачи.** Разработать систему контроля состояния горна доменной печи.

**Изложение материала и его результаты.** В течение 30 лет проводились исследования по изучению вопроса взаимосвязи характера изменения электрограмм на кожухе печи с процессами, протекающими в горне [3,4].

Разработанная система предназначена для оперативного контроля состояния низа доменной печи, определения отклонений от нормального режима и предотвращения аварийных ситуаций [5,6].

Система может быть выполнена в нескольких вариантах, различающихся по сложности изготовления и реализуемым функциям. Выбор варианта исполнения определяется по согласованию с заказчиком.

Наиболее полный вариант системы, который внедрён на ДП №1,4 и 5 ОАО "АМК", позволяет контролировать изменение уровня расплавов в 10 и более секторах по окружности горна, а также интенсивность излучения выпускаемых продуктов плавки. Информация с датчиков обрабатывается компьютером по специальным алгоритмам и выдаётся на дисплей. Предусматривается хранение информации за необходимый период и просмотр истории процесса.

Система (рисунок 1) контроля состояния горна включает: 1 – датчики уровня расплава в горне доменной печи; 2 – датчики теплового излучения продуктов плавки, выпускаемых из горна; 3 – датчики положения машины для вскрытия каналов чугунных лётки; 4 – датчики положения машины для закрытия чугунных лётки; 5 – блок измерительных усилителей; 6 – преобразователи сигналов с кожуха в цифровой сигнал; 7 – преобразователи термо-ЭДС в цифровой сигнал; 8 – преобразователи инициативных сигналов; 9 – сервер; 10 – внутризаводская компьютерная сеть; 11 – рабочая станция оператора-технолога доменной печи; 12 – рабочие станции пользователей сети.

Районами, в которых возникают основные источники электродвижущей силы, являются зоны печи, где протекают окислительно-восстановительные реакции. Наличие источников электродвижущей силы является причиной существования разности электропотенциалов на кожухе печи. Находящиеся в горне печи жидкие продукты плавки, футеровка, металлоконструкции обладают различной электропроводностью и, в совокупности с внутренними источниками электродвижущей силы, образуют сложную цепь, способную передавать электрический ток на кожух печи. Эквивалентная схема электрической цепи с сосредоточенными параметрами включает в себя две ветви, связанные с кожухом печи, в нижней части – через футеровку из углеродистых блоков, в средней части – через воздушные фурмы, в верхней, в районе заплечиков – через гарниссаж. Первая электрическая ветвь образована гарниссажем стенок печи, вторая – горновым коксом, ионизированным факелом фурменного очага горения, жидким шлаком и чугуном. Контроль изменения разности электропотенциалов на кожухе печи, следовательно, нужно осуществлять по высоте горна ниже оси чугунной лётки и в районе заплечиков. Поэтому съём электропотенциалов осуществляется на двух горизонтах, например, для печи объёмом  $1719 \text{ м}^3$  – верхнем с отметкой 12800, расположенном выше уровня воздушных фурм, и нижнем с отметкой 3600, расположенном в поддоменнике (рисунок 2).

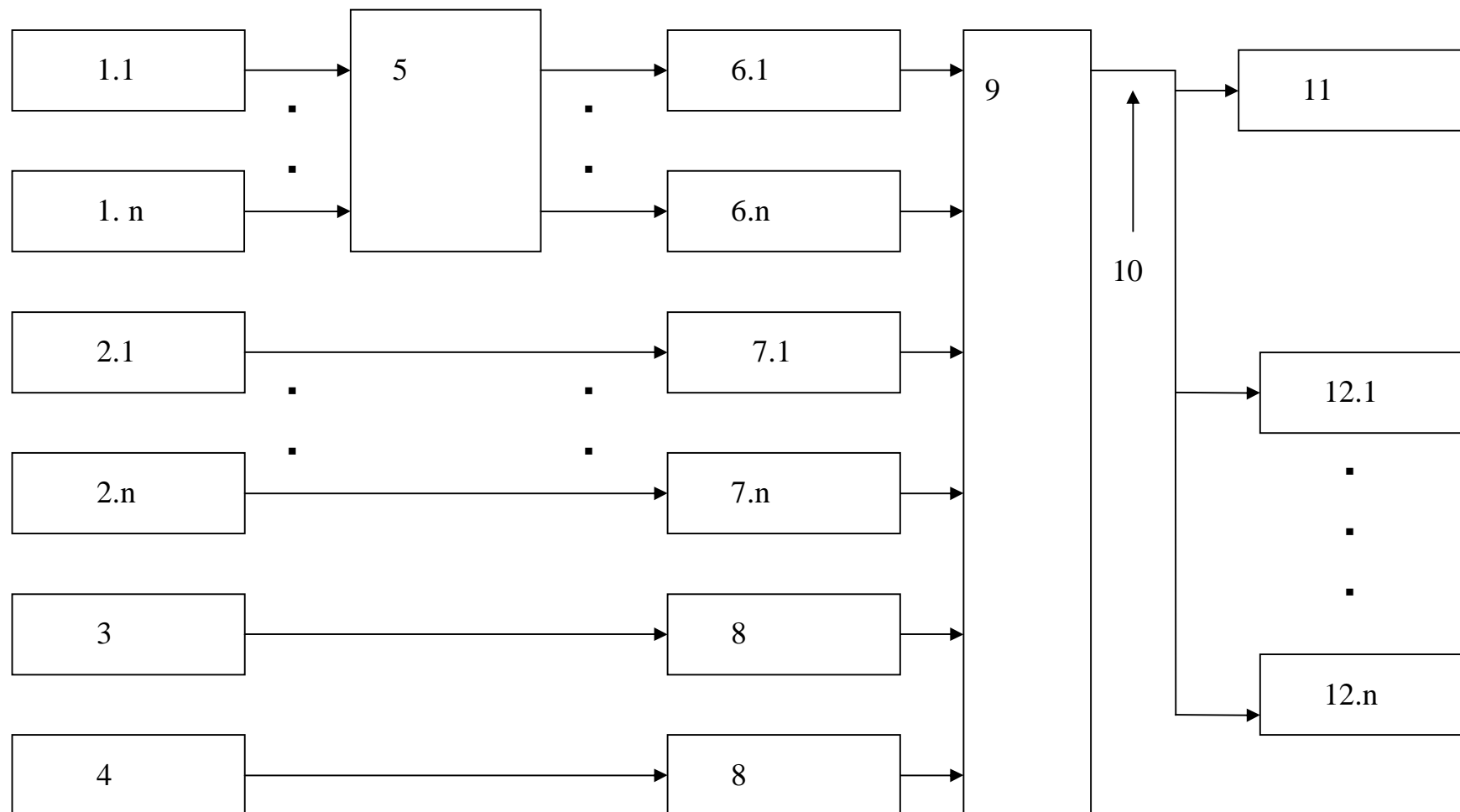


Рисунок 1 – Структура системы контроля состояния горна доменной печи

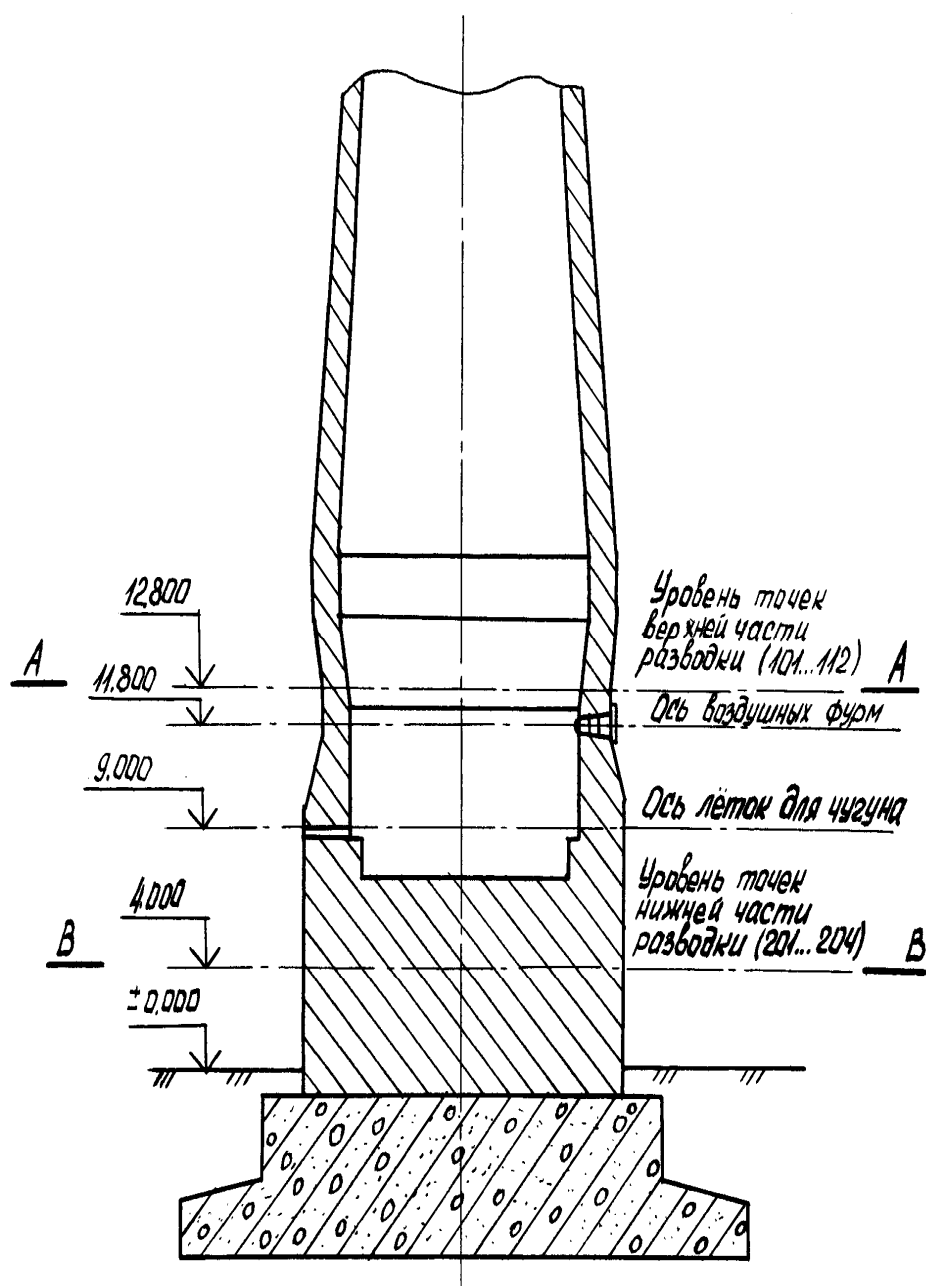


Рисунок 2 – Вертикальный разрез доменной печи объёмом 1719 м<sup>3</sup> с расположением датчиков системы контроля разности электропотенциалов

На верхнем горизонте электроды для измерения разности электропотенциалов приварены к кожуху в районе каждой нечётной фурмы. Трасса системы контроля уровня электропотенциалов выходит из верхнего горизонта на кольцевой воздухопровод печи, где разделяется на две

ветви: "северную" и "южную" (рисунки 3, 4). Со стороны "севера" печи возле кольцевого воздухопровода установлена клеммная коробка. С "южной" стороны печи в клеммную коробку сходятся стальные провода №№ 101-108 трассы системы контроля разности электропотенциалов, с "северной" стороны печи в клеммную коробку идут провода №№ 109-112 трассы.

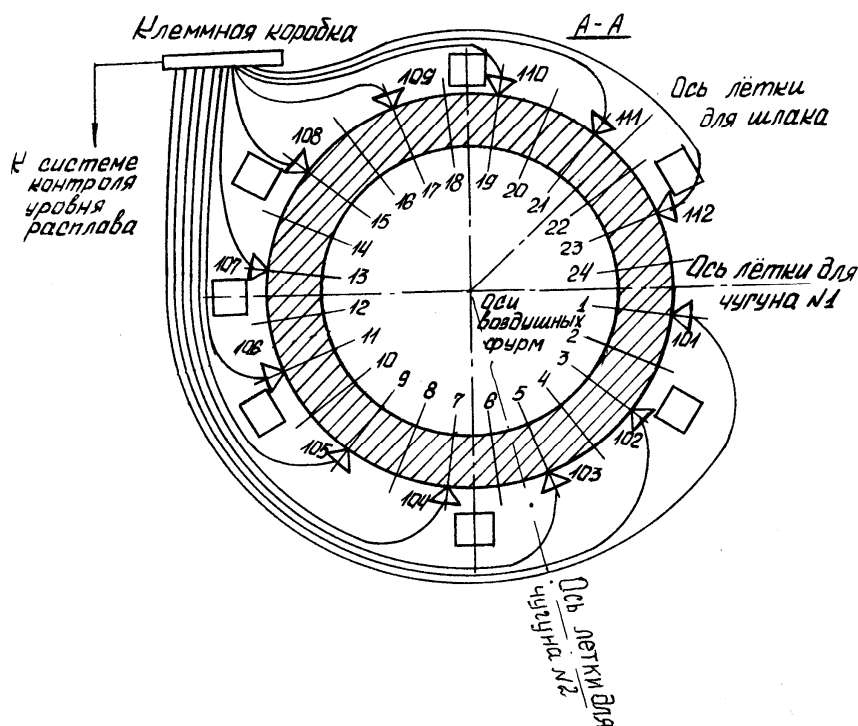


Рисунок 3 – Горизонтальный разрез доменной печи объёмом 1719 м<sup>3</sup> по верхнему А-А уровню расположения датчиков

В поддоменнике снятие электропотенциалов осуществляется в четырёх точках: в районах под 1, 6, 11 и 18 фурмами, которым соответствуют точки 201, 202, 203, 204. Основной информационный сигнал с кожуха печи передаётся по соединительным цепям, выполненным из стальной проволоки диаметром не менее 4 мм, проложенной по металлическим конструкциям в изоляторах, состоящих из отрезка трубы диаметром 3/4 дюйма, закреплённой в ней на жидком стекле керамической трубки и крепёжного уголка с полкой 30x30 мм.

Соединительная цепь в районе доменной печи выдерживает воздействие высоких температур и влияние агрессивной среды. Кроме того, в местах соединения стальной проволоки с кожухом не возникает термо-ЕДС, которая, при использовании разнородных материалов, может быть на несколько порядков выше полезного сигнала, идущего из горна печи.

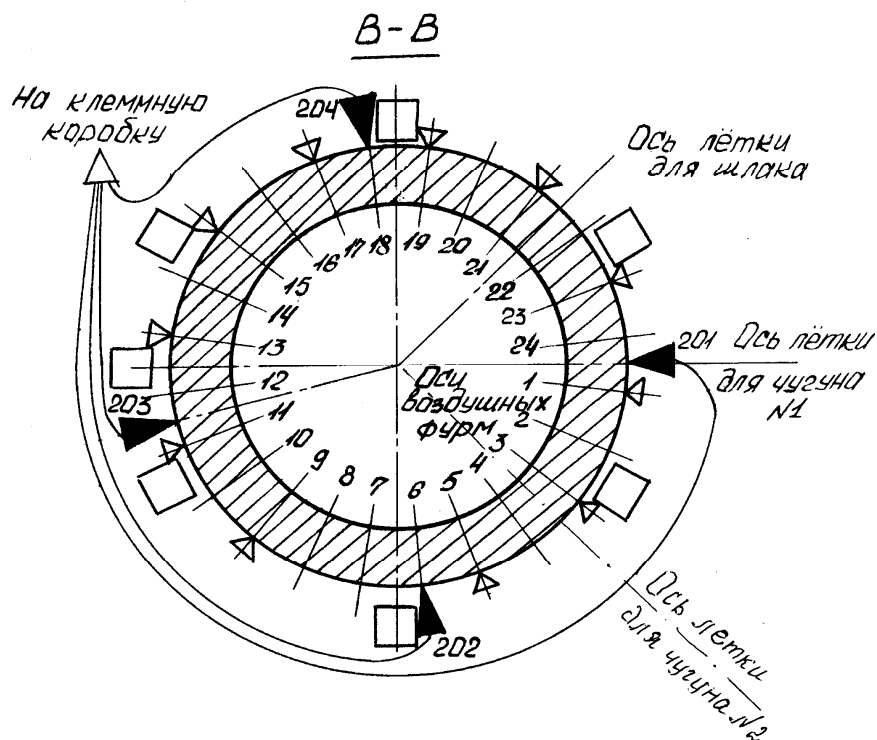


Рисунок 4 – Горизонтальный разрез доменной печи объёмом 1719 м<sup>3</sup> по нижнему В-В уровню расположения датчиков

Соединительные цепи подключаются к кожуху в контролируемых секторах в районе середины заплечиков и в районе "мёртвого" слоя. Они прокладываются над кольцевым воздухопроводом и в поддоменнике к клеммным коробкам, установленным на безопасном расстоянии от кожуха печи в местах со стабильной температурой. От клеммной коробки до вторичных приборов передача электрического тока осуществляется с помощью кабеля, имеющего медные жилы. Все провода экранированы и проложены в трубах для предотвращения наведения ЭДС от внешних магнитных полей, наводимых электрооборудованием доменной печи, а также для защиты от теплового излучения при выпуске продуктов плавки.

Датчик для контроля интенсивности излучения выпускаемых продуктов плавки состоит из защитного корпуса, внутри которого закреплена с помощью асбестового уплотнителя хромель-копелевая термопара, выполненная из жёстких электродов в керамической изоляции, к рабочему спаю которой приварена тонкая медная пластина диаметром 80 мм.

Датчик устанавливается в непосредственной близости от чугунной лётки и визируется на её канал. При выпуске продуктов плавки их



излучение попадает на медную пластину и нагревает спай термопары. По ЭДС термопары, пропорциональной интенсивности излучения, определяется текущее тепловое состояние печи, а также инициативные сигналы, соответствующие моментам начала (НВ) и окончания (КВ) выпуска продуктов плавки, используемые при алгоритмической обработке информационных сигналов с кожуха.

Оригинальные алгоритмы и программное обеспечение системы позволяют осуществлять:

- контроль разности электропотенциалов на кожухе в заданных секторах по окружности горна доменной печи;
- контроль интенсивности излучения продуктов плавки в период их выпуска из горна;
- определение моментов начала и окончания выпуска чугуна и шлака через чугунные лётки;
- контроль тенденции изменения теплового состояния доменной печи;
- контроль тенденции изменения дренажных условий в горне;
- контроль изменения уровня расплавов по окружности горна.

В совокупности система определяет общее состояние низа доменной печи.

Эксплуатация системы при конкретных технологических ситуациях позволяет осуществить:

- оптимизацию режима выпусков жидких продуктов плавки за счёт уточнения их количества и продолжительности;
- стабилизацию теплового состояния низа доменной печи путём изменения режима загрузки шихтовых материалов на колошнике и дутьевых параметров;
- стабилизацию дренажных условий в горне за счёт организации его промывки;
- контроль окружной неравномерности работы низа печи и принятие мер по её ликвидации.

**Выводы и направление дальнейших исследований.** Разработана система контроля состояния горна доменной печи, которая позволяет произвести анализ закономерностей изменения параметров процессов в нижней части печи.

Совершенствование технологии доменной плавки повышает эффективность выплавки чугуна.

Направлением дальнейших исследований является разработка методов совершенствования работы горна доменной печи при различных шихтовых условиях.

*Приведены результаты исследований по созданию системы контроля состояния горна доменной печи.*

*There were presented the results of investigations on designing the control system for the state of blast-furnace hearth.*

### **Библиографический список**

1. Патент 3370466 США, МКИ С 21 В 7/24. Method and apparatus for locating interfaces between fluids: Пат. 3370466 США, МКИ С 21 В 7/24/ Yi – Chung Chang, F. Township (США); Westmoreland County, Pa., assignor to United States Steel Corporation, a corporation of Delaware. № – 489914; заявл. 24.09.65; опубл. 27.02.68; НКИ 73/304. – 4 с.

2. Ruff W. Der strom in der Haut ver dem Hochofen. – Stahl and Eisen, – 1927, – №37, – С. 543.

3. Новохатский А.М. Разработка и внедрение технологии доменной плавки на основе контроля уровня расплавов в горне печи: автореф. дисс. на соискание научной степени канд. техн. наук: спец. 05.16.02 "Металлургия чёрных металлов" / А.М. Новохатский. – Днепропетровск, 1986. – 20 с.

4. Новохатский А.М. Разработка и внедрение технологии доменной плавки на основе контроля уровня расплавов в горне печи: дисс. канд. техн. наук: 05.16.02 / Александр Михайлович Новохатский. – Днепропетровск, 1986. – 171 с.

5. Исследовать и освоить методику оценки состояния горна доменной печи на основе контроля электропотенциалов на кожухе в условиях ДМК: Отчёт о НИР (заключительный)/ Коммунарский горно-металлургический институт. №ГР 01900042288; Инв. №02910007314. – Коммунарск, 1990. – 57с.

6. Деклараційний патент на корисну модель 4719 Україна, МПК<sup>7</sup> С 21 В 7/24. Спосіб визначення кількості випусків рідких продуктів плавки / Новохатський О.М., Литвинов Л.Ф., Михайлюк Г.Д., Димченко Є.М., Падалка В.П., Кузнецов О.М.; заявник та патентовласник Донбаський державний технічний університет. – №2004010008; заявл. 08.01.04; опубл. 15.02.05, Бюл. №2.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Луценко В.А.*

*к.т.н, доц. Новохатский А.М.,  
ст. преподаватель Михайлюк Г.Д.,  
аспирант Карпов А.В.,  
к.т.н, доц. Тищенко О.М.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ЗВУКОПРОНИЦАЕМОСТЬ МАТЕРИАЛОВ АГЛОДОМЕННОГО ПРОИЗВОДСТВА**

*Наведено коефіцієнти звукопроникності матеріалів аглодоменого виробництва. Отримано залежності зміни звукопроникності агломерату й антрациту, від їхнього фракційного складу. Запропоновано рекомендації з вибору оптимальної суміші матеріалів при частковій заміні коксу антрацитом.*

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

Высокопроизводительная и экономичная работа доменной печи в значительной мере зависит от того, как организовано движение и распределение газов и шихты в ее рабочем пространстве. Движение газов и распределение их в печи определяется множеством факторов, но главным из них является гранулометрический состав шихты. Рациональное распределение загружаемых материалов на колошнике при высокой колеблемости крупности, обеспечит необходимую газопроницаемость по всему сечению печи, что позволит в большей мере использовать тепловую и химическую энергии газового потока.

Поэтому актуальными являются работы, направленные на анализ зависимости газопроницаемости столба шихтового материала от его гранулометрического состава.

**Анализ исследований и публикаций.** В настоящее время имеется ряд способов контроля гранулометрического состава шихты, которые условно можно разбить на несколько классов: лазерные, оптические, механические, магнитные и звуковые. Они основаны на использовании физических и механических свойств испытуемого материала.

Метод контроля, основанный на использовании лазерного луча [1], является недостаточно изученным, также данный способ дорогой и, кроме того, позволяет определять состав материала по крупности только поверхностного слоя.

Контроль крупности материала по свету, отраженному от поверхности слоя [2], имеет большую погрешность в том плане, что изменяет-

ся окраска кусков, соответственно изменяется и отражательная способность.

Ручной и механизированный рассев шихтовых материалов имеет ряд недостатков, основным из которых является то, что анализ производится очень редко, а его результаты не представительны, более того, способ нельзя автоматизировать, он не соответствует современной культуре производства и нормам экологии, поскольку при замерах образуется большое количество мелкодисперсной пыли. Более того, при частых отсевах, ячейки сит изнашиваются от абразивного истирания шихтовыми материалами, и результаты замеров становятся метрологически не верны.

Использование магнитного поля в качестве зондирующего инструмента для определения крупности материала [3-5] имеет недостаточную точность и ряд ограничений, поскольку в металлургии используются как немагнитные материалы, так и железорудные материалы, обладающие различными магнитными свойствами, изменяющимися в зависимости от окисленности железа.

В связи с выше перечисленным, для анализа зависимости газодинамической проницаемости материала от его грануло-метрического состава, был выбран наиболее простой, дешевый применимый в условиях черной металлургии бесконтактный способ, заключающийся в пропускании через слой шихтовых материалов звуковых колебаний[6].

**Постановка задачи.** Исследовать зависимость звукопроницаемости материалов аглодоменного производства от их фракционного состава.

#### **Изложение материала и полученные результаты.**

Схема установки для акустических исследований анализируемой пробы [6] приведена на рисунке 1.

Установка состоит из звукоизолированного контейнера 1 с пробой анализируемого материала, на которой сверху помещена насадка с приемником звуковых колебаний 2, а снизу – насадка с излучателем звуковых колебаний, электронного блока 4 и цифрового вольтметра 8.

В состав электронного блока 4 входят:

- генератор гармонических колебаний 5 с частотой 250 Гц, амплитудой 1 В и нестабильностью амплитуды и частоты не более  $\pm 1,0\%$ ;
- усилитель мощности 6, обеспечивающий на нагрузке 4 Ом сигнал амплитудой до 10 В при искажениях формы не более  $\pm 1,0\%$ ;
- полосовой фильтр 7 с резонансной частотой 250 Гц и затуханием 20 дБ/дек.

Цифровой вольтметр 8 обеспечивает измерение сигналов с усилителя мощности и после полосового фильтра в диапазоне от 0 до 10 В с погрешностью не более  $\pm 1,0\%$ .

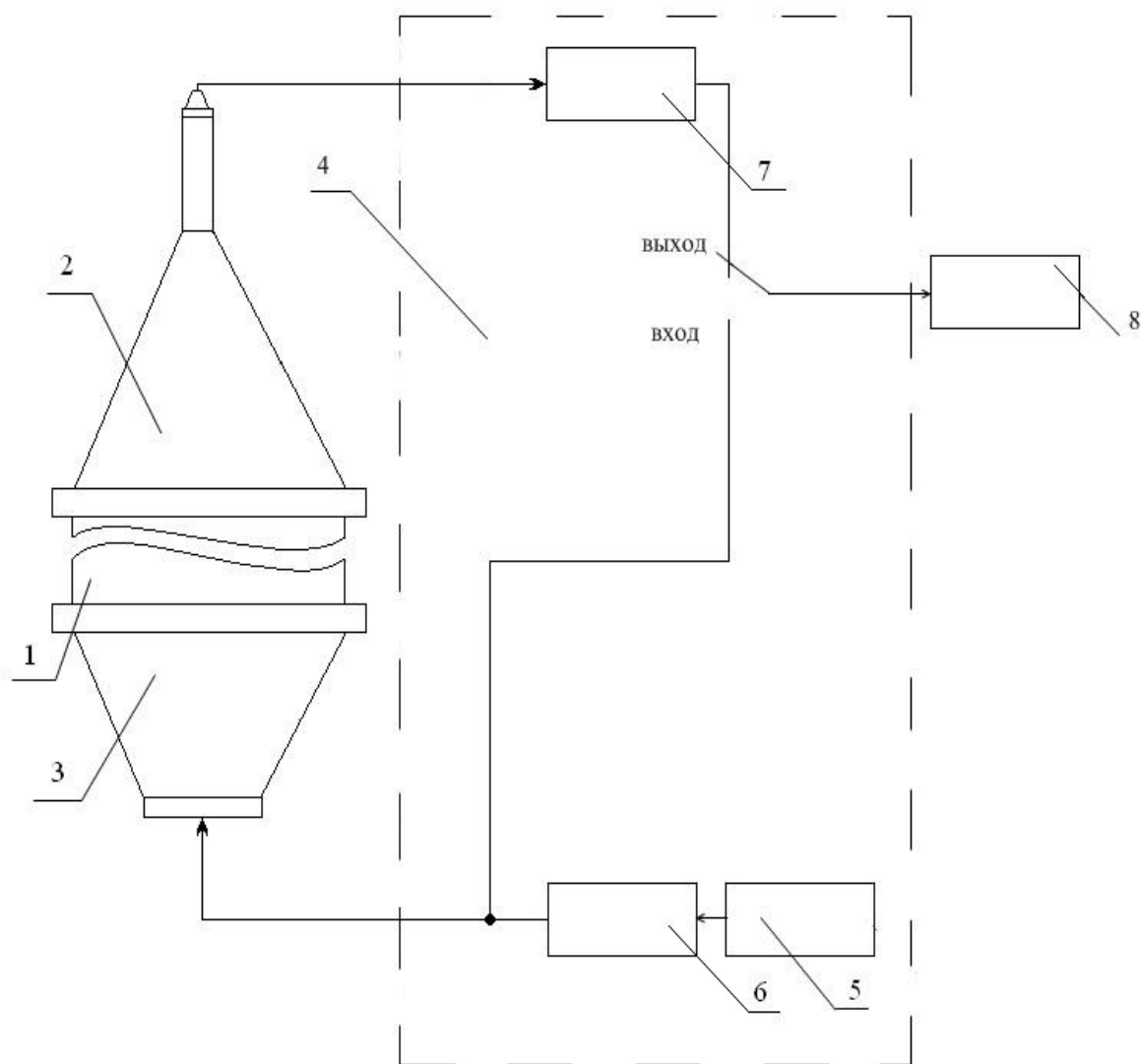


Рисунок 1 - Схема установки для акустического исследования слоя шихтовых материалов доменной плавки

- 1 – контейнер с пробой анализируемого материала;
- 2 – насадка с приемником звуковых колебаний;
- 3 – насадка с излучателем звуковых колебаний;
- 4 – электронный блок;
- 5 – генератор гармонических колебаний;
- 6 – усилитель мощности;
- 7 – полосовой фильтр;
- 8 – цифровой вольтметр.

Все исследования проводились с частотой звука 250 Гц.

При помощи установки найдены коэффициенты звукопроницаемости основных шихтовых материалов, используемых в доменном производстве - агломерата, окатышей, кокса и угля (табл. 1).

Таблица 1 - Коэффициенты звукопроницаемости шихтовых материалов

Материал	Коэффициент звукопроницаемости
Агломерат	0,41÷1,01
Окатыши	0,95÷1,00
Кокс	1,03÷1,04
Уголь	0,65÷1,03

Лучшим с точки зрения звукопроницаемости, является кокс. Коэффициенты звукопроницаемости окатышей и кокса существенно не отличаются друг от друга, это объясняется стабильным фракционным составом и высокой механической прочностью окатышей.

Коэффициент звукопроницаемости агломерата и угля похожи, данное явление можно объяснить низкой механической прочностью данных материалов.

Кокс и окатыши, имея высокие прочностные и газодинамические характеристики, не требуют подробного анализа их звукопроницаемости.

Для того чтобы получить газодинамические характеристики агломерата, был определен коэффициент звукопроницаемости для содержания в нем фракций -5 мм и 5-10 мм в диапазоне 0-40%, с шагом в 5%. Результаты представлены в таблицах 2 и 3.

Таблица 2 - Значения коэффициента звукопроницаемости

% фракции -5мм в агломерате	Коэффициент звукопроницаемости	% фракции -5мм в агломерате	Коэффициент звукопроницаемости
0	0,995	25	0,415
5	0,875	30	0,253
10	0,801	35	0,178
15	0,668	40	0,102
20	0,490		

Таблица 3 - Значения коэффициента звукопроницаемости

% фракции -10 мм в агломерате	Коэффициента звукопроницаемости	% фракции -10 мм в агломерате	Коэффициента звукопроницаемости
0	1,009	25	0,983
5	1,004	30	0,976
10	0,999	35	0,972
15	0,995	40	0,969
20	0,989		

По результатам таблиц построены графики зависимостей, которые представлены на рисунках 2 и 3.

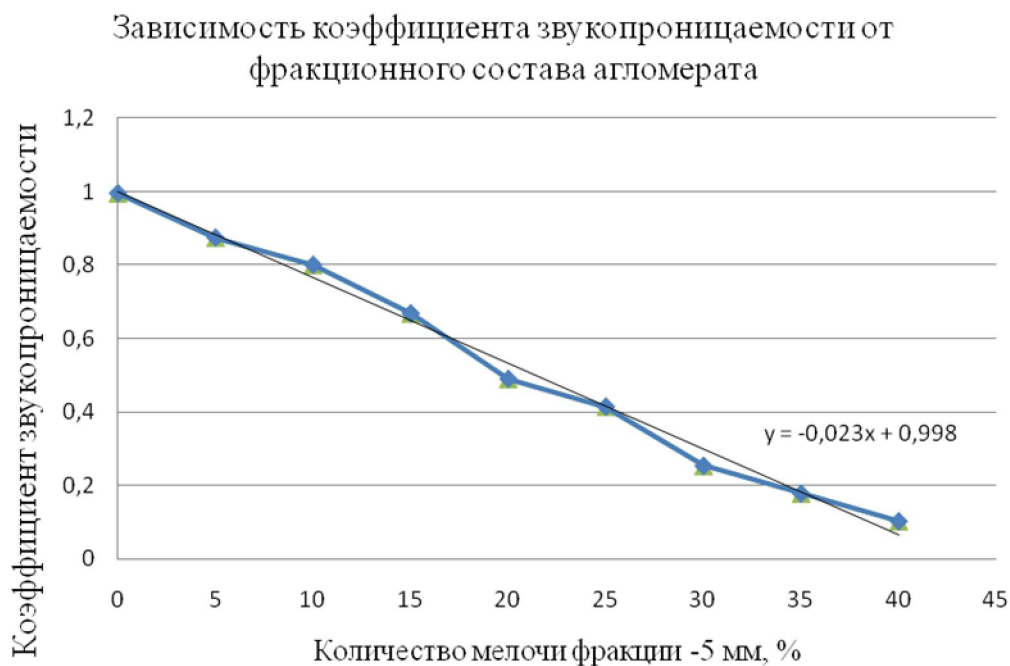


Рисунок 2 - Зависимость коэффициента звукопроницаемости от содержания мелочи в промышленном агломерате (фракции – 5 мм)

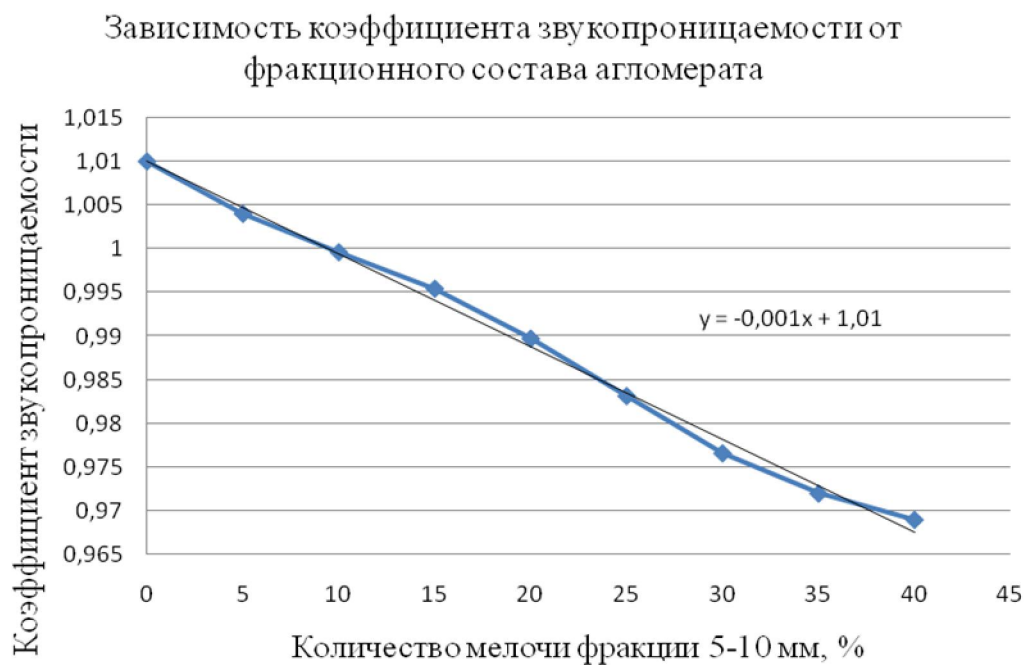


Рисунок 3 - Зависимость коэффициента звукопроницаемости от фракционного состава агломерата (фракции 5-10 мм)

Содержание фракции -5 мм значительно влияет на звукопроницаемость агломерата (рис. 2). Агломерат, не содержащий данную фракцию, имеет высокий коэффициент звукопроницаемости, однако повышение содержания фракции -5 мм, понижает его, вплоть до практически полной потери звукопроницаемости при 40% данной фракции.

Как видно из графика (рис. 3) содержание в агломерате фракции 5-10 мм практически не влияет на звукопроницаемость. При нулевом содержании данной фракции в агломерате коэффициент звукопроницаемости равен 1,01, а при содержании её 40 %, он равен 0,969.

Влияние фракционного состава антрацита на коэффициент звукопроницаемости показано в таблице 4.

Таблица 4 - Значения коэффициента звукопроницаемости антрацита

Фракционный состав антрацита	Коэффициент звукопроницаемости
Без отсева	1,0302
Фракция 25+ мм	1,0319
Фракции 25-50 мм	1,0329

Из таблицы следует, что наиболее оптимальным, по газодинамическим свойствам, является фракционный состав 25-50 мм. Однако изменение коэффициента незначительно, вследствие чего можно сделать вывод, что при выборе оптимального фракционного состава антрацита для загрузки в печь, нужно руководствоваться другими факторами.

Так же исследовалось влияние фракции -5 мм на газопроницаемость слоя антрацита. Результаты представлены на рисунке 4.

В результате видно, что повышение в антраците фракции -5 мм до 20% значительно ухудшает звукопроницаемость, а дальнейшее повышение практически не изменяет данный показатель. Это происходит вследствие большой разницы во фракционном составе антрацита. Если фракционный состав агломерата колеблется в пределах 0-25 мм, то у антрацита этот показатель приблизительно равен 0-150 мм.

Поскольку при производстве чугуна все материалы загружаются в доменную печь послойно, для оценки газопроницаемости шихтовых материалов в реальных условиях, были получены коэффициенты звукопроницаемости смесей: агломерат и уголь, агломерат и кокс, кокс и уголь (табл.5). При исследованиях применялся агломерат и кокс фракции свыше 10 мм.



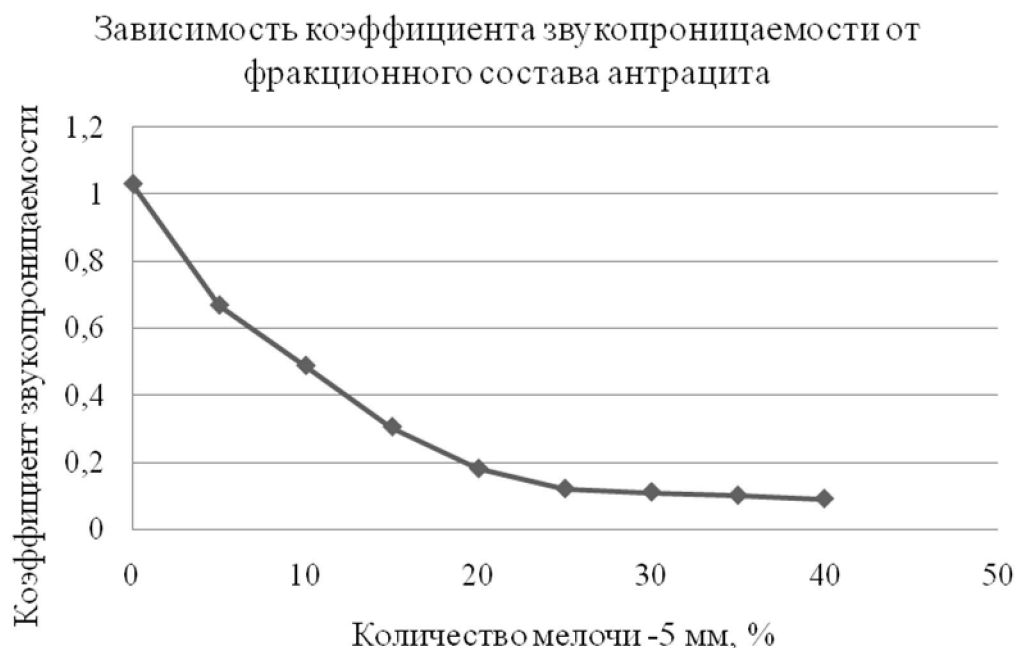


Рисунок 4 - Зависимость коэффициента газодинамической проницаемости от фракционного состава антрацита (фракции -5 мм)

Таблица 5 - Значения коэффициента звукопроницаемости в зависимости от состава смеси материалов

Смесь материалов	Фракционный состав угля, мм	Коэффициент звукопроницаемости
Агломерат и уголь	0-150	1,0007
	25-50	1,0011
Агломерат и кокс	-	1,0028
Кокс и уголь	0-150	1,0084
	25-50	1,005

Как видно из таблицы данные смеси материалов имеют практически одинаковую звукопроницаемость.

Наиболее высоким коэффициентом звукопроницаемости обладает смесь кокс и уголь, но такая смесь не желательна, так как антрацит в смеси с коксом резко снижает порозность слоя, поскольку отношение диаметров мелких к крупным частицам у чистого скипового кокса находится в пределах  $0,3 \div 0,5$ , а в смеси с антрацитом  $d_M/d_K = 0,03$ .

Коэффициент звукопроницаемости слоя материалов при загрузке угля вместо кокса в смеси с агломератом ниже, нежели в смеси с коксом. Однако данная смесь более приемлема, потому что антрацит, имея

низкую механическую прочность, при перегрузках измельчается и его гранулометрический состав становится близок к гранулометрическому составу агломерата, в связи с этим смесь агломерата с углем является более однородной, нежели с коксом.

**Выводы и направления дальнейших исследований.** Получены зависимости звукопроницаемости материалов в зависимости от их фракционного состава. Представлены рекомендации по выбору оптимальной смеси материалов при замене кокса антрацитом. В дальнейшем предполагается применить полученные результаты для корректирования технологии ведения доменной печи, а также оптимизации системы загрузки угля, при замене им кокса.

*Приведены коэффициенты звукопроницаемости материалов аглодоменого производства. Получены зависимости изменения звукопроницаемости агломерата и антрацита от их фракционного состава. Предложены рекомендации по выбору оптимальной смеси материалов при замене кокса антрацитом.*

*The coefficients of sound-transmitting of materials of aglo-blast-furnace production are resulted. Dependences of change of sound-transmitting of agglomerate and anthracite are got, from their factious composition. Recommendations on the choice of optimum mixture of materials at replacement of coke are offered by an anthracite.*

### **Библиографический список**

1. Hancock P. Optical analyser of a granulometric composition // *Engineering and Mining Journal*. 1978. - v. 179. - №9. - P.383.
2. А.с. 864063 СССР МКИ<sup>3</sup> G 01 n15/02. Устройство для определения гранулометрического состава зернистого материала. / Тарасов А.М., Полянский В.Б., Сарвазян А.П. и др. -№2548451/18-25; заявлено 24.11.77; опубл. 15.09.81, Бюл. №34.
3. А.с. 453626 СССР МКИ<sup>3</sup> G 01 n27/70. Способ гранулометрического анализа дисперсных материалов. / А.И. Царутян -1827975/26-25; заявлено 12.09.72; опубл. 15.12.74, Бюл. №46.
4. А.с. 448368 СССР МКИ<sup>3</sup> G 01 n15/02 G 22b 1/14, G 05d 27/02. Способ непрерывного контроля гранулометрического состава окатышей / Т.И.Гуленко, В.П. Медведев, Е.Н. Коваленко -№1730140/23-26; заявлено 27.12.71; опубл. 30.10.74, Бюл. №40.
5. United States Patent №4,843,894 USA, Measurement of sizes of falling particles / Hirokatsu Jashiro, Jiro Ohno Appl. №95,967, Filed: Sep. 14, 1987, Data of Patent Jul. 4, 1989.

6. Деклараційний патент України №64473А С 21В 7/24. Спосіб оцінювання газодинамічних властивостей шихтових матеріалів. Новохатський О.М., Литвинов Л.Ф., Михайлюк Г.Д., Димченко Є.М., Кузнецов О.М., Тищенко О.М., Саприкін М.М. Заявл.09.06.2003, опубл. 16.02.2004., Бюл. №2.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Петрушовым С.Н.*

к.т.н., доц. Куберский С.В.,  
к.т.н., доц Эссельбах С.Б.,  
ст.преподаватель Эссельбах В.С.,  
к.т.н., доц Семирягин С.В.,  
(ДонГТУ, Алчевск, Украина)

## ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫЙ РЕАКТОР ДЛЯ ВНЕПЕЧНОЙ ДЕСУЛЬФУРАЦИИ ЧУГУНА ПРОЦЕССА РОМЕЛТ

*Запропонована конструкція електромагнітного реактора для десульфурзації чавуну процесу Ромелт під час його підготовки до виплавки сталі.*

Наиболее эффективным способом дальнейшей переработки чугуна Ромелт является прямое использование его в жидком виде для производства жидкой стали с последующим получением непрерывнолитых заготовок и затем металлопроката.

Особенно эффективен этот способ для районов с весьма ограниченными ресурсами металлолома, предприятий с относительно небольшой производительностью (до 1 – 1,5 млн. т стали/год, слишком малой для современных домен, а тем более для производства кокса и железорудного сырья), имеющих местные ресурсы железной руды и угля или металлосодержащие отходы металлургического производства.

Задачей сталеплавильного процесса в этом случае является, получение стали при высокой доле в шихте жидкого чугуна – вплоть до 90–100%. Наиболее распространенным в настоящее время способом получения стали с такой долей чугуна в составе металозавалки является конвертерный процесс.

Состав чугуна, выплавляемого в печах Ромелт, очень близок к составу обычного передельного чугуна и отличается лишь более низкими концентрациями кремния и марганца, которые составляют 0,10–0,15% по сравнению с 0,30–0,80% в передельном чугуне [1].

Современные тенденции развития эффективного конвертерного передела предполагают тщательную подготовку чугуна к плавке, особенно с точки зрения содержания серы. Использование низкосернистого чугуна позволяет значительно снизить затраты на получение конвертерной стали при повышении выхода годного и качества заготовок в случае использования непрерывной разливки.

Сравнение чугуна процесса Ромелт с передельным чугуном по содержанию серы показывает, что они практически идентичны и для глу-

бокой десульфурации при внепечной подготовке чугуна к конвертерному переделу можно использовать традиционные технологические схемы обессеривания.

В настоящее время наиболее распространенными способами внепечной десульфурации чугуна на отечественных и зарубежных предприятиях являются технологические схемы, предусматривающие магниевую обработку расплава гранулированным магнием и магниевой проволокой. Оборудование, используемое для такого способа рафинирования, достаточно сложное, металлоемкое, а сами способы не предусматривают возможности работы в непрерывном режиме, что является достаточно важным для повышения эффективности процесса Ромелт.

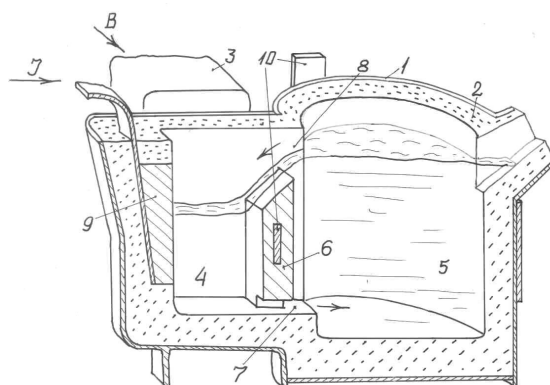
Многочисленные исследования и разработки сотрудников кафедры «Металлургии черных металлов» Донбасского государственного технического университета (г. Алчевск) в области электромагнитной обработки железоуглеродистых расплавов позволили установить основные закономерности их электромагнитного и электродугового рафинирования и легирования. Полученные теоретические и практические результаты позволили разработать реактор непрерывного действия для глубокого рафинирования чугуна, получаемого процессом Ромелт.

При разработке реактора были использованы теоретические положения электромагнитного погружения в расплав присадок, имеющих плотность меньшую, а электропроводность большую по сравнению с ним, которые были положены в основу проектирования различных установок по электромагнитному управлению гравитацией (ЭМУГ).

Предложенный электромагнитный реактор состоит из двух основных зон: активной и миксерной.

Размеры активной зоны должны быть минимально возможными как по ширине, так по длине и глубине. Вместе с тем в ней должно быть достаточно места для вводимой присадки десульфуратора и циркуляции вокруг нее обрабатываемого расплава. Кроме того, на каждом из боков по ширине нужно разместить минимально допустимой толщины слой футеровки и оставить место для металлоконструкции и постановочного зазора. В качестве основных десульфураторов в разработанной схеме рафинирования могут использоваться гранулированный и чушковый магний, магниевая проволока и различные магниевые лигатуры (например типа ЖКМ). Для ввода через активную зону чушек магния имеющих наибольший габарит из всех используемых материалов  $600 \times 140 \times 80$  мм, заполняемая полость имела размеры  $700 \times 200 \times 700$  мм. Во время работы уровень металла в активной зоне понижался, и глубина становилась около 500 мм. Работу активной зоны можно проследить по рисунку 1, на котором ковш-реактор изображен в продольном (вдоль направления тока) разрезе. Для сохранения в активной зоне достаточного коли-

чества расплава необходимо соблюдать определенные пропорции между площадями поперечного сечения нижнего 7 и верхнего 8 каналов, а именно:  $S_{\text{НИЖН}} : S_{\text{ВЕРХН}} = (0,2...0,25)$ . При уменьшении этого соотношения циркуляция расплава становится вялой. При чрезмерном увеличении из активной зоны через нижний канал может быть выдавлен весь расплав, через верхний он не успевает поступать обратно, возможен разрыв цепи тока, прекращение процесса и пироэффект, если идет работа с магнием. Электрод-перегородка 6 играет еще роль стопора для усваиваемой присадки. Устройство на рисунке 1 может работать и без электрода-перегородки 6. Циркуляция расплава при этом очень интенсивная, и присадка в активной зоне не удерживается, выносится в миксерную зону.



- 1 – корпус; 2 – футеровка; 3 – полюс; 4 – активная зона;  
5 – миксерная зона; 6 – электрод-перегородка;  
7, 8 – каналы; 9 – торцевой электрод; 10 – шины

Рисунок 1 – Реактор для ковшевого рафинирования чугуна  
выплавленного в печи Ромелт

Установки такого типа успешно использовались для получения железокремнемагниевого сплава, когда расплав ферросилиция насыщался магнием с использованием электромагнитного утяжеления. При вводе магния в чугун требуется значительно большая величина утяжеления, чем при вводе магния в ферросилиций. Но и самого магния при этом нужно меньше (1 – 2 кг/т против 80 – 100). Подавать его можно не целыми чушками, а кусками чушек магния или лигатуры, массой до 0,1 кг, гранулами, проволокой. При одной и той же индукции магнитного поля  $B$  и силе тока  $I$  ширину активной зоны можно делать меньше (например, 120 – 150 мм), соответственно увеличивается электромагнитное ускорение  $g_e$ . Толщина боковой кладки активной зоны составляет 65 мм. С учетом толщины асбеста, раствора, брони общий наружный раз-

мер активной зоны составит 380 мм, а ширина рабочего зазора между полюсными наконечниками составляет 400 мм. Поперечный размер изображенной на рисунке 1 активной зоны в свету между стенками ковша-реактора при этих условиях 360 мм, и выполнять кладку такого узкого и глубокого кармана неудобно.

С учетом отмеченного недостатка были внесены изменения в конструкцию узла активной зоны с полюсными наконечниками, как показано на рисунках 2 и 3.

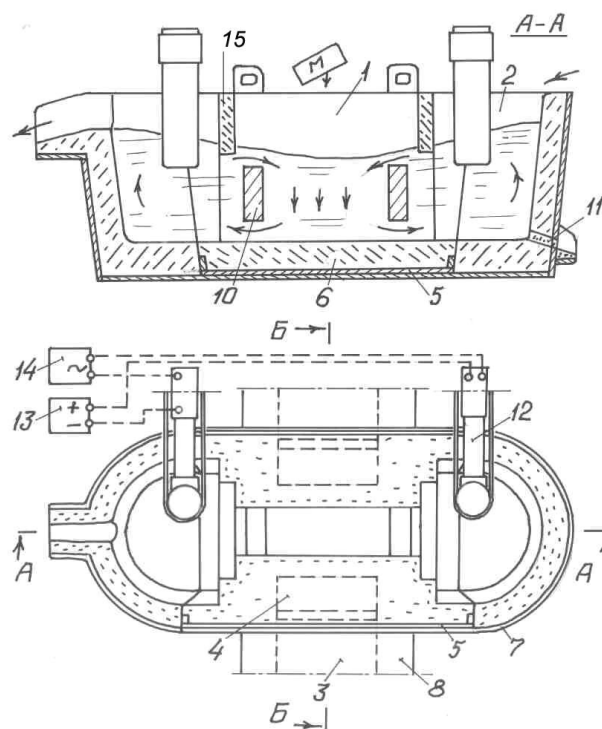


Рисунок 2 – Установка ЭМУГ непрерывного действия

- 1 – активная зона; 2 – миксерная зона; 3 – электромагнит;
- 4 – полюсный наконечник; 5 – внутренний слой корпуса;
- 6 – футеровка; 7 – наружный слоя корпуса; 8 – обмотка;
- 9 – ферромагнитный лист; 10 – перегородка со сквозным каналом;
- 11 – летка; 12 – токоподводящий электрод;
- 13 – источник постоянного тока;
- 14 – дополнительный источник переменного тока;
- 15 – шлаковая перегородка

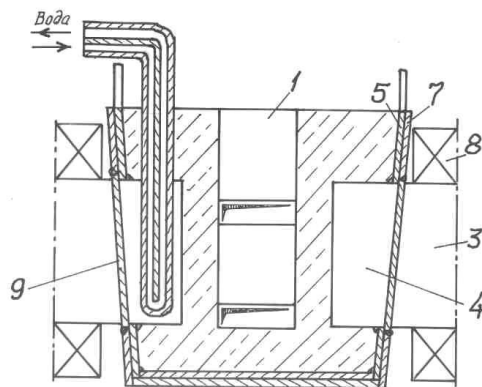


Рисунок 3 – Поперечный разрез активной зоны установки ЭМУГ непрерывного действия

- 1 – активная зона; 3 – полюс; 4 – наконечник;  
 5 – внутренний корпус; 7 – наружный корпус;  
 8 – обмотка; 9 – ферромагнитный лист

Ферромагнитные детали 4, 9 полюсных наконечников 3 вварены в неферромагнитную металлоконструкцию 5, 7 активной зоны 1. В этом случае удастся расширить сам карман металлоконструкции ковша-реактора 7 до удобного для работы размера, увеличить толщину кладки до безопасной в отношении прогара и на несколько десятков миллиметров уменьшить ширину рабочего зазора. Но при этом приходится охлаждать детали 4 полюсов во избежание их перегрева выше точки Кюри и потери ферромагнитных свойств. Охлаждение может быть воздушное (предпочтительнее) и водяное.

Второй недостаток конструкции по рисунку 2 – увеличение магнитного потока рассеяния из-за удлинения полюсных наконечников. Только конкретными измерениями в промышленных условиях или на полупромышленных установках можно установить, что эффективнее для сохранения величины  $B$ : уменьшать ширину зазора при удлинении полюсных наконечников или не делать ни того, ни другого.

Все изложенное относительно активной зоны позволяет утверждать, что ширина зазора между полюсами около 400 мм, а также размеры полости  $500 \div 700 \times 120 \div 200 \times 500 \div 700$  мм могут оставаться в этих пределах в установке ЭМУГ любого предназначения, периодического или непрерывного действия. Соответственно и источник электропитания для этих установок один и тот же.

Активная зона одна и та же для ковшей-реакторов любой емкости. Это является в некотором смысле преимуществом, потому что предпо-



лагает разработку и серийное производство источников электропитания установок ЭМУГ [3].

Кроме того, необходимо обратить внимание на малые габариты полости активной зоны в плане. Даже то мизерное количество пыли, которое образуется при обработке металлического расплава на установках типа ЭМУГ, от такой полости легко уловить и утилизировать с помощью достаточно простых устройств, а это позволяет добиться существенного улучшения экологической ситуации и условий работы обслуживающего персонала в сравнении с аналогичными устройствами и технологиями, используемыми в настоящее время в промышленности.

Представленная установка предназначена для работы в комплексе с печью Ромелт с целью рафинирования чугуна в потоке при его выдаче из печи в передаточный ковш для последующего передела в сталеплавильном агрегате. Рафинирование в установке осуществляется магнийсодержащими материалами, расход магния предусматривается только на удаление серы, без дополнительных затрат на модифицирование, которое нецелесообразно для перепельного чугуна.

Установка ЭМУГ содержит футерованную ванну (реактор), имеющую активную зону 1 и две миксерные емкости 2. Активная зона 1 размещена между полюсами электромагнита 3, а полюсные наконечники 4 введены в футеровку активной зоны 1 и выполнены охлаждаемыми. Внутренний слой 5 корпуса активной зоны вместе с футеровкой 6 выполнен с возможностью извлечения из наружного слоя 7. Корпус реактора сделан из неферромагнитной стали. Полюсы с обмоткой 8 прилегают вплотную к ферромагнитному листу 9 (рис. 3), сваренному в немагнитный наружный слой корпуса реактора. Перегородки 10 с каналами для перетекания расплава и шлаковые перегородки 15 разделяют активную 1 и миксерные 2 зоны. Летки 11 служат для слива остатков металла. Токоподвод к металлу выполнен двумя вертикально перемещаемыми электродами 12. Установка снабжена источником постоянного тока 13, подключенным к обмоткам электромагнита и электродам. Дополнительно имеется источник переменного тока 14, подключенный только на электроды.

Применение полюсных наконечников, введенных в футеровку активной зоны через прорезы в немагнитной стенке корпуса, позволяет на 10 – 15 % уменьшить ширину рабочего зазора и на 15 – 20 % увеличить индукцию магнитного поля, а следовательно, электромагнитное ускорение при одинаковой силе тока в рабочем контуре.

При нагреве концов полюсов в футеровке ухудшается их магнитная проницаемость, и для сохранения величины магнитной индукции в активной зоне наконечники выполнены охлаждаемыми.

При непрерывном вводе в чугун магнийсодержащих материалов постоянный ток подведен к электродам с такой полярностью, чтобы в активной зоне 1 происходило электромагнитное утяжеление расплава. Движение металла в ванне установки при этом такое, как показано стрелками на рисунке 2. В правую миксерную зону непрерывно поступает чугун из печи Ромелт. Из левой миксерной зоны чугун с такой же скоростью отбирают. В активную зону 1 непрерывно подают магнийсодержащий материал в виде кусков, проволоки или гранул из расчета около 1 кг магния на 1 т пропускаемого чугуна.

Кроме того, в установке возможна непрерывная десульфурация чугуна карбидом кальция, который непрерывно подают в активную зону 1. Полярность подключения постоянного тока при этом такая, что в активной зоне создается электромагнитное облегчение. Электропроводность у карбида кальция на порядок меньше, чем у чугуна, он почти не облегчается и, погружаясь в чугун, хорошо с ним смешивается и взаимодействует. Движение расплава при этом противоположно показанному на рисунке 2.

При необходимости, для компенсации тепловых потерь, а также для дополнительного нагрева расплава в проточном реакторе электроды поднимают из расплава и вводят ток через столб плазмы, образованный электрической дугой между электродом и расплавом. Выделение тепла в ванне при наличии дуг увеличивается на два порядка, происходит дуговой нагрев металла, интенсифицируется его рафинирование.

Ввод тока через дугу применяют также в том случае, если хотят избежать науглероживания расплава от электродов.

Дополнительный источник переменного тока 14 используют для интенсификации металлургических процессов в активной зоне. На электрическое поле постоянного тока накладывают поле переменного тока с силой 5-50 % от величины постоянного тока. Такая обстановка заставляет присадку колебаться относительно расплава, потому что она становится «то легче, то тяжелее».

На поверхности металла в активной зоне создают шлаковый покров из активных флюсов – флюорита, криолита, соды, силикатной глыбы и т. д. Шлаковые перегородки 15 препятствуют выносу шлака из активной зоны, а циркуляция расплава создает условия для активной металлургической обработки. Малые габариты активной зоны и всей ванны облегчают эвакуацию аспирационных выделений через вытяжной зонт. Немаловажным преимуществом ЭМУГ является ее высокая ремонтпригодность. В случае необходимости можно быстро заменить всю ванну или активную зону установки.

*Предложена конструкция электромагнитного реактора для де-сульфурации чугуна процесса Ромелт в процессе его подготовки к выплавке стали.*

*The construction of electromagnetic reactor is offered for delete sulfur of cast-iron of process of Romelt in the process of his preparation to smelting became.*

### **Библиографический список**

1. *Процесс Ромелт/Под ред. В.А. Роменца. – М.: МИСиС, Издательский дом «Руда и Металлы», 2005. – 400 с.*
2. *Установка для обработки расплавов: А. с. 1478610*
3. *Гольстрем В. А. и др. Справочник энергетика промышленных предприятий. / В. А. Гольстрем, А.С. Иваненко. – К.: Техника, 1977. – 463 с.*

***Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Петрушовым С.Н.***

*к.т.н., доц. Коробко Т.Б.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## ИССЛЕДОВАНИЕ НДС ПРИ ОБРАЗОВАНИИ ГОФРА

*Наведені результати теоретичних досліджень та отримані диференціальні рівняння, в яких за допомогою спрощуючих коефіцієнтів описано напружено-деформований стан при отриманні гофру на заготовці.*

Осесимметричные детали, получаемые в процессе формоизменения листового материала, являются видами металлопродукции, которая применяется практически во всех отраслях промышленности.

Совершенствование процессов вытяжки направлено на сокращение количества переходов, увеличение относительной высоты заготовки, обеспечение геометрической точности и увеличение производительности без снижения характеристик прочности и жесткости. Для этого применяют различные способы вытяжки - реверсивную, комбинированную, с подогревом штамповой оснастки и др.

Одним из перспективных направлений является применение штампа с поворотными дисками [1]. Однако для разработки рациональной формы заготовки и технологического процесса требуется исследование напряженно-деформированного состояния заготовки, что является задачей данной работы.

Процесс формообразования в таком штампе происходит следующим образом (рис.1). Листовая заготовка, уложенная на матрицедержатель, прижимается к последнему наружным прижимом. Внутренний прижим, опускаясь, формирует на ней кольцеобразный гофр, расположенный на краю заготовки. Затем, зажатую гофрированную заготовку перетягивают в цилиндрическое изделие любой формы с отсутствием или наличием фланца заготовки. Отличительной особенностью штампа данной конструкции является то, что в нем часть трущихся поверхностей в процессе формоизменения заготовки имеет возможность вращаться вокруг своей оси в виде поворотных дисков и тем самым уменьшать трение между отдельными частями штампа и заготовкой.

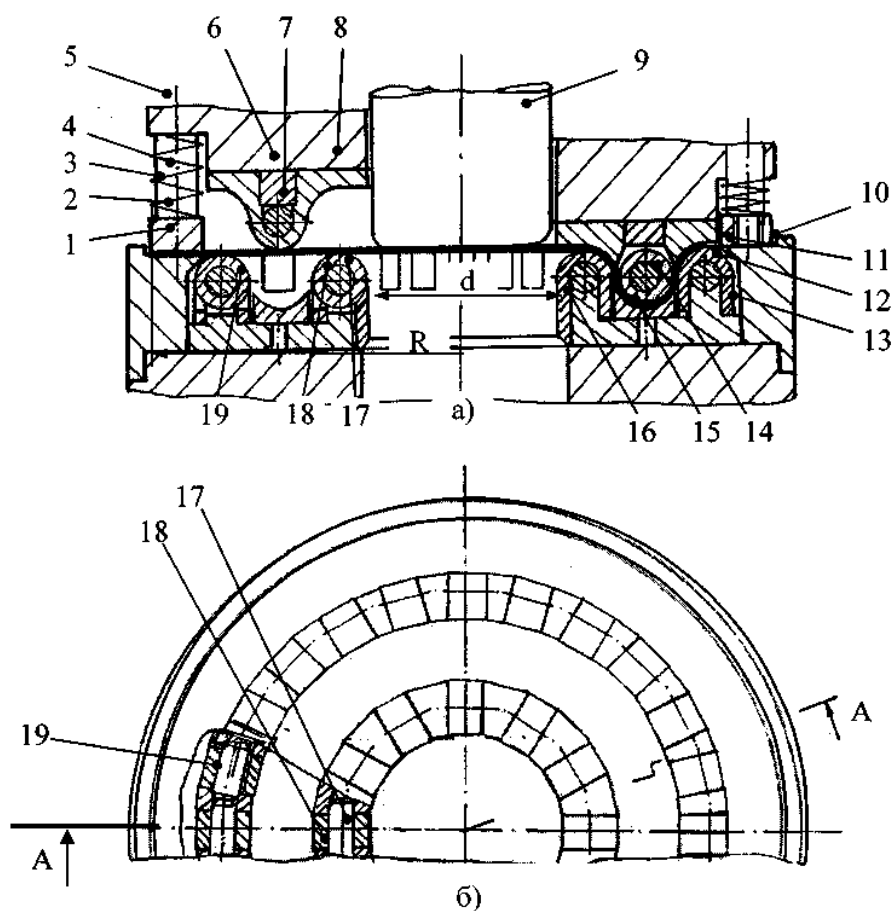


Рисунок 1 – Продольный разрез штампа для глубокой вытяжки:

а – в левой части исходное положение инструмента, в правой части – в конце образования кольцевого гофра; б – вид сверху на матрицу.

1 – заготовка; 2 – наружный прижим; 3 – пружина; 4 – винт специальный; 5 – верхняя плита; 6 – кольцо; 7, 12, 17 – ось; 8 – внутренний прижим; 9 – пуансон; 10 – матрицедержатель; 11 – волочильная вставка; 13 – основание; 14, 18, 19 – поворотный диск; 15 – волочильное кольцо; 16 – матрица

На рис. 2 приведена схема напряженно-деформированного состояния отдельных участков гофрированной заготовки. В виду того, что наружная поверхность формуемого гофра на  $\frac{2}{3}$  состоит из подвижных поворотных дисков, то на ней значительно будет уменьшено трение между заготовкой и подвижными и неподвижными частями штампа при

гофрировании. Получение кольцеобразного гофра можно представить в виде двух операций: прямую вытяжку и реверсивную вытяжку [2].

При проведении анализа принимаются следующие допущения: напряженное состояние во фланце заготовки плоское; напряжение  $\sigma_r$  и  $\sigma_\theta$  являются главными нормальными напряжениями; металл изотропен и упрочняется в процессе деформирования; все силы отнесены к срединной поверхности заготовки.

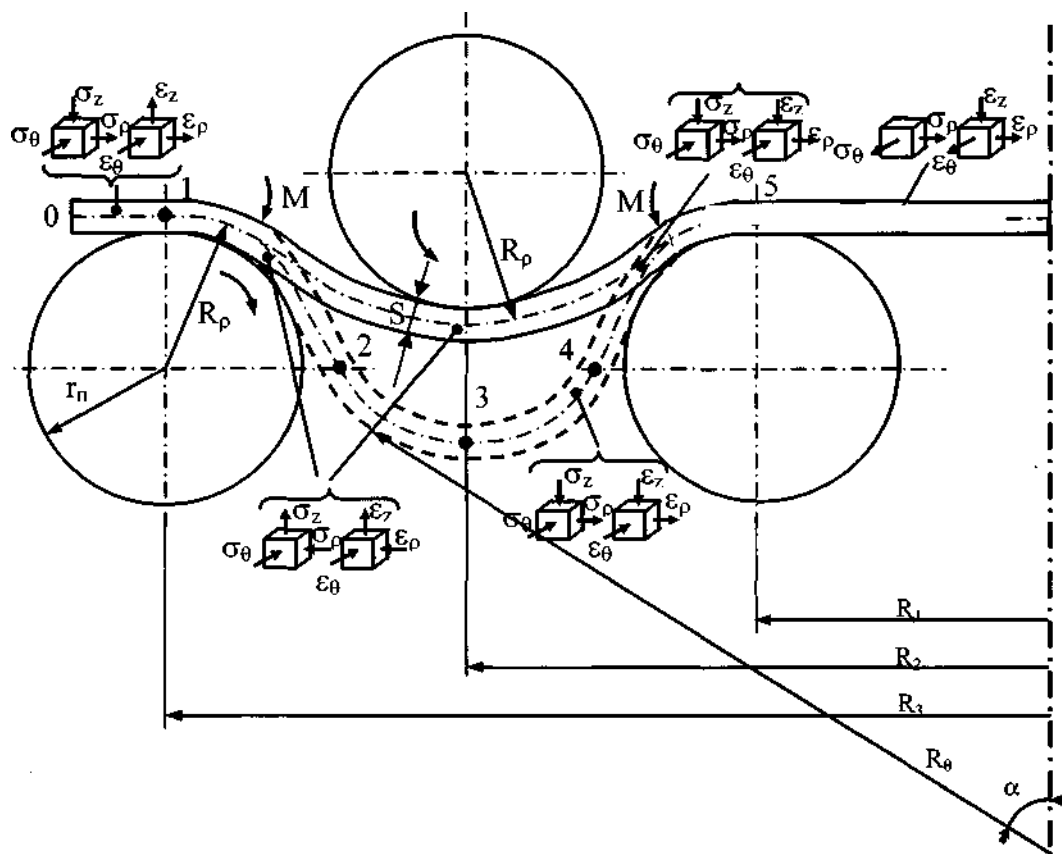


Рисунок 2 – Схема напряженно-деформированного состояния отдельных участков гофрирования заготовки и изгибающие моменты

Так как вытяжке подвергается плоская круглая заготовка, пластическую деформацию получает фланец, условно разделяемый на плоскую часть, находящуюся под внешним прижимом и часть над гофриобразующей полостью матрицы. Совместное решение уравнений равновесия и условия пластичности при использовании граничного условия, что при  $\rho = R$  (где  $\rho$  - расстояние элемента от оси симметрии),  $\sigma_r = \sigma_{тр}$  (где  $\sigma_{тр}$  – напряжение от сил трения) [3] дает нам распределение напряжений во фланце под внешним прижимом, как при обычной вытяжке. Тогда для участка 0-1

$$\sigma_{\rho} = \beta \sigma_S \ln \left( \frac{R}{\rho} \right) + \frac{\mu_1 Q_1}{\pi R S}, \quad (1)$$

$$\sigma_{\theta} = \beta \sigma_S \left( \ln \frac{R}{\rho} - 1 \right) + \frac{\mu_1 Q_1}{\pi R S}, \quad (2)$$

где  $\mu_1$  – коэффициент трения между заготовкой и неподвижной частью инструмента;

$Q_1$  – усилие наружного прижима;

$S$  – текущее значение толщины заготовки.

Для отыскания поля деформаций на этом участке воспользуемся уравнением связи напряжений и деформаций, принимая, что напряжения по толщине  $\sigma_z = 0$ . Тогда получим известную формулу [3]

$$S_1 = S_0 \left( \frac{R_3}{R} \right)^{\left( \frac{\sigma_{\rho} + \sigma_{\theta}}{\sigma_{\rho} - 2\sigma_{\theta}} \right)}, \quad (3)$$

где  $S_1$  – значение толщины элемента в процессе вытяжки;

$S_0$  – начальная толщина материала.

Под действием внутреннего прижима заготовка прогибается. Причем, усилия, действующие со стороны прижима и гофрирующей части матрицы, смещены в радиальном направлении и образуют моменты  $M$ .

Ввиду специфичности формы получаемой заготовки уравнение равновесия принимает вид [4]

$$\rho \frac{d\sigma_{\rho}}{d\rho} + \sigma_{\rho} - \sigma_{\theta} - \frac{\mu\rho}{\sin \alpha} \left( \frac{\sigma_{\rho}}{R_{\rho}} + \frac{\sigma_{\theta}}{R_{\theta}} \right) = 0, \quad (4)$$

где  $\mu = \frac{\mu_1 + 2\mu_2}{3}$ ;

$\mu_2$  – коэффициент трения между заготовкой и подвижной частью инструмента;

$\alpha$  – угол между касательной к срединной поверхности заготовки в меридиональном сечении в данной точке очага деформации и осью симметрии;

$R_{\rho}$  и  $R_{\theta}$  – радиус кривизны элемента в радиальном и тангенциальном сечениях;

$$R_{\rho} = R_{II} + 0,5S;$$

$$R_{\theta} = \frac{R_3}{\sin \alpha} - (r_n + 0,55) \operatorname{ctg} \alpha.$$

Уравнение пластичности по гипотезе максимальных касательных напряжений имеет вид

$$\sigma_{\rho} - \sigma_{\theta} = \beta \sigma_s. \quad (5)$$

На формуемом с растяжением кольцевом гофре можно выделить четыре участка (рис. 2). Для облегчения интегрирования в табл.1 приведены упрощающие коэффициенты, позволяющие решать уравнения (4) и (5) со своими знаками радиусов кривизны  $R_{\rho}$  и  $R_{\theta}$ .

Получили дифференциальное уравнение типа

$$\frac{d\sigma_{\rho}}{d\rho} + a_{j-k}\sigma_{\rho} + b_{j-k} + \frac{c_{j-k}}{\rho} = 0, \quad (6)$$

где j, k – номера участков согласно рис. 2.

Его решение нам дает

$$\sigma_{\rho_{j-k}} = -\frac{b_{j-k}}{a_{j-k}} - c_{j-k} e^{-a_{j-k}\rho} \ln \rho - c_{j-k} e^{-a_{j-k}\rho} \sum_{i=1}^{\infty} \frac{(a_{j-k}\rho)^i}{i \cdot i!} + c_1 e^{-a_{j-k}\rho}.$$

Таблица 1 – Упрощающие коэффициенты

Участок	a	b	c
1-2	$-\frac{\mu}{R_{\rho} \sin \alpha} - \frac{\mu}{R_{\theta} \sin \alpha}$	$\frac{\mu \beta \sigma_s}{R_{\theta} \sin \alpha}$	$\beta \sigma_s$
2-3	$\frac{\mu}{R_{\rho} \sin \alpha} - \frac{\mu}{R_{\theta} \sin \alpha}$	$\frac{\mu \beta \sigma_s}{R_{\theta} \sin \alpha}$	
3-4	$\frac{\mu}{R_{\rho} \sin \alpha} + \frac{\mu}{R_{\theta} \sin \alpha}$	$-\frac{\mu \beta \sigma_s}{R_{\theta} \sin \alpha}$	
4-5	$-\frac{\mu}{R_{\rho} \sin \alpha} + \frac{\mu}{R_{\theta} \sin \alpha}$	$-\frac{\mu \beta \sigma_s}{R_{\theta} \sin \alpha}$	

Постоянную интегрирования найдем из условия, что при  $\rho = R_3$ ,

$$\sigma_{\rho} = \beta \sigma_s \left( \ln \frac{R}{\rho} \right) + \frac{\mu_1 Q_1}{\pi R S} = \sigma_{\rho 0-1}$$



$$c_1 = \frac{b_{j-k}}{a_{j-k}} e^{-a_{j-k} R_3} + c_{j-k} \ln R_3 + c_{j-k} \sum_{i=1}^{\infty} \frac{(a_{j-k} R_3)^i}{i \cdot i!} + \sigma_{\rho 0-1} e^{a_{j-k} (R_3 - \rho)}.$$

Ввиду того, что для вытяжки рассматривается осесимметричная заготовка, определим усредненную тангенциальную деформацию, действующую на нее в процессе деформирования

$$e_{\theta} = \ln \frac{R_3}{R}. \quad (7)$$

Радиальная деформация определится из выражения

$$e_{\rho} = \ln \frac{l_0}{l}, \quad (8)$$

где  $l_0$  – длина дуги контакта заготовки и перетяжного ребра по средней линии;

$l$  – горизонтальная проекция длины дуги контакта.

Пренебрегая упругими деформациями, условие постоянства объема может быть записано в виде

$$e_{\rho} + e_{\theta} + e_s = 0,$$

где  $e_s$  – логарифмическая деформация по толщине.

Тогда деформация по толщине составит

$$e_s = -(e_{\rho} + e_{\theta}). \quad (9)$$

Таким образом, получены распределения напряжений и деформаций в гофрируемом фланце, учитывающие изменение кривизны, дифференцированные условия трения и упрочнение, а также позволяющие определить рациональную форму кольцеобразных гофров для увеличения вытяжной способности.

*Приведены результаты теоретических исследований и получены дифференциальные уравнения, в которых с помощью упрощающих коэффициентов описано напряженно-деформированное состояние при получении гофра на заготовке.*

*The results of theoretical researches are presented and there were equations in which using the simplifying it was described the tensely-deformed state during corrugation of billet.*

### **Библіографічний список**

1. Патент України: 47765А, В21D 22/02. Штамп для глибокого витягування / Т.Б. Коробко, В.О. Луценко, Г.І. Майоров, Д.Г. Майоров 2001096195; Заяв.13.03.2001; Опубл. 15.07.2002 Бюл. № 7– 4 с.

2. Мошин Е.Н. Технологія штамповки крупногабаритних деталей. – М.: Машиностроение. – 1973.- 240 с.

3. Попов Е.А. Основи теорії листової штамповки. – М.: Машиностроение. – 1977. – 278 с.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Луценко В.А.*

## СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ И НАПРАВЛЕНИЯ РАЗВИТИЯ ФИЛЬТРОВ С ПРОТИВОТОЧНОЙ РЕГЕНЕРАЦИЕЙ

*Проаналізовано сучасний стан розвитку фільтрів з протитечійною регенерацією фільтроелементу. Сформовано основні напрямки розвитку і подальшого вдосконалення таких фільтрів.*

Неотъемлемой частью большинства технологических процессов является очистка значительных объемов жидкости от механических загрязнений. В тех случаях, когда необходимость очистки обусловлена удалением из жидкости частиц размер которых, больше некоторого значения, лучший результат дает применение сетчатых фильтров [1]. Но обладая гарантированной крупностью очистки эти фильтры имеют малую грязеемкость. Для устранения этого недостатка используется механизм саморегенерации фильтра. Различают фильтры регенерация которых ведется постоянно (гидродинамические фильтры) и фильтры, в которых устройство очистки включается по мере необходимости (фильтры с противоточной регенерацией ФПР). Преимущество последних проявляется при очистке слабозагрязненных сред, когда период фильтрования существенно превышает период регенерации. В ФПР промывка фильтроэлемента осуществляется обратным потоком жидкости, который последовательно создается на ограниченных участках сетки. Обратный поток воды создается устройством промывки, полость которого соединяется на время очистки со сливом (рис. 1). Режим очистки включается по сигналу реле времени или по достижении заданного перепада давления на сетке [2].

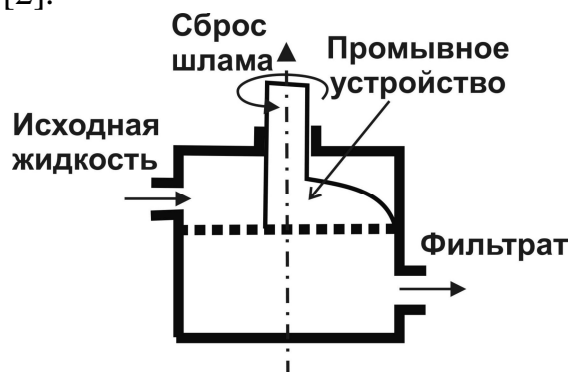


Рисунок 1 – Конструкция фильтра с противоточной регенерацией

Однако, несмотря на более чем полувековую историю развития фильтров с противоточной регенерацией (ФПР) их конструкция продолжает совершенствоваться. Связано это с устранением следующих проблем:

1) плохое удаление крупных частиц, размер которых больше зазора между фильтроэлементом и промывным устройством [2];

2) снижение эффективности промывки при увеличении зазора между промывным устройством и фильтроэлементом [3];

3) при увеличении площади промываемого участка сетки увеличиваются расходы жидкости на промывку, и снижается качество восстановления фильтрующих свойств фильтроэлемента [4];

4) постепенное засорение сетки частицами, размер которых сопоставим с размером ячейки сетки [5].

Зарубежные и отечественные производители ФПР предложили множество конструктивных решений повышающих эксплуатационные качества таких фильтров. Поэтому целью данной статьи является критический анализ современных ФПР для оценки эффективности их работы и выбора направлений дальнейшего совершенствования.

Противоточные фильтры наиболее широко представлены зарубежными производителями: filtomat (Италия), amiad (Израиль), taprogge, ALF, ООО «КемеровоХиммаш». Из отечественных производителей ФПР следует выделить ООО "Океанмашэнерго" и НДПКИ «Параметр» (ДонГТУ). Если рассматривать классическую конструкцию ФПР (рис. 1) то промывное устройство перемещается на некотором расстоянии от фильтроэлемента и расход жидкости через промывное устройство складывается из расхода жидкости через промываемый участок сетки  $Q_{2-3}$  и перетоки между промывным устройством и полостью фильтрата  $Q_{1-3}$  (рис. 2). В работе [3] показано, что при зазоре  $h = 3$  мм, давление в полости промывного устройства  $p_3$  равно давлению со стороны неочищенной жидкости  $p_1$ , и следовательно нет никакого промывочного потока  $Q_{2-3}$ .

Для повышения эффективности работы авторами рекомендуется конструктивное и технологическое обеспечение минимальной высоты уплотняемого зазора под промывным устройством. Однако такая рекомендация приводит к следующей проблеме – твердые частицы, размер которых находится в пределах от размера ячейки сетки грубой очистки до размера щели между промывным устройством и фильтроэлементом, не проходят в щель между промывным устройством и сеткой и не удаляются из фильтра при очистке (рис. 3). Это приводит к их постепенному накоплению в фильтре и необходимости периодической ручной очистки фильтра или к заклиниванию очистителя [2].

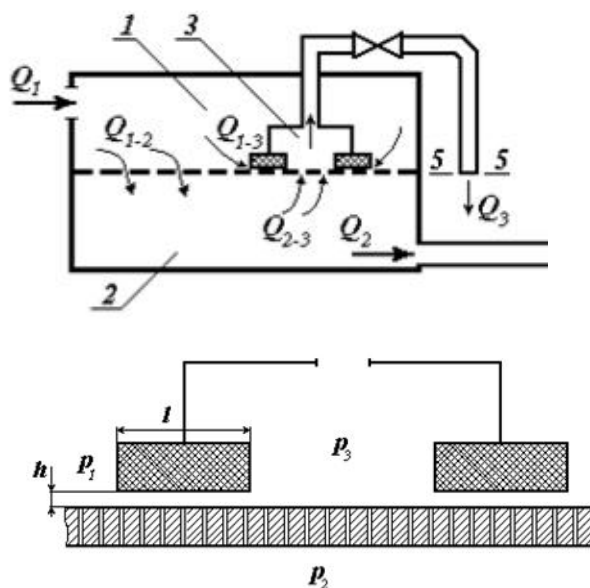


Рисунок 2 – Расчетная схема к определению перетоков  
сквозь уплотнение промывного устройства

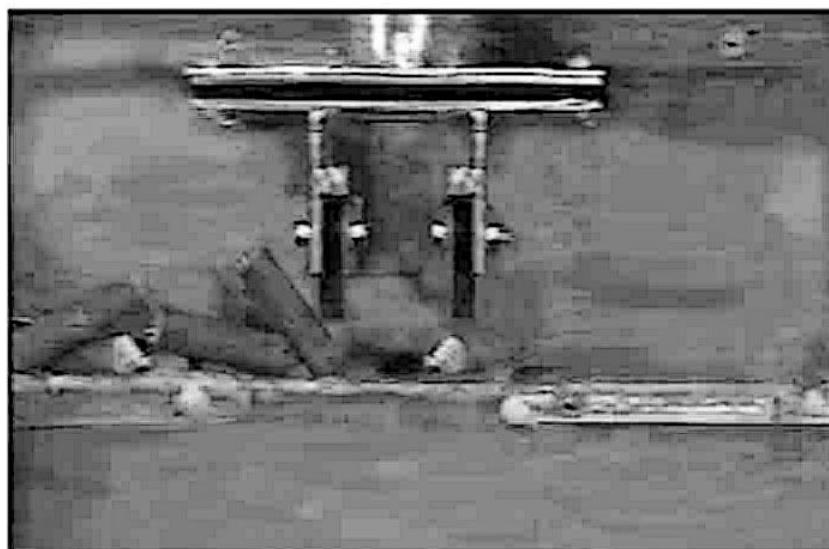


Рисунок 3 – Крупные загрязнения оставшиеся на сетке фильтроэлемента

Обычно решают эту проблему за счет специальной конструкции фильтроэлемента, который выполняется либо в виде двух перфорированных плит с зажатой между ними сеткой [3], либо в виде специального каркаса, который обеспечивает деление поверхности фильтра на ячейки [2]. При загрязнении в этих ячейках скапливаются крупные загрязнения, а при промывке промывное устройство перекрывает без за-

зоров одну или несколько ячеек и промывной поток вымывает загрязнения (рис. 4).

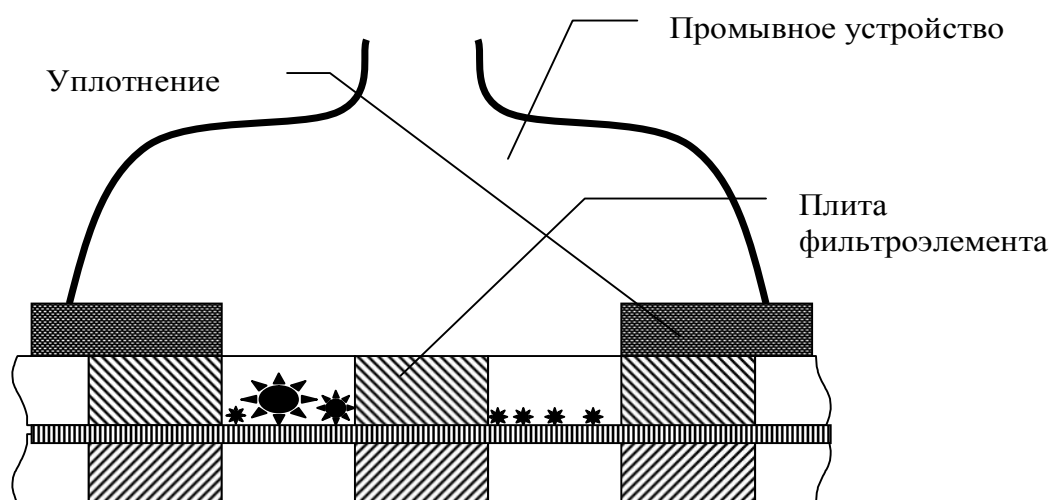


Рисунок 4 – Усовершенствованное промывное устройство

К достоинству представленного на рис. 4 решения можно отнести простоту реализации уплотнения промывного устройства. Так же следует отметить, что проблема удаления крупных частиц свойственна именно для наших условий эксплуатации, когда наряду с маленькими частицами могут попадаться и значительные по габаритам образования.

Но несмотря на практически полное устранение перетоков между промывным устройством и полостью фильтрата, при продолжительной эксплуатации сетка зарастает частицами размер которых сопоставим с размером ячейки сетки (рис. 5) [5].

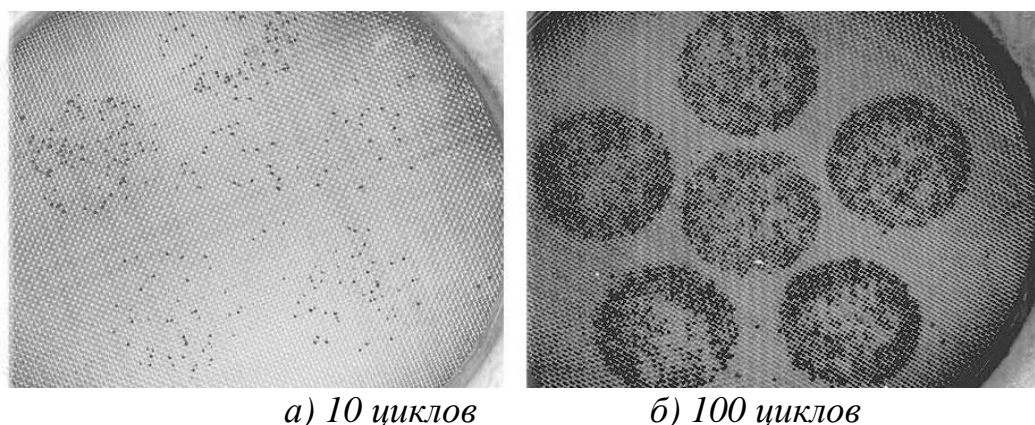


Рисунок 5 – Рост количества не удаляемых загрязнений при увеличении числа циклов загрязнение–регенерация

Причина такого состояния в недостаточной эффективности противоточной промывки при удалении частиц загрязнителя, которые застряли в моменты близкие к началу цикла регенерации [6]. Объяснить это можно следующим образом, в эти моменты площадь сетки остающейся чистой минимальна, а так как расход поддерживается постоянным то скорости жидкости и частиц максимальны. Проведенные исследования показали, что именно переход кинетической энергии в упругие деформации частицы и проволоки сетки обуславливает появление трудно удаляемых загрязнений. Решить данную проблему можно несколькими способами:

- 1) увеличить скорость жидкости при промывке;
- 2) использовать интенсифицирующее силовое воздействие;
- 3) использовать фильтроэлемент такой формы, что силы удерживающие частицу в режиме фильтрования существенно превышают силы которые будут при регенерации фильтроэлемента;
- 4) ограничить максимальный перепад давления на фильтроэлементе таким образом, что бы все частицы можно было удалить только за счет обратной промывки.

Первый способ достигается либо за счет использования дополнительных устройств увеличивающих расход жидкости при промывке (насосы, поршни), либо за счет уменьшения площади промываемого участка сетки (приближая его сечение к площади поперечного сечения сливного трубопровода). При этом уже нельзя обеспечить очистку всего фильтроэлемента за один оборот и используется винтовое движение промывного устройства по поверхности фильтроэлемента (рис. 6) [6].



Рисунок 6 – Фильтр SAF Amiad оснащенный винтовым промывочным устройством с несколькими промывными головками

Вышеизложенный подход нельзя назвать удачным по следующим причинам: первое – как показали экспериментальные исследования [5] все равно есть определенный процент частиц, которые не удаляются при таком режиме регенерации и второе – винтовое промывное устройство приводит к увеличению габаритов и конструкционному усложнению фильтра.

Второй способ в основном не применяется, поскольку связан с использованием дополнительных источников энергии и существенно усложняет конструкцию фильтра. Хотя известны технические решения, основанные на использовании энергии сжатого воздуха [1] и гидравлического удара [7].

Интересным видится применение фильтроэлемента специальной формы (рис. 7) предложенное специалистами компании Tarpogee. В этом фильтре частица надежно удерживается между профильными шайбами, а при промывке за счет гидродинамических сил происходит отгибание нижней шайбы и частица уносится потоком промывочной жидкости (рис 8).

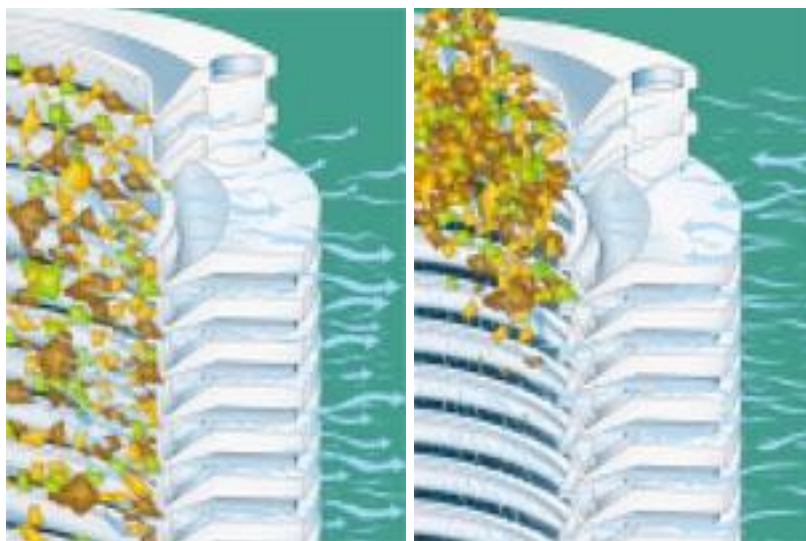


Рисунок 8 – Внешний вид фильтроэлемента Tarpogee

Последний из способов основан на выборе такого режима работы фильтроэлемента при котором в режиме засорения максимальный перепад давления на фильтре ограничен величиной при которой, силы удерживающие частицу загрязнителя в ячейке сетки не превышают значений, которые можно преодолеть в режиме регенерации [9].

В результате исследований была установлена граничное значение перепада давления на фильтроэлементе от рабочего давления фильтра (определяет энергию промывки) (рис. 9).



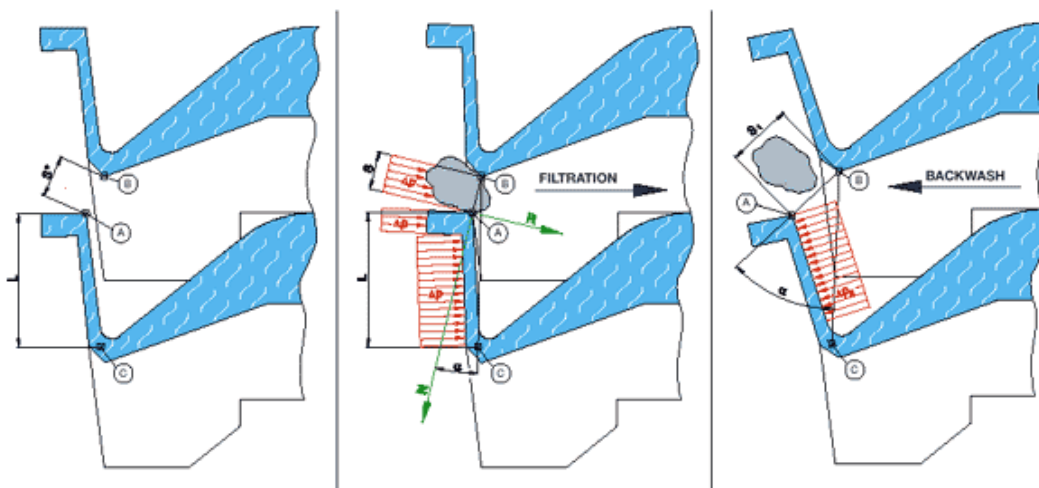


Рисунок 8 – Поведение фильтроэлемента при загрязнении и промывке

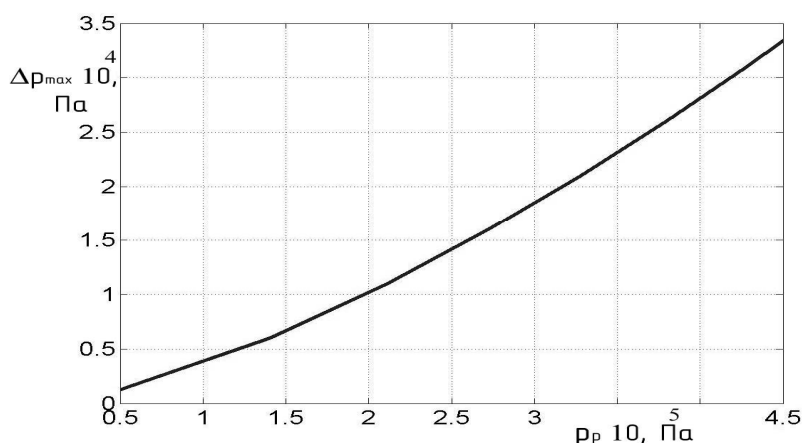


Рисунок 9 – Граничный перепад давления при загрязнении  $\Delta p_{\max}$ , в зависимости от рабочего давления фильтра  $p_p$

Вывод. Подводя итог можно сделать следующие выводы относительно путей дальнейшего совершенствования ФПР:

- а) в конструкциях фильтров желательно использовать одно промывное устройство и один фильтроэлемент;
- б) использование перфорированных плит существенно упрощает герметизацию промывного устройства и решает проблему удаления габаритных частиц;
- с) ограничение максимального давления при засорении дает реальную возможность обойтись без устройств интенсифицирующих процесс противоточной регенерации;
- д) перспективным видится использование фильтроэлементов аналогичных Tagrogee, но на данном этапе для частиц размером менее 100 мкм такой способ экономически нецелесообразен;

е) превышение рабочего давления фильтра над максимальным перепадом давления на фильтроэлементе при засорении должно быть более чем на один порядок.

*Выполнен анализ современного состояния развития фильтров с противоточной регенерацией фильтроэлемента. Предложены основные направления развития и дальнейшего усовершенствования таких фильтров.*

*The analysis of modern development of filters is executed with the automatic regeneration of filterelement. Basic directions of development and further improvement of such filters are offered.*

### **Библиографический список**

1. Берестюк Г.И. Регенерация фильтров для разделения суспензий. – М.: Химия, 1978. – 96с.
2. Кузьминский В.П., Кухарь В.Ю., Кудрявцев Д.В. Разработка и совершенствование автоматизированных фильтров технической воды для условий отечественных горно-металлургических предприятий.
3. Мочалин Е.В., Петренко А.В., Кривошея П.Н.. Моделирование режима обратной промывки самоочищающегося фильтра// Вестник НТУ «ХПИ», 2001. – Вып. 129. – С.161-168.
4. Пупков В.С. Влияние кинетической энергии частиц на процесс загрязнения сетчатого фильтроэлемента // Сборник ИГТМ НАН Украины Геотехническая механика, 2004. – Вып. № 50. – С. 212-218.
5. Пупков В.С., Иванова Е.О. Анализ остаточных загрязнений сетчатых фильтров: Сб. науч. тр./ Алчевск: ДГМИ(ДонГТУ), 2005. – Вып. 9. – С. 302–308.
6. *amiad filtration systems. [www.amiad.com](http://www.amiad.com)*
7. Пупков В.С. Пути обеспечения интенсификации процесса самоочистки сетчатого фильтроэлемента // Сб. научн. тр. ДГМИ Вып. 15 – Алчевск: ДГМИ, 2002. – С. 123–130.
8. *Tarpogee. [www.tarpogee.de](http://www.tarpogee.de)*
9. Пупков В.С., Мочалин Е.В., Алипер Ю.И. Специализированная компьютерная система для обеспечения рационального режима работы фильтра с противоточной регенерацией сетчатого фильтроэлемента: Сб. науч. тр./ Алчевск: ДГМИ(ДонГТУ), 2006. – Вып. 22. – С. 302–308.

к.т.н., доц. Ершов В.М.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

## ТЕРМИЧЕСКОЕ РАСШИРЕНИЕ ИНТЕРМЕТАЛЛИДНЫХ ФАЗ СИСТЕМЫ МЕДЬ-ГАЛЛИЙ

*Приведені результати високотемпературної дифрактометрії термічного розширення кристалічних ґрат твердого розчину і інтерметаллідів  $\alpha$ ,  $\gamma$  і  $\zeta$  – фаз сплавів системи мідь – галій. Знайдена близькість значень коефіцієнта термічного розширення інтерметаллідів і розчинника.*

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

Физические свойства фаз цветных сплавов изучены крайне недостаточно [1]. В то же время хорошо известно [2], что физико-механические свойства сплавов во многом определяются конкретными свойствами фаз, входящих в их структуру. Так, в многофазных сплавах при частых теплосменах возможно образование микротрещин из-за различия коэффициентов термического расширения (далее - КТР или  $\alpha_t$ ) конкретных фаз.

Если существует определенное различие в КТР-фаз сплава, то при нагреве в фазе с малым КТР возникают растягивающие напряжения, а в фазе с большим КТР – сжимающие. При охлаждении картина напряжений меняется на обратную.

В настоящей работе предпринята попытка измерения КТР интерметаллических фаз сплавов системы медь - галлий.

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

Согласно существующих данных [3], в сплавах системы медь – галлий встречается несколько фаз, большая часть из которых представляют собой электронные соединения (рис.1). Для исследования были выбраны следующие фазы системы:  $\alpha$ -фаза (твердый раствор галлия в меди с кристаллической решеткой типа А2);  $\gamma$ -фаза ( $\text{Cu}_9\text{Ga}_4$  с решеткой типа  $\gamma$ -латуни) и  $\zeta$ -фаза ( $\text{Cu}_3\text{Ga}$  с кристаллической решеткой типа А3).

Экспериментальные данные по термическому расширению данных фаз системы медь-галлий в литературе отсутствуют. Большинство исследований данных сплавов сводилось только к анализу эффектов упорядочения в  $\gamma$  и  $\zeta$  – фазах [3].

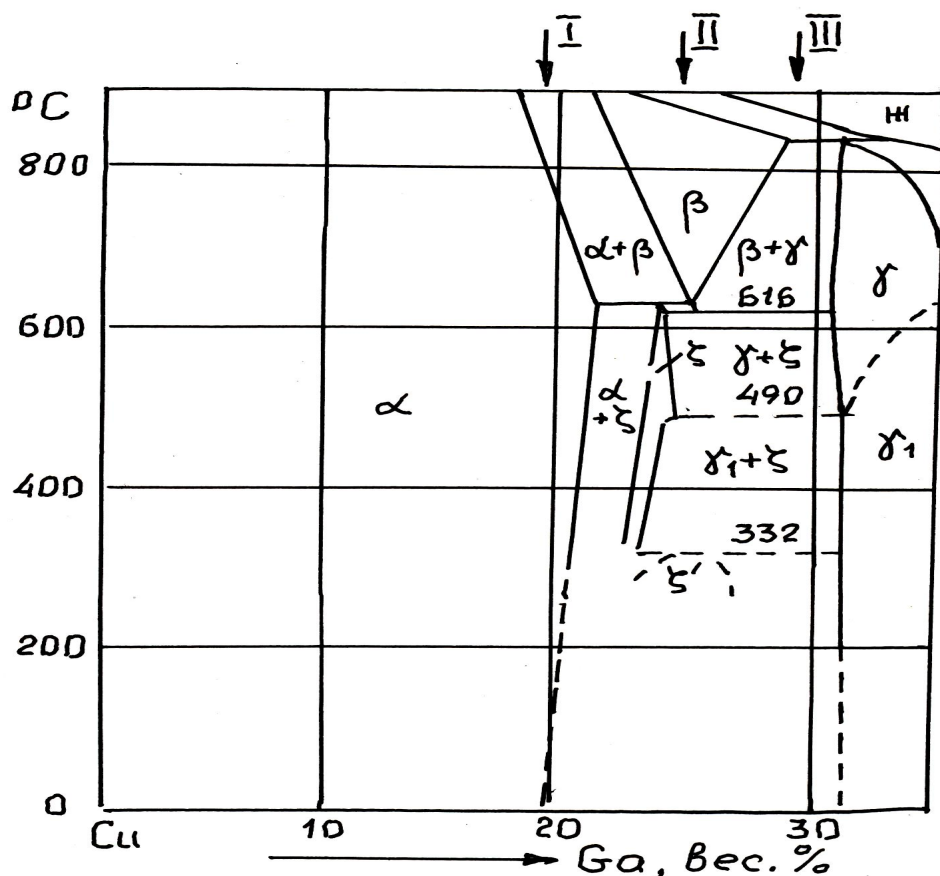


Рисунок 1 – Участок диаграммы состояния медь-галлий по данным [3].  
Стрелками указаны составы сплавов настоящего исследования: I – 19.2% Ga; II – 25.1% Ga; III – 29.1% Ga.

#### Постановка задачи.

Основной задачей данной работы было измерение КТР выбранных фаз методом вакуумной высокотемпературной рентгенографии, которая, как указано в монографии В.А.Финкеля [4], позволяет прецизионно измерять парциальные коэффициенты термического расширения отдельных фаз при нагреве и охлаждении.

#### Изложение материала и его результаты.

Медногаллиевые сплавы получали открытой плавкой из спектрально чистого галлия и меди марки М00. После выплавки сплавы разливали в кокиль и полученные отливки подвергали длительному гомогенизационному отжигу (10 час при 850<sup>0</sup>С), после чего отливки проковывали в прутки и вновь подвергали отжигу (5 час при 800<sup>0</sup>С). Из прутков галлиевых бронз нарезают тонкие образцы (1-1.5 мм) для рентгеновских исследований.

Прежде всего рентгеноспектральным методом определяли химический состав полученных плавов. Для исследования выбрали три плав-

ки со следующим содержанием галлия: плавка № I – 19.2%; № II – 25.1% и № III – 29.1%.

Далее на образцах вышеназванных плавок провели фазовый рентгеновский анализ на дифрактометре ДРОН-1.5 в железном излучении трубки БСВ-9. На рисунке 2 приведены образцы типичных дифрактограмм анализируемых плавок.

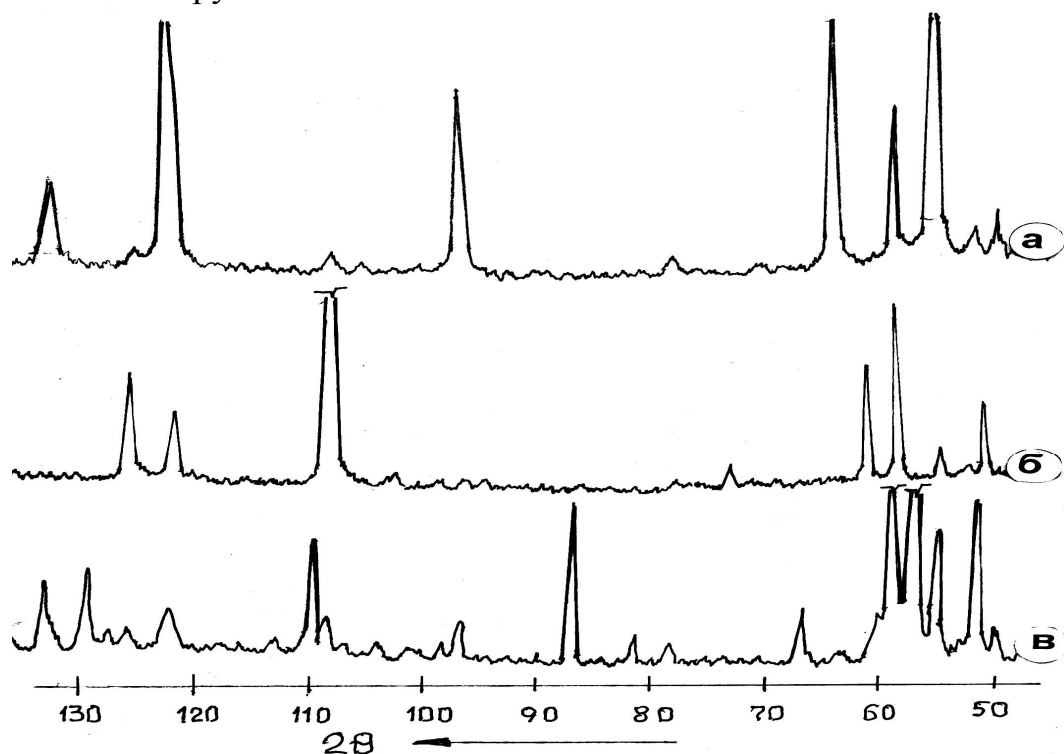


Рисунок 2 - Типичные дифрактограммы сплавов в отожженном состоянии: I – а; II – б и III – в

Расчет и индентификация дифрактограмм показал, что структура образцов плавки I имеет однофазное строение твердого раствора ( $\alpha$  – твердый раствор), плавки II – смесь  $\alpha$  и  $\zeta$  – фаз, а для плавки III – смесь кристаллов  $\gamma$ -фазы и небольшого количества фазы  $\zeta$ .

Тонкие образцы исследуемых сплавов помещали в нагревающее устройство вакуумной дифрактометрической приставки УВД-2000 и медленно, со скоростью 20-30<sup>0</sup>С/мин., нагревали от комнатной температуры до 600<sup>0</sup>С. В процессе нагрева образцов, через 100<sup>0</sup>С, делали изотермические выдержки, в течение которых производили запись дифрактограмм отдельных линий на ленте потенциометра рентгеновского дифрактометра ДРОН-1.5.

Для анализа термического расширения кристаллической решетки  $\alpha$ -фазы сплавов использовали регистрацию наиболее интенсивной линии (200) $K_\alpha$ , для  $\zeta$ - фазы – линий (100) $K_\alpha$  и (101) $K_\alpha$  и для  $\gamma$ -фазы – ли-

нию (330) $K_\alpha$ . По угловому положению дифракционных линий выбранных фаз рассчитывали параметры их кристаллической решетки, используя известные методики [4].

На рисунке 3 представлены экспериментальные данные температурной зависимости параметров решетки анализируемых фаз медногаллиевых сплавов и чистой меди, взятой в качестве эталонного вещества для расчетов КТР фаз.

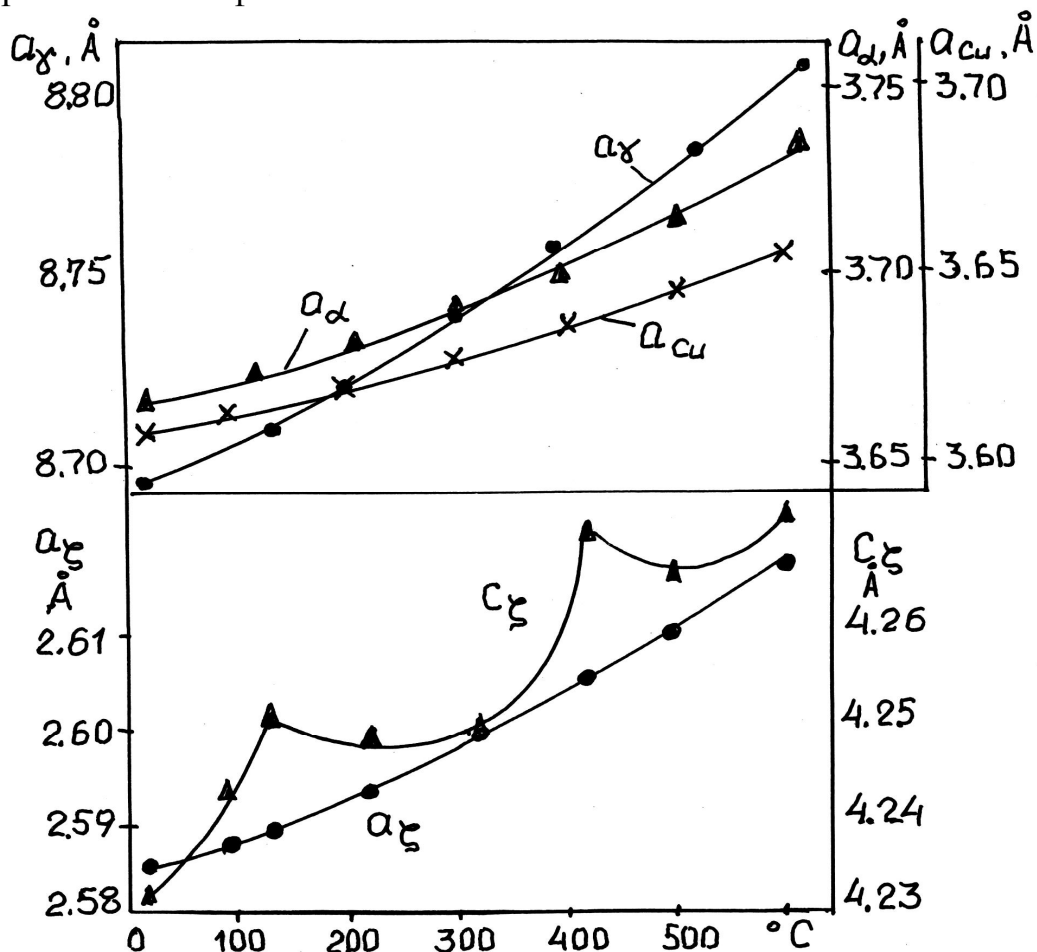


Рисунок 3 – Температурная зависимость параметров кристаллической решетки чистой меди ( $a_{Cu}$ ),  $\alpha$  – фазы ( $a_\alpha$ ),  $\gamma$  – фазы ( $a_\gamma$ ) и  $\zeta$  – фазы ( $a_\zeta$ ,  $c_\zeta$ )

Из приведенных на рис.3 данных следует, что у  $\alpha$  и  $\gamma$  – фаз при нагреве идет непрерывный рост параметра кристаллической решетки, а у  $\zeta$  – фазы проявляется аномалия с параметром  $c$ . Два максимума значений этого параметра при 130 и 430 $^\circ$ C возможно связаны с частичным процессом упорядочения атомов в фазе, что видно из данных диаграммы состояния Cu - Ga (рис.1).

По результатам измерения параметров решетки фаз при нагреве, используя известные методики [4], произвели расчет коэффициентов

термического расширения всех анализируемых фаз. Данные расчета приведены в таблице 1.

Таблица 1 - Расчетные коэффициенты термического расширения фаз сплавов системы медь-галлий ( $\alpha_t \times 10^{-6} \text{град}^{-1} \pm 1 \times 10^{-6} \text{град}^{-1}$ )

Температурный интервал измерения $\alpha_t, ^\circ\text{C}$	Для чистой меди	Для фаз сплавов системы медь - галлий				
	по «а»	19.2% Ga	25.1% Ga		29.1% Ga	
		$\alpha$ - фаза	$\alpha$ - фаза	$\zeta$ - фаза		$\gamma$ - фаза
		по «а»	по «а»	по «а»	по «с»	по «а»
20 - 100	17.2	19.1	19.0	15.0	27.0	16.1
20 - 200	18.2	20.8	20.4	21.2	*	20.0
20 - 300	18.8	21.6	19.3	25.0	*	22.6
20 - 400	19.5	24.0	21.6	25.3	38.0	22.8
20 - 500	20.3	26.3	21.7	25.6	*	27.4
20 - 600	21.2	27.0	22.7	26.8	15.3	28.4

Примечание: \* - отрицательные значения  $\alpha_t$ .

Из данных таблицы 1 видно, что КТР  $\alpha$  – фазы медногаллиевых сплавов весьма близок к значениям коэффициента для чистой меди, особенно для фазы, которая находится в смеси с  $\zeta$  – фазой (сплав с 25.1% Ga). В тоже время у однофазного  $\alpha$  - сплава КТР оказался заметно больше, чем у чистой меди. Это, на наш взгляд, связано с тем, что на КТР  $\alpha$  – фазы в смеси оказывает заметное действие термическое расширение второй фазы –  $\zeta$ , а у однофазного  $\alpha$  - твердого раствора увеличение КТР можно объяснить ослаблением силовой связи атомов меди под действием атомов галлия.

Своеобразно ведет себя величина КТР у  $\zeta$  – фазы. Если коэффициент  $\alpha_t$  по параметру «а» медленно возрастает с увеличением температуры, то КТР по параметру «с» совершает значительные броски в значениях, что, надо полагать, связано с изменением в структуре фазы, с механизмом возможного упорядочения в интерметаллиде. Это положение безусловно требует дальнейших специальных исследований

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

На основе полученных результатов, можно утверждать, что твердые растворы на основе меди имеют близкие КТР с растворителем, а

электронные соединения имеют заметно большие коэффициенты  $\alpha$ , чем у меди ( $\gamma$  – фаза).

Требует дальнейших исследований факт наложения эффектов термического расширения решетки интерметаллида  $\zeta$  – фазы и атомного упорядочения в ней.

*Приведены результаты высокотемпературной дифрактометрии термического расширения кристаллической решетки твердого раствора и интерметаллидов  $\alpha$ ,  $\gamma$  и  $\zeta$  – фаз сплавов системы медь – галлий. Обнаружена близость значений коэффициента термического расширения интерметаллидов и растворителя.*

*The results of high temperature diffractometry of thermal expansion of crystalline grate of hard solution and yntermetallydov are resulted  $\alpha$ ,  $\gamma$  and – phases of alloys of the system copper is gallium. Found out the closeness of values of coefficient of thermal expansion of yntermetallydov and solvent.*

#### **Библиографический список**

1. Смирягин А.П., Смирягина Н.А., Белова А.В. Промышленные цветные металлы и сплавы. – М.: Металлургия. 1974. С. 387.
2. Фридман Я.Б. Механические свойства металлов. – М.: Машиностроение. Т.1,2. 1974. С.945.
3. Справочник. Двойные и многокомпонентные системы на основе меди. Под редакцией Дрица М.Е. – М.: Наука. 1979. С. 248.
4. Финкель В.А. Высокотемпературная рентгенография металлов. – М.: Металлургия. 1968. С. 204.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Луценко В.А.*



*к.т.н., доц. Луцкий М.Б.,  
к.т.н., доц. Чичкан А.А.,  
инженер Гильдеев Р.А.  
(ОАО АМК, г. Алчевск, Украина,  
E-mail: lutskiy@amk.lg.ua)*

## **СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ДИСКОВ ПИЛ ГОРЯЧЕЙ РЕЗКИ СОРТОВОГО ПРОКАТА**

*У роботі розглянуті умови експлуатації і виготовлення дисків пил гарячого різання сортового і фасонного прокату. Визначені основні чинники, що впливають на собівартість і якість готової продукції. Досліджений вплив форми і режимів термообробки зуба на розподіл твердості по висоті зуба, якість різа і стійкість дисків пил гарячого різання. За наслідками досліджень розроблена, випробувана і упроваджена технологія виготовлення дисків пил гарячого різання сортового прокату, що забезпечує зниження собівартості, збільшення терміну служби і підвищення якості готової продукції.*

В современных условиях рыночных отношений актуальной задачей является снижение себестоимости продукции, что при производстве сортового проката может быть достигнуто путем уменьшения текущих простоев.

Успешное решение данной задачи во многом определяется работой участка резки, где производится раскрой горячих раскатов на мерные длины. Крупносортовый стан 600 ОАО «Алчевский металлургический комбинат» («АМК») имеет в своем составе 10 пил горячей резки (ПГР) из которых девять расположены в помещении пил горячей резки и предназначены для порезки раската на мерные длины и удаления переднего конца. Пила №10 предназначена для удаления заднего конца и для отбора проб.

В последнее время на стане 600 увеличилось количество технологических простоев, связанных с ухудшением качества реза пилами горячей резки (замена дисков ПГР). Замена дисков производится при появлении таких дефектов как наплыв и двойной рез.

Наплыв получается при порезке профилей затупленными, сколотыми или просто изношенными рабочими поверхностями зубьев.

Двойной рез происходит при работе диска пилы с большим боковым биением, при этом увеличивается вибрация рабочего вала, что при-

водит к разрушению подшипников и других механизмов пилы (значительное увеличение текущих простоев).

За рабочую смену на одной пиле замена дисков по этим причинам может проводиться несколько раз, что свидетельствует о несоответствии качества подготовленных дисков требуемым показателям.

Проверка технологии изготовления и переточки дисков выявила нарушения практически на всех стадиях технологического процесса.

Так, согласно проектной документации, боковое биение по кромке диска не должно превышать 0,1 мм. При проверке дисков (в механическом цехе) набранных в пакет для нарезки зубьев, зазор между некоторыми дисками местами составлял 0,8–1 мм. После нарезки зубьев производится правка дисков, однако, при установке на пилы некоторые диски вращаются с биением 0,8–1 мм, что указывает на плохую выправляемость, либо наличие внутренних остаточных напряжений в материале диска (после вырезки заготовок огневым способом в механическом цехе).

Торцевое биение по вершинам зуба относительно центрального монтажного отверстия не должно превышать 0,3 мм. Проверка размера диска по разнице радиусов (монтажного отверстия и окружности по вершинам зубьев) показала разницу 1 – 2 мм. Такая разница по радиусам приводит к неравномерному термоупрочнению зубьев при дальнейшей обработке на электроконтактной установке в сортопрокатном цехе (СПЦ), что приводит к сколу отдельных, более нагруженных (на больших радиусах) зубьев.

При поступлении дисков из механического цеха в СПЦ производится термоупрочнение вершины зуба на электроконтактной установке с охлаждением на воздухе. Упрочнение проводится по следующему режиму: напряжение на угольных электродах – 5 - 6 В; сила тока – 750 – 800 А; время контакта зуба с электродом (время нагрева) – 4 секунды; скорость закалки – 5 – 6 зуб/мин [1].

Целью данной работы является усовершенствование технологии изготовления дисков пил горячей резки, повышение качества и снижение себестоимости выпускаемой продукции.

Для определения эффективности режимов термоупрочнения были проведены исследования твердости по зонам зуба и микроструктуры упрочненного слоя.

Исследование твердости 3-х образцов по Роквеллу, производилось по прямой линии от вершины зуба в точках с шагом 0,3 мм (рисунок 1). Результаты замеров твердости образцов приведены в таблице 1.

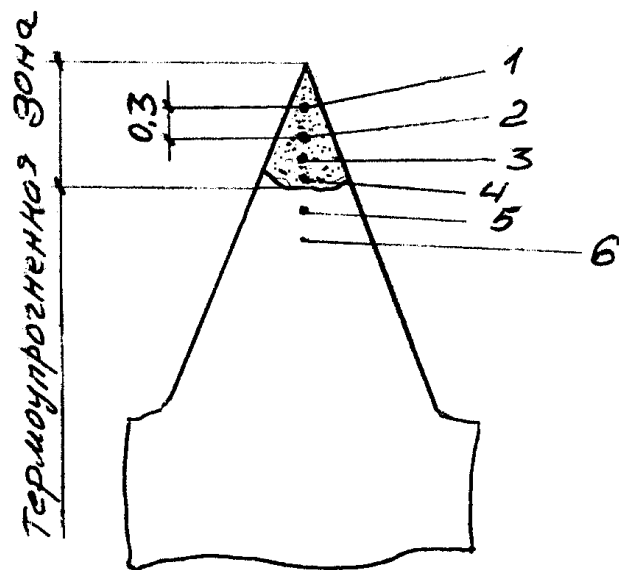


Рисунок 1 – Расположение точек замера твердости

Таблица 1 – Твердость образцов дисков ПГР (HRC)

№ образца	Точки замера					
	1	2	3	4	5	6
1	41	44	38	26	25	20
2	53	52	51	50	38	19
3	56,5	56	53	44	25	20

Глубина термоупрочненного слоя колебалась от 1,1 до 1,8 мм (рисунок 2), что при размере плоской площадки вершины зуба 0,6 мм дает размер упрочненного слоя по основанию трапеции – до 2,4 мм (при глубине 1,8 мм), что очень мало относительно размеров зуба.

При незначительном износе переточка зуба производится в СПЦ на специальном станке заточным камнем, при этом из-за изношенности механизмов станка размеры зуба не выдерживаются и плоская площадка на вершине отсутствует, термоупрочнение на электроконтактной установке производится на ту же глубину (1,7-1,8мм), а размер по основанию упрочненного слоя уменьшается до 1,8 мм, в результате количество случаев скола вершины зуба увеличивается. Смена диска производится при сколе одного зуба. Простои по причине «замена диска» составляют до 10% от общего времени текущих простоев.

Получаемые при порезке некондиционными дисками дефекты удаляются на участке сортотделки. При этом, если «наплывы» и «стружка» могут быть удалены либо огневым способом, либо вырубкой

без перевода металла во II сорт, то «двойной рез» удаляется с нарушением мерной длины, что увеличивает количество вторых сортов.

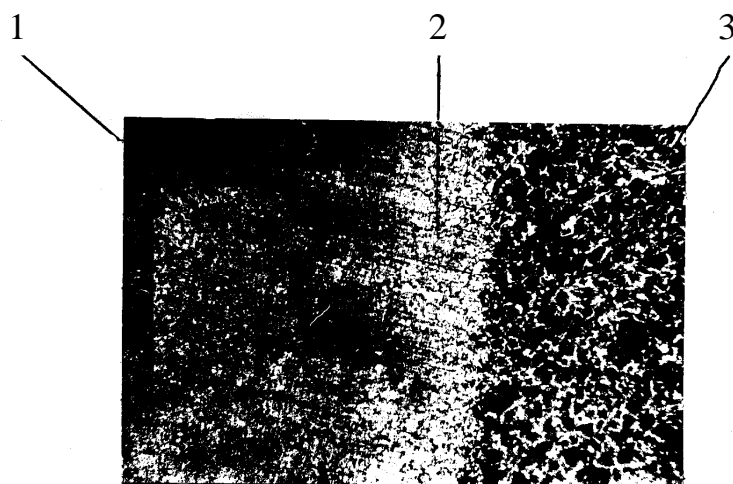


Рисунок 2 – Микроструктура термоупрочненного слоя ( $\times 100$ )

- 1- зона закалки – поверхность зуба;
- 2- переходная зона;
- 3- основной металл.

Был проведен литературный обзор о влиянии формы зуба на качество реза и увеличение срока службы дисков. В настоящее время применяются четыре основных типоразмеров зубьев. Для порезки фасонных профилей и мелкосортного проката, когда усилия резания невелики, применяют зубья в виде равнобедренного треугольника (тип I и II). Для порезки сплошных сечений и толстостенных труб применяют III и IV типы зубьев. Они характеризуются повышенной прочностью, причем зубья с криволинейной задней гранью в этом плане имеют преимущества перед зубьями II типа. Как видно из рисунка 3 зубья последних трех типов имеют небольшой передний угол ( $0 \dots 5^\circ$ ). Выбор этого угла должен выполняться в зависимости от применяемых режимов резания и прежде всего от толщины  $m$  срезаемого каждым зубом пилой слоя металла.

Эксперименты, проведенные в условиях прерывистого резания одним резцом при варьировании величины переднего угла, показали, что при небольшой толщине среза ( $m = 0,1 \dots 0,2$  мм) геометрия зубьев мало отражается на усилиях резания. При переходе же к повышенным значениям  $m$  ( $0,6 \dots 1,0$  мм) применение зубьев с большими отрицательными передними углами (тип I,  $\gamma = -25 \dots -30^\circ$ ) влечет за собой заметное увеличение усилий и работы резания (рисунок 4) [2].

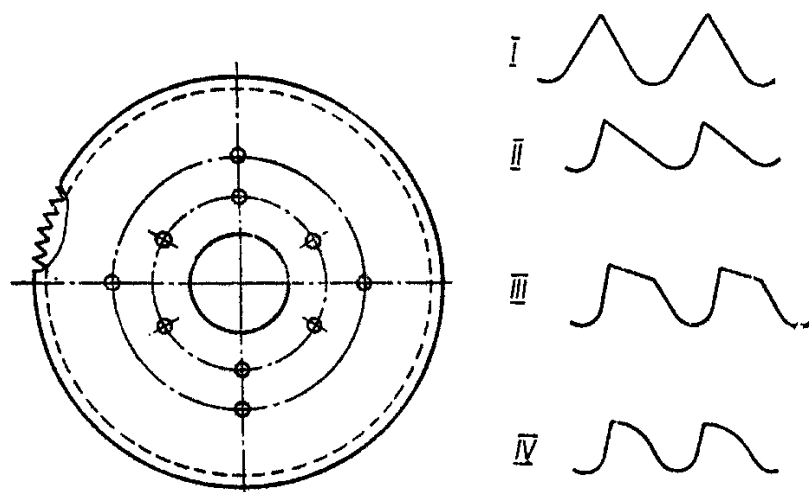


Рисунок 3 – Типоразмеры применяемых зубьев

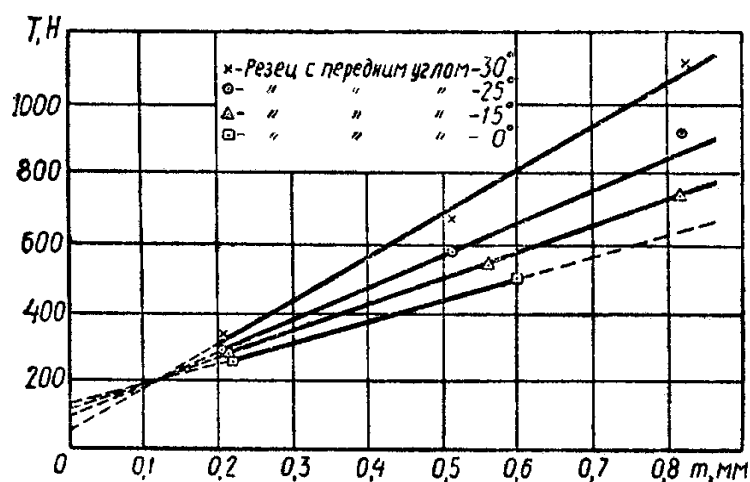


Рисунок 4 – Зависимость тангенциальных усилий резания от толщины среза

На некоторых металлургических предприятиях при резке проката маятниковыми или салазковыми пилами применяют зубья предварительно выполненной фаской затупления задней грани зуба. Такая форма, как показали исследования [3, 4, 5], позволяет миновать период приработки зубьев и сохранить в течение более длительного времени форму зуба.

Для получения качественного диска ПГР с уменьшением времени текущих простоев и улучшением качественных показателей готовой продукции было предложено провести ряд мероприятий:

1. Перед нарезкой зубьев проводить термоправку дисков пакетами.
2. Недопускать к нарезке зубьев пакеты с зазорами между дисками, превышающими 0,1 мм.

3. Увеличить размер плоской площадки по вершине зуба до 1,2 мм, провести испытания 2-х вариантов её выполнения (рис. 5а).

4. Изменить режим термоупрочнения вершины зуба для возможности получения глубины упрочненного слоя 2,5-3,5 мм.

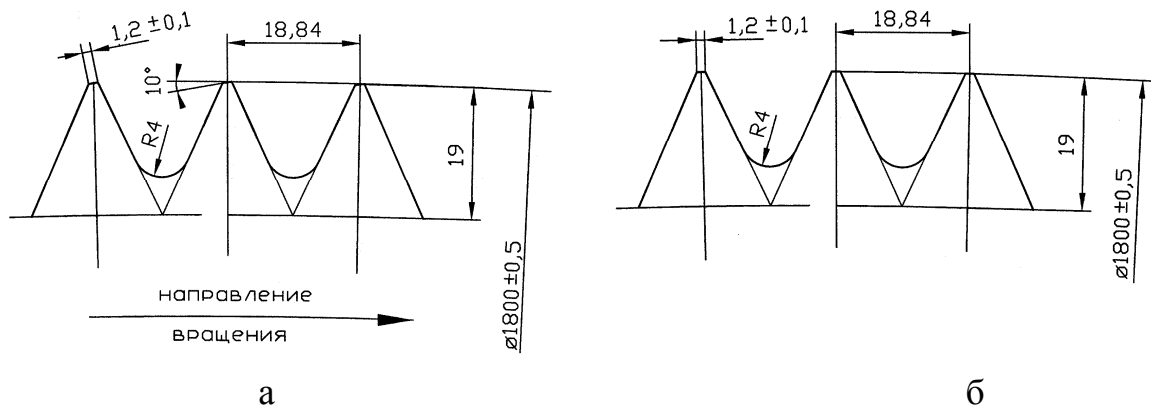


Рисунок 5 – Варианты выполнения вершины зуба

а) – со скосом вершины на  $10^\circ$ ;

б) – с площадкой по нормали к окружности.

5. Произвести капитальный ремонт станка по восстановлению зубьев заточными камнями (в СПЦ) и использовать для переточки специально подготовленные камни (по шаблону).

6. Усилить контроль за качеством изготовления дисков на каждом этапе технологического процесса.

### Выводы.

1. Применение термоправки дисков в пакетах по десять штук, зажатыми в специальных струбцинах, с контролем зазоров между дисками, позволило получить боковое биение по кромке диска не более 0,1 мм, что снизило количество штанг с «двойным резом» и улучшило качественные показатели работы цеха. Усиление контроля за изготовлением дисков в механическом цехе с приемным контролем со стороны СПЦ позволило получить торцевое биение в пределах допускаемой величины с равномерным распределением нагрузки на зубья по диаметру диска.

2. Испытание 2-х вариантов выполнения вершины зуба показало преимущество варианта со скосом вершины на  $10^\circ$ , что позволило сохранить форму зуба в течение более длительного времени и снизить текущие простои на замену дисков.

3. Изменение режима термоупрочнения вершины зуба с применением для электроконтактной установки силы тока 800 А, напряжения 6,5 – 7 В с временем нагрева 6,5 секунды позволило получить глубину упрочненного слоя 2,9-3,5 мм, что значительно уменьшает вероятность скола упрочненного слоя.

4. Применение указанных мероприятий позволило снизить величину простоев, связанных со сменой дисков, до 5% от общего количества текущих простоев и на 70% снизить количество вторых сортов по причине удаления «двойного реза».

*В работе рассмотрены условия эксплуатации и изготовления дисков пил горячей резки сортового и фасонного проката. Определены основные факторы, влияющие на себестоимость и качество готовой продукции. Исследовано влияние формы и режимов термообработки зуба на распределение твёрдости по высоте зуба, качество реза и стойкость дисков пил горячей резки. По результатам исследований разработана, опробована и внедрена технология изготовления дисков пил горячей резки сортового проката, обеспечивающая снижение себестоимости, увеличение срока службы и повышение качества готовой продукции.*

*In work external and making of disks environments are considered drank hotter than cutting of high quality and shaped rental. Basic factors, influencing on a prime price and quality of the prepared products, are certain. Influence of form and modes of heat treatment of tooth is probed on distributing of hardness on the height of tooth, drank quality of peza and firmness of disks hotter sharp. On results researches developed, tested and inculcated technology of making of disks drank hotter than cutting of high quality rental, providing the decline of prime price, increase of term of service and upgrading the prepared products.*

#### **Библиографический список**

1. Изготовление дисков пил горячей резки СПЦ. Технологическая инструкция ТИМ 229-ГМ-017-05-2005. ОАО «Алчевский металлургический комбинат». Алчевск. 2005.

2. Ищенко А.А. Участки резки проката дисковыми пилами. – Киев.: Выща школа, 1989. – 61с.

3. Борисов Б.Я., Ещенко Г.Д. Износ и рациональная форма зубьев пил прокатных станков // Сталь.-1965.-№10.-С.927-929.

4. Литвиненко В.П., Несмачный А.Н. Повышение стойкости зубьев дисков пил горячей резки // Бюл.ЦНИИЧМ.-1972.-№11.-С.55-56.

5. Технологическая инструкция по изготовлению, правке, упрочнению и эксплуатации дисков пил горячей резки металла. ТИ-П-90. Металлургический завод им. Петровского. Днепропетровск. 1990.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Луценко В.А.*

*к.т.н, доц. Сидоров В.А.  
(ДонНТУ, Донецк, Украина),  
ассистент Левченко О.А.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ПОДАЧИ АГЛОМЕРАЦИОННОГО ПИРОГА В ОДНОВАЛКОВУЮ ЗУБЧАТУЮ ДРОБИЛКУ**

*Отримана математична модель, яка описує зміну мінімальної відстані пройденної аглоспеком, що необхідна для накопичення їм енергії для можливості перевертання.*

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

Одной из наиболее распространенной среди машин для дробления агломерационного спека является одновалковая зубчатая дробилка [1]. Перспективностью ее применения, по сравнению со щековыми, является возможность реализации условий излома с последующим продавливанием кусков агломерата через колосниковую решетку, что приводит к разрушению пирога по наименее спеченным местам и снижает энергозатраты на дробление [2]. Однако при температуре агломерата свыше 800 °С нижний слой пирога поступает в дробилку в пластическом состоянии [3]. Это значительно снижает эффективность дробления, так как он играет роль демпферной подушки, а энергия дробления частично расходуется на сжатие пластичного слоя, что снижает долю сил полезного сопротивления и увеличивает работу сил вредного сопротивления. Предлагается подавать агломерационный пирог в дробилку более нагретой (нижней) стороной вверх. При этом зубья ротора свободно проходят пластичный слой, а потом воздействуют на твердый слой – эффективность дробления повышается, а удар, возникающий при переворачивании, способствует предварительному разрушению пирога, причем без лишних затрат энергии.

**Анализ исследований и публикаций.** Проведенными ранее исследованиями [4] выявлено, что для реализации процесса переворачивания аглопирога под действием накопленной энергии при движении по наклонной направляющей (рисунок 1) он должен пройти определенный путь, который определяется зависимостью:



$$s_0 = \frac{\sqrt{h^2 + L^2} (1 - \sin(\arctg \frac{h}{L} + \alpha))}{2(\sin \alpha - f \cos \alpha) \sin^2 \arctg \frac{h}{L}} + \frac{L}{2}, \quad (1)$$

где  $h$  – высота спекания агломерата (толщина пирога);

$L$  – длина пирога;

$\varphi$  – угол наклона направляющей;

$f$  – коэффициент трения агломерата по стали.

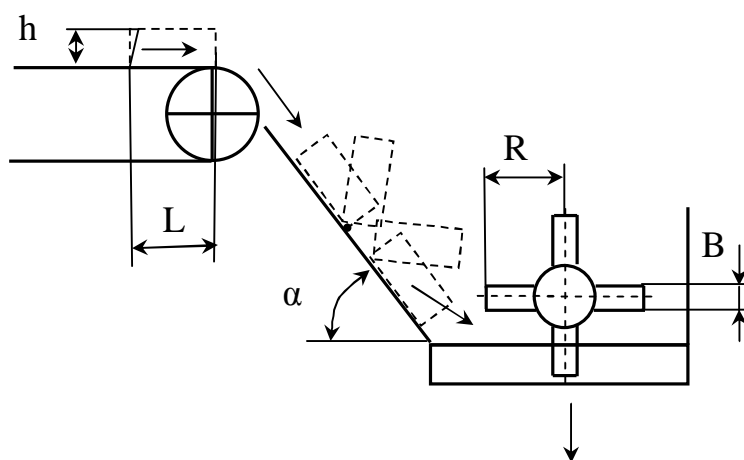


Рисунок 1 – Схема процесса переворачивания агломерата

**Постановка задачи.** Задачей публикации является разработка математической модели, описывающей влияние параметров аглопирога и направляющей на минимальную величину пути, пройденного агломератом по наклонной направляющей, что гарантирует его переворачивание за счет накопленной им при движении энергии.

**Изложение материала и его результаты.** Изучение влияния параметров аглопирога и направляющей на минимальную длину пути пройденного по наклонной направляющей проводилось по зависимости (1).

В качестве способа получения полиномиальной модели было применено трехфакторное ротатабельное униформпланирование второго порядка, как наиболее точный тип планирования. Был организован компьютерный эксперимент при одновременном изменении трех факторов на пяти уровнях варьирования [5].

Факторы в кодированном виде и интервалы их варьирования представлены в таблице 1.

Таблица 1 – Интервалы варьирования факторов

Параметры	Факторы		
	Высота аглоспека, $x_1(h)$ , м	Длина аглоспека, $x_2(L)$ , м	Угол наклона на- правляющей $x_3(\alpha)$ , °
Основной уровень, $x_i=0$	0,38	0,75	52,50
Интервал варьирования, I	0,07	0,15	4,46
Верхний уровень, $x_i= +1$	0,45	0,90	56,96
Нижний уровень, $x_i= -1$	0,31	0,60	48,04
Верхняя звездная точка, $x_i= +1,682$	0,50	1,00	60,00
Нижняя звездная точка, $x_i= -1,682$	0,25	0,50	45,00

Функцией отклика являлась минимальное значение величины пути пройденного аглоспеком по наклонной направляющей. При постановке эксперимента оценивалось влияние высоты и длины пирога агломерата, и угла наклона направляющей по которой он поступает в дробилку. Применялось центральное композиционное ротатабельное униформпланирование (таблица 2). Общее число опытов [5]:

$$N = 2^k + 2k + k_0 = 20, \quad (3)$$

где  $k = 3$ - число факторов;

$2^k = 8$  – полный факторный эксперимент (ядро плана) представлен в строках 1...8 матрицы планирования;

$2k = 6$  – звездные точки, представлены в строках 9...14 матрицы планирования (величина звездного плеча  $\alpha=2^{1/4}=1,682$ );

$k_0 = 6$  – опыты в центре эксперимента (строки 15...20).

Определялись дисперсии воспроизводимости, проверка гипотез воспроизводимости опытов осуществлялась по критерию Кохрена, рассчитывались коэффициенты регрессий, а их значимость определялась с помощью критерия Стьюдента. Проверку адекватности аппроксимирующего полинома оказалось невозможно выполнить по традиционному критерию Фишера, так как при повторном техническом расчете ошибка отсутствует, поэтому степень рассеивания оценивали коэффициентом вариаций [6]

Таблица 2 - Центральное композиционное ротатабельное униформпланирование второго порядка

[illegible]

$$\rho = \frac{1}{y_{cp}} \sqrt{\frac{\sum_{j=1}^N (y_j - \bar{y})^2}{N - \lambda}}, \quad (4)$$

где  $y_{cp} = b_0$  – среднее значение критерия оптимизации;

$N$  – число опытов;

$\lambda$  – число коэффициентов регрессии.

Была получена адекватная математическая модель:

$$y = 0,445 - 0,095x_1 + 0,219x_2 - 0,104x_3 - 0,091x_1x_2 + 0,069x_1x_3 - \\ - 0,089x_2x_3 + 0,023x_1^2 + 0,036x_2^2 + 0,039x_3^2 \quad (2)$$

Уравнение 2 квадратичного характера, все факторы значимые.

Для изучения влияния факторов  $x_1(h)$ ,  $x_2(L)$ ,  $x_3(\alpha)$  в отдельности, на функцию отклика  $y$  (минимальное расстояние) по зависимости (2), полагаем значения двух других факторов: - 1,682; 0; 1,682 соответственно. Тогда (2) примет вид:

$$y_1(h) = 0,212 + 0,058x_1 + 0,023x_1^2, \text{ (при } x_2(L) = x_3(\alpha) = -1,682);$$

$$y_2(h) = 0,445 - 0,095x_1 + 0,023x_1^2, \text{ (при } x_2(L) = x_3(\alpha) = 0);$$

$$y_3(h) = 0,598 - 0,132x_1 + 0,023x_1^2, \text{ (при } x_2(L) = x_3(\alpha) = 1,682);$$

$$y_4(L) = 1,15 + 0,522x_2 + 0,036x_2^2, \text{ (при } x_1(h) = x_3(\alpha) = -1,682);$$

$$y_5(L) = 0,445 + 0,219x_2 + 0,036x_2^2, \text{ (при } x_1(h) = x_3(\alpha) = 0); \quad (3)$$

$$y_6(L) = 0,480 - 0,084x_2 + 0,036x_2^2, \text{ (при } x_1(h) = x_3(\alpha) = 1,682);$$

$$y_7(\alpha) = 0,147 - 0,070x_3 + 0,039x_3^2, \text{ (при } x_1(h) = x_2(L) = -1,682);$$

$$y_8(\alpha) = 0,445 - 0,104x_3 + 0,039x_3^2, \text{ (при } x_1(h) = x_2(L) = 0);$$

$$y_9(\alpha) = 0,563 - 0,138x_3 + 0,039x_3^2, \text{ (при } x_1(h) = x_2(L) = 1,682).$$

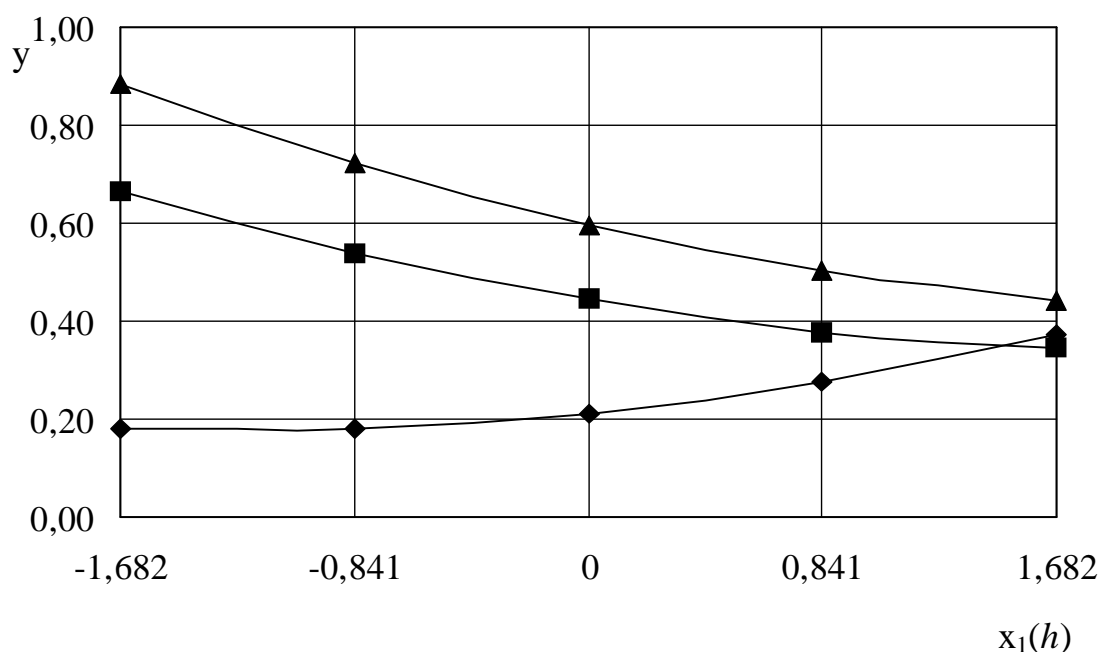


Рисунок 2 - Графики зависимостей  $y_1 - y_3$  от высоты пирога  $x_1(h)$   
 ◆ -  $y_1$  ( $x_2=x_3=-1,682$ ); ■ -  $y_2$  ( $x_2=x_3=0$ ); ▲ -  $y_3$  ( $x_2=x_3=1,682$ )

По уравнениям (3) определялись значения функций откликов  $y_1 - y_9$  при моделировании процесса переворачивания. Для этого значения аргументов полагались равными: -1,682; -0,841; 0; 0,841; 1,682. Графики зависимостей представлены на рисунках 2 – 4.

Из графиков на рис. 2 видно, что функция отклика  $y$  от фактора (толщина зуба)  $x_1(h)$  (кривые  $y_1 - y_2$ ) зависит криволинейно и с увеличением высоты пирога убывает, а  $y_3$  - возрастает.

Из рисунка 3 видно, что графики функции отклика  $y_4 - y_6$  от фактора  $x_2(L)$  (кривые  $y_4 - y_5$ ), носят криволинейный возрастающий характер, а  $y_6$  слабо убывает и при значении 0,841 практически не изменяется.

Графики на рисунке 4 показывают, что функция отклика  $y$  от фактора, характеризующего наклон направляющей плоскости  $x_3(\alpha)$  имеют криволинейную зависимость с убыванием  $y$  при увеличении  $x_3(\alpha)$ . Таким образом, для повышения вероятности переворачивания агломерационного спека при движении по наклонной направляющей следует увеличивать. Значение фактора  $x_3(\alpha)$  равное 0,841 соответствует минимальному значению пройденного пути и дальнейшее увеличение угла наклонной направляющей влияния почти не оказывает.

При переходе к натуральным значениям факторов можно использовать зависимости [7]:

$$x_1=(h-0,38)/0,07; \quad x_2=(L-0,75)/0,15; \quad x_3=(\alpha-52,5)/4,46.$$

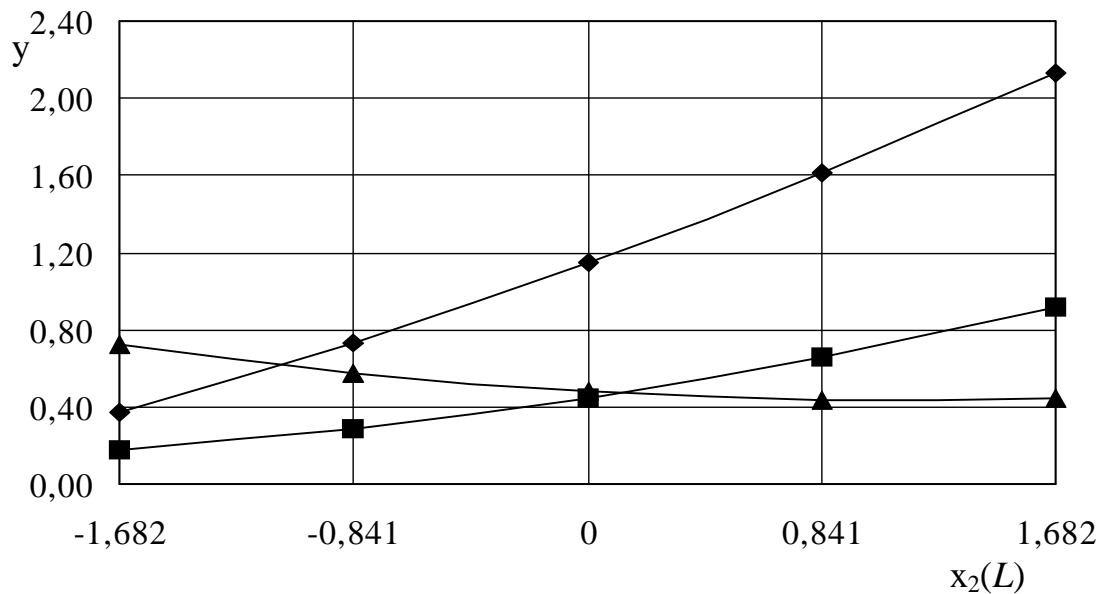


Рисунок 3 - Графики зависимостей  $y_4 - y_6$  от длины аглоспека  $x_2(L)$ :  
 ◆ -  $y_4$  ( $x_1=x_3=-1,682$ ); ■ -  $y_5$  ( $x_1=x_3=0$ ); ▲ -  $y_6$  ( $x_1=x_3=1,682$ )

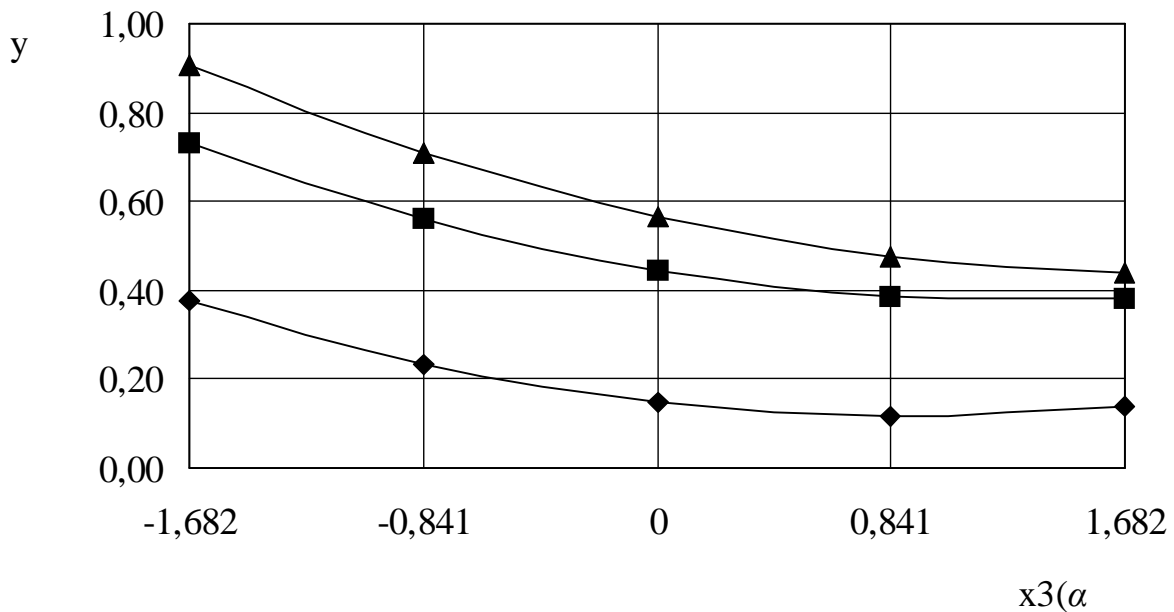


Рисунок 4 - Графики зависимостей  $y_6 - y_9$  от угла наклона направляющей  $x_3(\alpha)$ : ◆ -  $y_7$  ( $x_1=x_2=-1,682$ ); ■ -  $y_8$  ( $x_1=x_2=0$ ); ▲ -  $y_9$  ( $x_1=x_2=1,682$ )

**Выводы и направления дальнейших исследований.** Повышение эффективности процесса дробления агломерационного спека возможно путем подачи аглоспека в дробилку более нагретой стороной вверх. Для определения математической модели переворачивания аглоспека применено центральное композиционное униформпланирова-

ние второго порядка, при этом уравнение регрессии в кодированном виде имеет вид:

$$y = 0,445 - 0,095x_1 + 0,219x_2 - 0,104x_3 - 0,091x_1x_2 + 0,69x_1x_3 - 0,89x_2x_3 + 0,023x_1^2 + 0,36x_2^2 + 0,039x_3^2.$$

При дальнейших исследованиях планируется выполнить оптимизацию полученной функции отклика математическим путем.

*Получена математическая модель, описывающая изменение минимального расстояния пройденного агломератом, необходимого для накопления им энергии для возможности переворачивания.*

*A mathematical model, describing the change of minimum distance passed an agglomerate necessary for an accumulation by him energies for possibility of inverting, is got.*

#### **Библиографический список**

1. Борискин И.К. Интенсивная механическая обработка агломерата. Теория, оборудование, технология / И.К. Борискин, Г.А.Арыков, А.Н. Пыриков - М.: МИСИС, 1998. -248 с.
2. Левченко О.О. Модернізація типової конструкції одновалкової зубчастой дробарки з метою підвищення якості готового агломерату / О.О. Левченко, С.О. Куценко. Сб. научн. тр. ДонГТУ. Вып 22. – Алчевск: ДонГТУ, 2006. - С 196 – 203.
3. Технология производства офлюсованного железорудного агломерата для реконструируемой аглофабрики Алчевского металлургического комбината с установкой новых агломашин на базе МАК-90 и ленточных охладителей. Технологическое задание. Шифр 825/92. ДОННИИЧЕРМЕТ. – Донецк, 1992.
4. Левченко О.А. Анализ условий переворачивания аглоспека / О.А. Левченко, В.А. Сборник научных трудов ДонГТУ. Вып 24. – Алчевск: ДонГТУ, 2007. - С 284 – 290.
5. Мельников С.В. Планирование эксперимента в исследованиях сельскохозяйственных процессов / С.В. Мельников, В.Р. Алешкин, П.М. Рощин. – Л.: Колос, 1980. – 168 с.
6. Неженцев А.Б. Исследование энергопотребления при динамическом торможении мостового крана / А.Б. Неженцев, М.С. Харитонов, С.М. Аветисян // Вісник Східноукраїнського національного університету. – Луганськ, 2001. – № 11 (45). – С. 96–102.

*Рекомендовано к печати к.т.н., проф. Ульяницким В.Н.*

*к.т.н., доц. Ведерников Н.И.,  
ассистент Кучма С.Н.,  
ст. преподаватель Стародубов С.Ю.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ТЕХНОЛОГИЯ ПОЛУЧЕНИЯ МАЛОГАБАРИТНЫХ ПРУТКОВ ИЗ СПЛАВА ЭП-977**

*Розроблено спосіб одержання малогабаритних прутків діаметром 3,0...3,5 мм зі сплаву ЭА-977 методом динамічного старіння. Досліджено вплив динамічного старіння на фізико-механічні та елінварні властивості цих прутків. Встановлено режим термомеханічної обробки, який забезпечує оптимальний комплекс зазначених властивостей для напівфабрикатів деталей точного приладобудування.*

В настоящее время опережающими темпами развиваются такие высокотехнологические отрасли машиностроения, как робототехника и точное приборостроение. Отличительной особенностью устройств, приборов и изделий этих отраслей являются высокие требования к точности измерения и надежности; жесткие ограничения по массе, габаритам и энергопотреблению; учет различных дестабилизирующих факторов: механических, климатических и т.д. Создание таких изделий требует разработки, освоения производства и совершенствования качества материалов и сплавов со специальными физическими и физико-механическими свойствами. Указанные сплавы должны обеспечивать стабильность свойств в разнообразных условиях работы, максимальное сужение диапазона изменения свойств, гарантии уровня свойств на рабочих режимах в климатическом диапазоне температур. Иначе говоря, эти сплавы должны обеспечивать высокий уровень целого комплекса специфических физических свойств.

Широкое применение для изготовления ряда деталей систем дистанционного управления сложными техническими объектами находит дисперсионно-твердеющий элинварный сплав ЭП-977 композиции  $Fe-Ni-Cr$ .

Основным полуфабрикатом для изготовления изделий из сплава ЭП-977 являются прутки, изготавливаемые металлургической промышленностью согласно ТУ 14-1-4630 – 89 [1]. Однако указанный сортament не предусматривает прутков диаметром менее 4,5 мм. Кроме того, в состоянии поставки элинварный сплав не обладает требуемым комплексом физико-механических и элинварных свойств. Существующая тех-



нология получения малогабаритных (диаметром 3,0...3,5 мм) прутков предусматривает следующий маршрут:

*серийный пруток Ø4,5 → рихтовка на правильной машине →  
разрезка абразивным кругом на заготовки длиной 102 мм →  
шлифование с Ø4,5 до Ø3,5 на бесцентрово-шлифовальном станке →  
старение в вакуумной печи (1,5 часа при температуре 560 °C)*

Недостатками указанной технологии являются значительный расход материала (безвозвратные потери металла достигают 25%) и сложность обеспечения качественной рихтовки (нестабильность элинварных свойств по длине прутка приводит к тому, что около 50% заготовок бракуются по физическим параметрам).

Поэтому для дальнейшего совершенствования технологии элинварного сплава ЭП-977 с целью обеспечения комплекса необходимых свойств, промышленно-перспективным путем является использование новых схем обработки.

Задачей данной работы является исследование возможности использования старения под напряжением (динамического старения) как способа получения малогабаритных прутков для изготовления изделий из сплава ЭП-977.

Как показывает анализ публикаций, в последние годы успешно разрабатываются и внедряются новые методы упрочнения различных металлов и сплавов, среди которых преимущественное значение приобретает термомеханическая обработка во всех ее разнообразных вариантах [2, 3, 4, 5]. Одним из видов термомеханической обработки является динамическое старение – процесс распада пресыщенного твердого раствора в непрерывно изменяющемся поле упругих напряжений, созданном внешней нагрузкой, и, соответственно, в непрерывно изменяющемся напряженном и структурном состоянии сплава.

Динамическое старение сплавов различного состава и структуры в результате происходящих при этой обработке структурных, субструктурных и релаксационных процессов приводит к существенному улучшению широкого комплекса свойств. Это, в свою очередь, определяет и рост надежности практически всех деталей и изделий. Одновременно динамическое старение повышает размерную стабильность изделий, изготовленных из материалов и сплавов, подвергнутых динамическому старению.

Экспериментальные исследования проводились на элинварном сплаве ЭП-977. В исходном состоянии образцы сплава имели диаметр 4,5 мм. Их подвергали закалке с температуры 1050 °C с охлаждением в воде. Затем образцы подвергались холодной деформации многократным

волочением через твердосплавные фильеры. Степень деформации составляла 54%, 68% и 83%. Динамическое старение проволоки проводилось в интервале температур 500...700 °С [6] на термоволоочильной установке, схема которой представлена на рисунке 1.

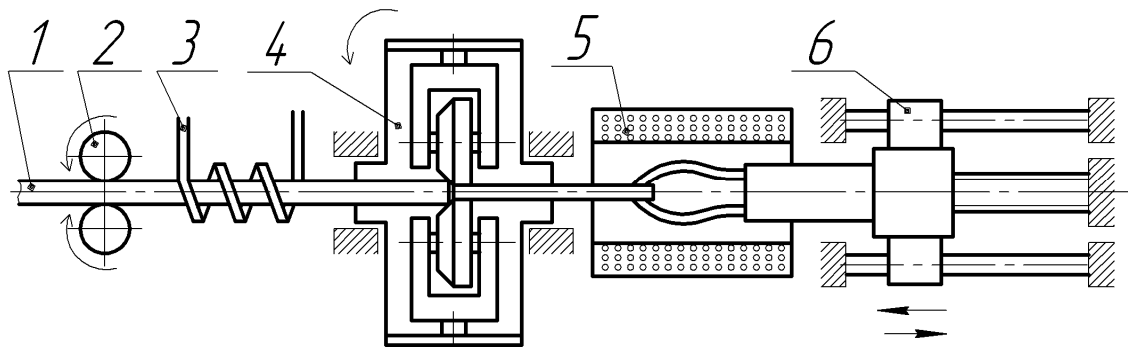


Рисунок 1– Схема установки для термомеханической обработки

Установка состоит из последовательно расположенных задающего устройства 2 для подачи заготовки 1, узлов нагрева 3 и 5, деформации 4 и тянущего устройства 6. Деформирующая головка, установленная на полом шпинделе, имеет три свободно вращающихся ролика, установленных по окружности через 120°. Головка вращается с частотой 250...350 об/мин. Задающие ролики 2 и тянущее устройство 6 обеспечивают подачу эливарной проволоки диаметром 4,5 мм к узлам нагрева и деформации со скоростью 7...10 м/мин. Температура нагрева заготовки индуктором 3 в пределах 500...700 °С контролируется фотоэлектрическим пирометром.

Техническая характеристика установки:

- скорость деформации, м/мин	7...10;
- ход тянущего устройства, мм	6000;
- мощность индуктора, кВт	40;
- мощность нагревательного элемента для отпуска, кВт	16;
- мощность электродвигателя стана, кВт	20.

Процесс идет непрерывно-последовательно. Проволока 1 нагревается индуктором 3 до необходимой температуры, протягивается через вращающуюся деформирующую головку 4 где деформируется. Степень обжатия может регулироваться. При выходе из зоны деформации проволока в натянутом состоянии выдерживается под нагрузкой 4 кгс/мм<sup>2</sup> в течении 25 минут.

Для обработанных образцов по известным методикам [7, 8] определялись механические свойства и температурный коэффициент модуля упругости (таблицы 1 и 2).

Таблица 1 – Механические свойства сплава ЭП-977

Режим обработки сплава	Механические свойства				Остаточный прогиб, мм/м
	Предел прочно- сти $\sigma_b$ , МПа	Предел текуче- сти $\sigma_{0,2}$ , МПа	Относительное сужение $\psi$ , %	Относительное удлинение $\delta$ , %	
Закалка 1050 °С	460	160	70	41	–
Х.д. 54%	1028	970	58	3,0	–
Х.д. 68%	1093	1068	54	2,5	–
Х.д. 83%	1134	1106	–	–	–
Х.д. 68% + ДС 500 °С	1238	1216	50	1,9	55
Х.д. 68% + ДС 550 °С	1235	1213	54	3,5	48
Х.д. 68% + ДС 600 °С	1360	1304	52	4,0	32
Х.д. 68% + ДС 650 °С	1520	1380	24	5,4	18
Х.д. 68% + ДС 700 °С	1540	1410	36	4,6	7
Примечание: Х.д. – холодное деформирование; ДС – динамическое старение.					

Таблица 2 – Температурный коэффициент модуля упругости  $\beta \times 10^4$ , °С<sup>-1</sup>  
(для интервала температур +20...+85 °С)

Режим обработки сплава	Температура старения, °С					
	500	550	600	650	700	750
Х.д. 68%	–58	–54	–48	–30	–10	–6
Х.д. 68% + ДС 500 °С	–	–	–56	–30	–10	–
Х.д. 68% + ДС 550 °С	–36	–34	–30	–12	–	–
Х.д. 68% + ДС 600 °С	–34	–40	–39	–34	–24	–8
Х.д. 68% + ДС 650 °С	–36	–38	–40	–39	–24	–14
Х.д. 68% + ДС 700 °С	–28	–31	–29	–22	–14	–5

Анализ полученных результатов позволяет сделать следующие выводы:

1. Динамическое старение позволяет получать малогабаритные (диаметром 3,0...3,5 мм) прутки из сплава ЭП-977.

2. Определены режимы динамического старения, обеспечивающие высокий уровень комплекса физико-механических и элинварных свойств в малогабаритных прутках из сплава ЭП-977.

3. Динамическое старение, как метод получения малогабаритных прутков, повышает эффективность использования металла за счет замены механической обработки (шлифования) пластической деформацией.

*Разработан способ получения малогабаритных прутков диаметром 3,0...3,5 мм из сплава ЭП-977 методом динамического старения. Исследовано влияние динамического старения на физико-механические и элинварные свойства этих прутков. Установлен режим термомеханической обработки, обеспечивающий оптимальный комплекс указанных свойств для полуфабрикатов деталей точного приборостроения.*

*The method of receipt of small rental a diameter is developed 3,0...3,5 mm from the alloy of ЭП-977 by the method of dynamic senescence. Influence of the dynamic senescence on physical, mechanical and elinvar's properties of these rental is investigational. The mode of the heat-mechanical treatment, providing the optimum complex of the indicated properties for ready-to-cook foods of details of exact instrument-making, is set.*

#### **Библиографический список**

1. ТУ 14-1-4630 – 89 Проволока холоднотянутая из сплава ЭП-977. – Введ. 1989-01-07. – М.: Государственный комитет СССР по управлению качеством продукции и стандартами: Изд-во стандартов, 1988. – 8 с.

2. Бернштейн М.Л. Термомеханическая обработка металлов и сплавов: в 2 т. / М.Л. Бернштейн. – М.: Металлургия, 1968. – Т.1.: Термомеханическая обработка сплавов. – 1968. – 596 с., ил.

3. Пастухова Ж.П. Динамическое старение сплавов / Ж.П. Пастухова, А.Г. Рахштадт, Ю.А. Каплун. – М.: Металлургия, 1985. – 223 с.

4. Термическая обработка в машиностроении / А.В. Арендарчук [и др.]; под ред. Ю.М. Лахтина, А.Г. Рахштадта. – М.: Машиностроение, 1980. – 783 с., ил.

5. Шаврин О.И. Технология и оборудование термомеханической обработки деталей машин / О.И. Шаврин. – М.: Машиностроение, 1983. – 196 с., ил.

6. Пат. 30882 Україна, МПК(2006) C21D8/06. Спосіб отримання малогабаритних прутків з дроту елінварного сплаву / Кучма С.М. (Україна); Харківський національний автомобільно-дорожній університет (Україна), – №и200714161, заявл. 17.12.2007; опубл. 11.03.2008, Бюл. №5, – 4 с.

7. Лившиц Б.Г. Физические свойства металлов и сплавов / Б.Г. Лившиц, В.С. Крапошин, Я.Л. Липецкий. – М.: Металлургия, 1980. – 320 с., ил.

8. Золотаревский В.С. Механические свойства металлов / В.С. Золотаревский. – М.: Металлургия, 1983. – 352 с.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Луценко В.А.*

*к.т.н., доц. Ведерников Н.И.,  
ассистент Пипкин Ю.В.,  
магистр Григорьев А.А.  
(ДонГТУ, Алчевск, Украина)*

## **УПРАВЛЕНИЕ КОЭФФИЦИЕНТОМ ТРЕНИЯ ПОКОЯ ПРИ УСТАНОВКЕ ЗАГОТОВОК НА ТОЧЕЧНЫЕ ОПОРЫ СТАНОЧНОГО ПРИСПОСОБЛЕНИЯ**

*У статті надано результати аналізу факторів, що впливають на коефіцієнт тертя спокою, та виконано розрахунок коефіцієнту тертя спокою для двохелементної конструкції дотикового опорного елемента верстатного пристосування.*

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

Процесс трения покоя играет важную роль в производственных механизмах сцепления, передачи движения, торможения. При обработке заготовок на металлорежущих станках станочные приспособления обеспечивают неподвижность обрабатываемой заготовки при воздействии на нее сил резания. Основную роль здесь играет именно процесс трения покоя в контакте заготовки с опорными элементами станочного приспособления (в первую очередь), а также в контакте приспособления с установочными поверхностями станка. Увеличение коэффициента трения покоя позволяет повышать режимы резания или уменьшать величину усилия зажима, что в первом случае повлияет на повышение производительности изготовления, а во втором случае может способствовать уменьшению материалоемкости конструкции, ее габаритов, снижению требований к приводу, компактности конструкции. В любом случае повышение коэффициента трения покоя повышает надежность закрепления обрабатываемой заготовки и работы станочного приспособления в целом.

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

Процесс трения покоя детально исследован в работах [1, 2]. Влияние процесса трения покоя на надежность станочных приспособлений исследовано в работе [3]. Для решения задачи управления коэффициентом трения покоя в станочных приспособлениях автором работы [3] предложен способ повышения надежности закрепления заготовки в приспособлении путем разделения конструкции базирующей опоры на два элемента.

### Постановка задачи по расчету коэффициента трения покоя.

Повышение надежности закрепления заготовки может быть достигнуто при повышении коэффициента трения покоя при неизменных жесткости и коэффициенте пропорциональности между силой закрепления и силой резания [3]. Влияние основных факторов на коэффициент трения детально рассмотрены в работах [1, 2, 4] и выражаются соответствующей схемой (рис.1).

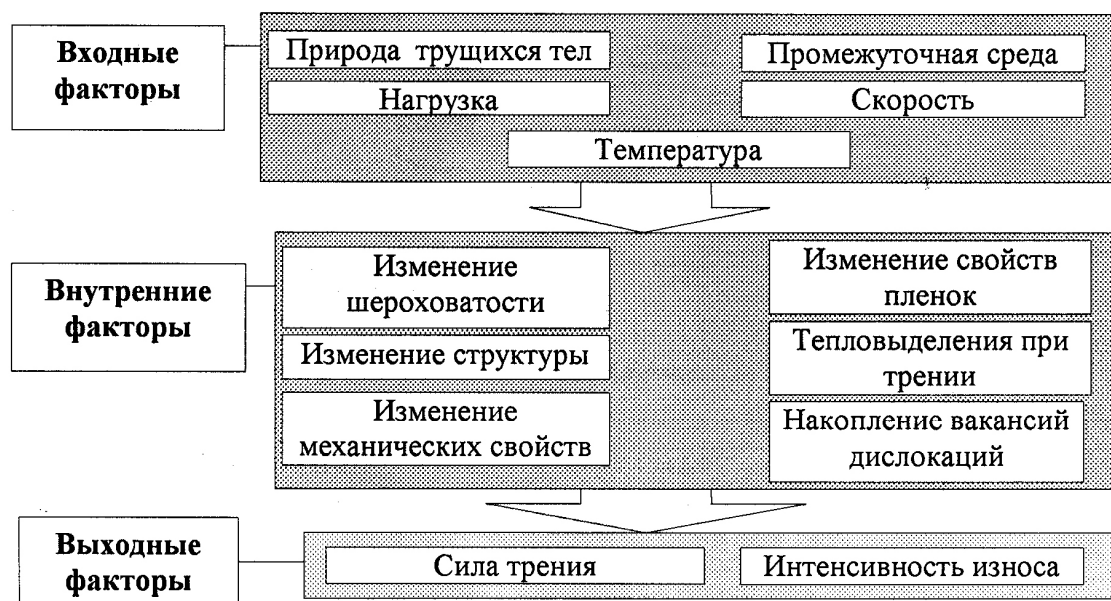


Рисунок 1 – Схема факторов, влияющих на фрикционное взаимодействие твердых тел [1]

На основании выше изложенного задача по расчету коэффициента трения покоя для двухэлементной базовой опоры формулируется следующим образом:

Определить коэффициент трения покоя при установке стальной заготовки на двухэлементную базирующую опору. При зажиме заготовки должны обеспечиваться упругий контакт между основной опорой и заготовкой, а также пластический контакт между дополнительным элементом и заготовкой.

#### Качественный и количественный анализ влияния отдельных факторов.

Качественный и количественный анализ влияния отдельных факторов можно провести при анализе теоретических зависимостей для определения коэффициентов трения [1, 2, 4].

Так как доработка или изменение конструкции базирующих элементов станочных приспособлений должна вестись на основе существующих конструкций, то наиболее вероятными направлениями, с уче-

том выводов работы [3], будут — изменение механических свойств путем подбора материалов дополнительных элементов ( $\mu, \sigma_T, E, \tau_0, \beta, \alpha_T$ ), изменение контурной площади контакта дополнительных элементов ( $A_c$ ), изменение внешних условий контакта — шероховатостей поверхности ( $R_{max}, r, b, \Delta, v$ ). Причем для принятой к расчету двухэлементной пары трения по [3] изменяться могут только конструктивные параметры дополнительного элемента трения и зависящие от них, т.е. варьироваться будут только контурная площадь  $A_c$  и контурное давление  $p_c$ . Также возможно изменение параметров шероховатости поверхностей ( $R_{max}, r, b, \Delta, v$ ), в соответствии с определенным методом получения (обработки) [2].

Контурная площадь  $A_c$  зависит от конструктивных размеров основного и дополнительных элементов (рис. 2, б, в) и представляет собой сумму их контурных площадок  $A_{cO}$  и  $A_{cD}$ . При этом контурная площадь для основного элемента 4 (рис. 2, б) с определяется приведенным модулем упругости и величиной нормальной нагрузки через радиус площадки контакта, определяемый укрупненно по формуле [2] (для случая контакта сферического тела с плоскостью)

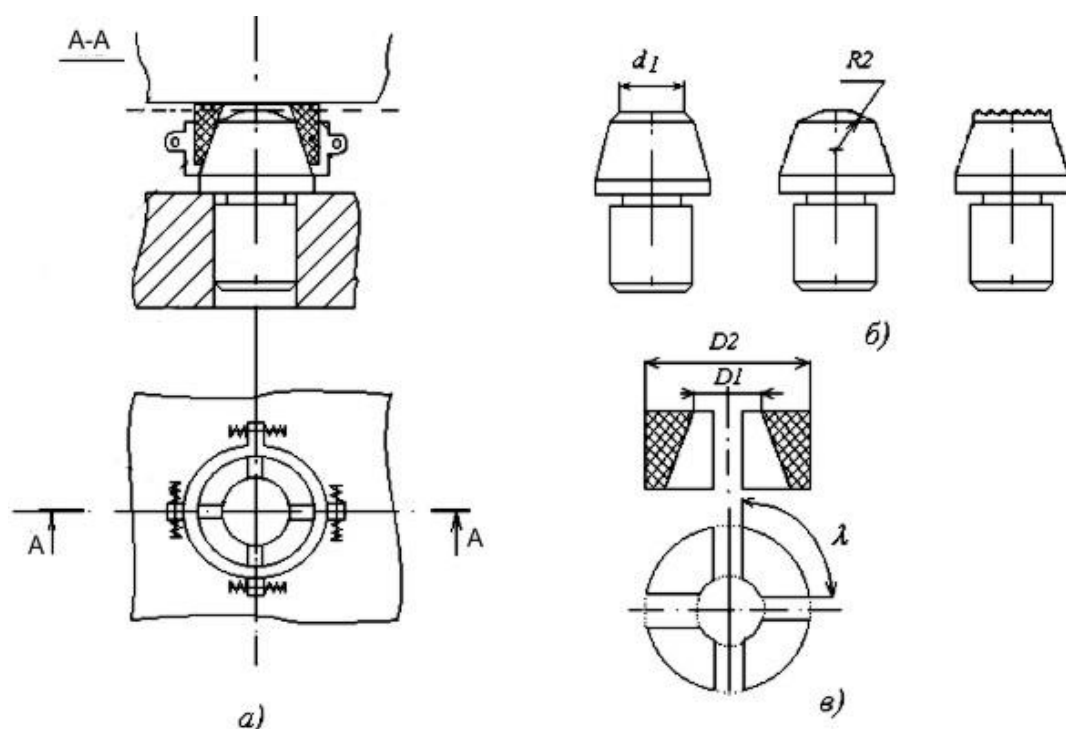


Рисунок 2 – Принципиальная схема (а) и определяющие  $A_c$  размеры (б, в) основных элементов двухэлементной базирующей опоры



$$\rho = 0,909 \sqrt[3]{\theta_{\Sigma} \cdot r \cdot N}, \quad (1)$$

где  $\rho$  – радиус площадки контакта, мм;

$r=R2$  – радиус скругления опорной поверхности, мм;

$N$  – нормальная нагрузка.

Тогда  $A_{cO} = \pi \cdot \rho^2$  (площадка контакта – круг). Контурная площадка контакта дополнительных элементов определится как произведение площади одного элемента на их число  $A_{cD} = z \cdot \overline{A_{cD}}$ , где  $\overline{A_{cD}} \approx \frac{1}{z} \cdot \pi \cdot \left( \frac{D2^2 - D1^2}{4} \right) - \left( \left( \frac{D2 - D1}{2} \cdot B \right) \right)$ , где  $B$  – ширина зазора между элементами.

Для формулирования задачи по расчету коэффициента трения покоя для двухэлементной базирующей опоры важно оценить величину коэффициента трения покоя по отдельности для контактов *заготовка–основной элемент* и *заготовка–дополнительный элемент*. Результаты подстановки исходных данных в расчетные формулы подтверждают (рис. 3) указанные в источниках [1, 2, 4] и работе [3] выводы о тенденциях формирования коэффициента трения покоя в контактах металл–металл и металл–полимер:

- коэффициент трения в контакте металл–металл (сталь–сталь, сталь–чугун) в большей степени определяется молекулярным взаимодействием и при упругом контакте имеет небольшую величину около 0,1;
- высокий коэффициент трения в контакте металл–полимер достигается при пластическом характере контакта.

На рисунке 3 показаны расчетные графики зависимостей коэффициента трения покоя при упругом контакте от величины комплекса шероховатости  $\Delta$  (рис.3,а); при пластическом контакте стали 45 с полимерным материалом дополнительных элементов опоры 1 – с фторопластом; 2 – ПЭВД; 3 – ПЭНД; 4 – полипропиленом (рис.3,б); а также график поверхности уровня зависимости от внешнего диаметра дополнительного элемента опоры и нормальной нагрузке при пластическом контакте (рис.3,в).

По полученным графикам видно, что с увеличением контурной площади дополнительных элементов коэффициент трения уменьшается, что связано со снижением контурного давления, а, следовательно, и давления на единичных микронеровностях. Таким образом, разница диаметров наружного и внутреннего для дополнительных элементов должна быть максимально меньшая.

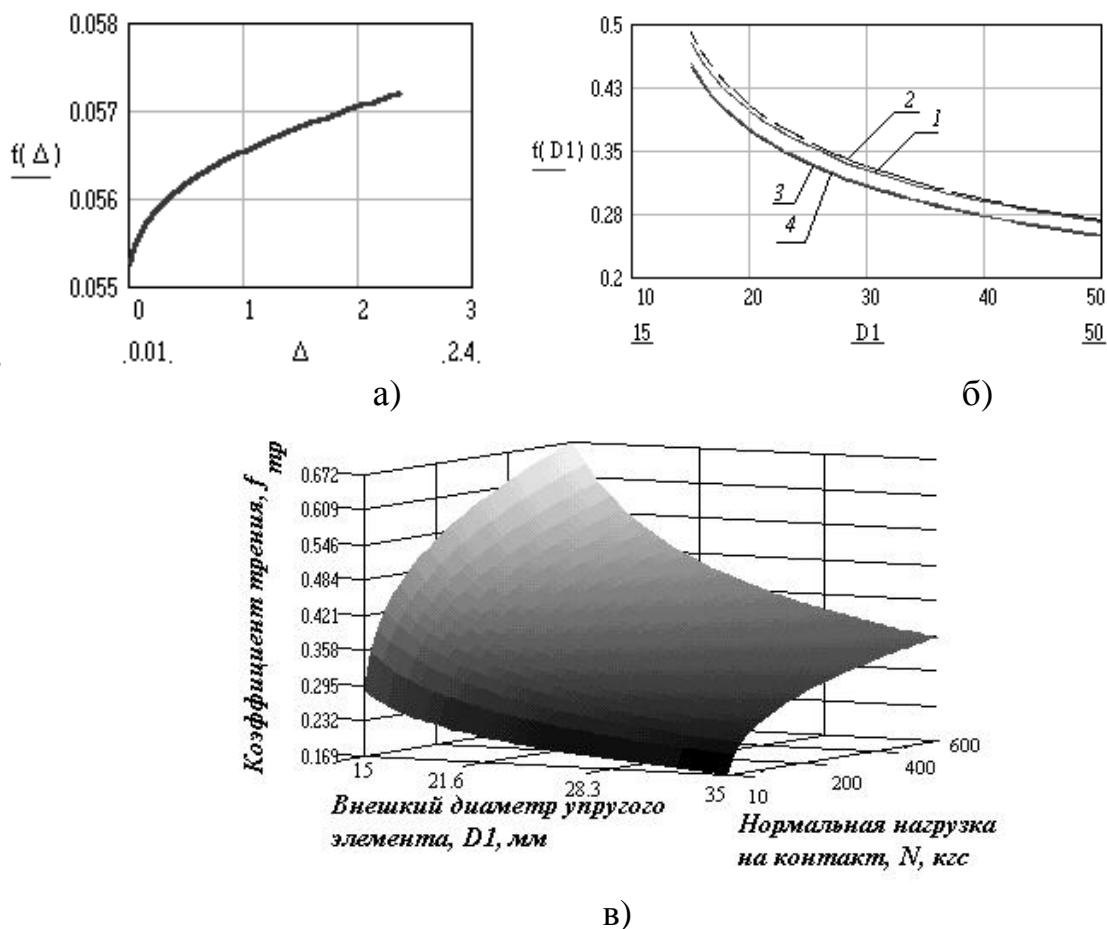


Рисунок 3 – Графики зависимостей коэффициента трения покоя

### Расчет коэффициента трения покоя для двухэлементной базис-рующей опоры.

Решение поставленной задачи требует определения условий работы конструкции опоры трения, таких, чтобы выполнялись условия поставленной задачи.

Величину нагрузки, при которой для заданной контурной площади дополнительного элемента будет формироваться пластический контакт, можно определить из формулы

$$\frac{5,4^v}{2\Delta^v} \frac{HB^{2v+1}(1-\mu^2)^{2v}}{E^{2v}} \leq p_c \leq \frac{0,5}{\left(v \cdot b^{1/v}\right)^{\frac{v}{v-1}}}, \quad (2)$$

приняв  $p_c = \frac{N}{A_{cD}}$ , после преобразований получаем

$$\frac{5,4^v}{2\Delta^v} \frac{HB^{2v+1}(1-\mu^2)^{2v}}{E^{2v}} \cdot \overline{A_{cD}} \leq N_D \leq \frac{0,5}{\left(v \cdot b^{1/v}\right)^{\frac{v}{v-1}}} \cdot \overline{A_{cD}} \cdot HB. \quad (3)$$

Поверхность уровня для зависимости нормальной нагрузки от внешнего диаметра дополнительного элемента и комплекса шероховатости (рис. 4) показывает, что пластическая деформация для контакта сталь-фторопласт возникает при сравнительно небольшой нагрузке (ограничение снизу), при этом для перехода к микрорезанию требуются значительные усилия (рис. 5) (ограничение сверху).

Анализ рисунка 4 показывает, что для достижения пластического контакта увеличение нагрузки требуется в случае уменьшения значения комплекса шероховатости  $\Delta$ , т.е. повышения качества обработки поверхности путем шлифования по 7-8 классу шероховатости, или в случае увеличения внешнего диаметра  $D1$  дополнительного элемента, т.е. увеличения контурной площадки.

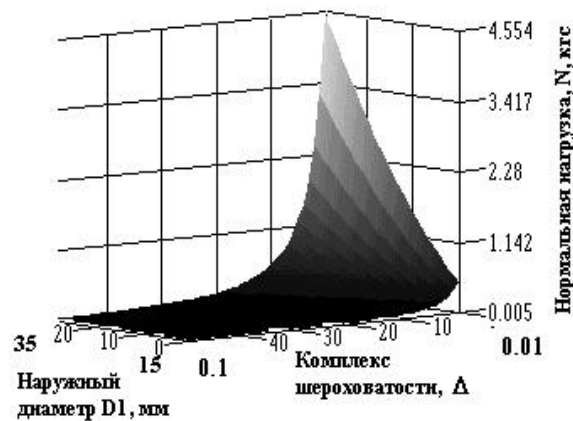


Рисунок 4 – Ограничение снизу для нормальной нагрузки, обеспечивающей пластический контакт сталь-фторопласт

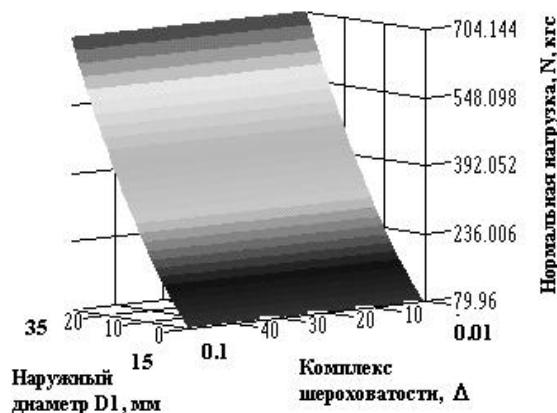


Рисунок 5 – Ограничение сверху нормальной нагрузки в контакте сталь-фторопласт до перехода к микрорезанию

Суммарный коэффициент трения покоя двухэлементной базовой опоры будет определяться характером распределения контурного давления между контурными площадками основной опоры и дополнительных элементов. Известно из [1], что относительное сближение тел при упругом контакте может быть определено из выражения

$$\varepsilon = \left\{ \frac{2\sqrt{\pi} \cdot p_c \cdot \theta}{k_v} \left( \frac{r}{R_{max} \cdot b^2} \right)^{\frac{1}{2}} \right\}^{\frac{2}{2\nu+1}}, \quad (4)$$

а сближение при пластическом контакте – из выражения

$$\varepsilon = \left( \frac{p_c}{c \cdot \sigma_T \cdot b} \right)^{\frac{1}{\nu}}. \quad (5)$$

Считая, что сближение в контактах "заготовка–основная опора" и "заготовка–дополнительная опора" равны, обозначая параметры упругого контакта индексом М(металл) и параметры пластического контакта индексом Р(полимер) получим

$$\left( \frac{p_{cP}}{c \cdot \sigma_{TP} \cdot b_P} \right)^{\frac{1}{\nu_P}} = \left\{ \frac{2\sqrt{\pi} \cdot p_{cM} \cdot \theta_M}{k_{vM}} \left( \frac{r_M}{R_{max M} \cdot b_M^2} \right)^{\frac{1}{2}} \right\}^{\frac{2}{2\nu_M+1}}. \quad (6)$$

Выражая контурное давление через нормальную нагрузку и контурную площадку, получим

$$\left( \frac{N_P}{c \cdot \sigma_{TP} \cdot b_P \cdot A_{cP}} \right)^{\frac{1}{\nu_P}} = \left\{ \frac{2\sqrt{\pi} \cdot N_M \cdot \theta_M}{k_{vM} \cdot A_{cM}} \left( \frac{r_M}{R_{max M} \cdot b_M^2} \right)^{\frac{1}{2}} \right\}^{\frac{2}{2\nu_M+1}}. \quad (7)$$

После выноса нормальных нагрузок за скобки, получаем

$$N_P^{1/\nu} \cdot \left( \frac{1}{c \cdot \sigma_{TP} \cdot b_P \cdot A_{cP}} \right)^{\frac{1}{\nu_P}} = N_M^{2/(2\nu_M+1)} \left\{ \frac{2\sqrt{\pi} \cdot 1 \cdot \theta_M}{k_{vM} \cdot A_{cM}} \left( \frac{r_M}{R_{max M} \cdot b_M^2} \right)^{\frac{1}{2}} \right\}^{\frac{2}{2\nu_M+1}}. \quad (8)$$

После замены  $N_M = N - N_P$ , а так же обозначив постоянные

$$B_M = \left\{ \frac{2\sqrt{\pi} \cdot 1 \cdot \theta_M}{k_{vM} \cdot A_{cM}} \left( \frac{r_M}{R_{max M} \cdot b_M^2} \right)^{\frac{1}{2}} \right\}^{\frac{2}{2\nu_M+1}} \quad \text{и} \quad B_P = \left( \frac{1}{c \cdot \sigma_{TP} \cdot b_P \cdot A_{cP}} \right)^{\frac{1}{\nu_P}}, \quad (9)$$

Получаем 
$$N_P^{1/\nu} \cdot B_P = (N - N_P)^{2/2\nu+1} \cdot B_M. \quad (10)$$

Возведем обе части равенства в степень  $\frac{2\nu+1}{2}$ , после преобразований получим

$$N_P^{\frac{2\nu+1}{2\nu}} \cdot B_P^{\frac{2\nu+1}{2}} + N_P \cdot B_M^{\frac{2\nu+1}{2}} - N \cdot A_M^{\frac{2\nu+1}{2}} = 0. \quad (11)$$

Численные решения полученного уравнения с одним неизвестным в вещественной области выполнены в среде MathCad для суммарных нормальных нагрузок от 10 до 1000 кгс.

Анализ данных, представленных в виде графиков (рис. 6), показывает, что доля реакции от дополнительного элемента убывает при увеличении суммарной нормальной нагрузки, что объясняется значительной контактной деформацией полимерного материала (материала с меньшим модулем упругости) в контакте "заготовка-полимерный материал дополнительного элемента опоры", даже при небольших относительных сближениях. При возрастании суммарной нормальной нагрузки, т.е. при увеличении сближения тел основную реакцию опоры обеспечивает контакт "заготовка-основная опора", а доля реакции от дополнительного элемента убывает. При этом степень убывания реакции меньше для поверхностей, обработанных по более высокому классу шероховатости.

Суммарный коэффициент трения для двухэлементной базовой опоры можно определить из равенства

$$N \cdot f_{\Sigma} = N_P \cdot f_P + N_M \cdot f_M, \quad (12)$$

где  $N, N_P, N_M$  – соответственно суммарная нормальная нагрузка, нагрузка на дополнительный элемент опоры, нагрузка на основную опору;

$f_{\Sigma}, f_P, f_M$  – соответственно суммарный коэффициент трения; дополнительного элемента (пластический контакт) и основной опоры (упругий контакт).

При этом указанные составляющие формулы зависят от величины суммарной нормальной нагрузки. Расчет коэффициента трения для заданных материалов (табл. 6) показывает, что коэффициент трения двухэлементной базовой опоры увеличивается.

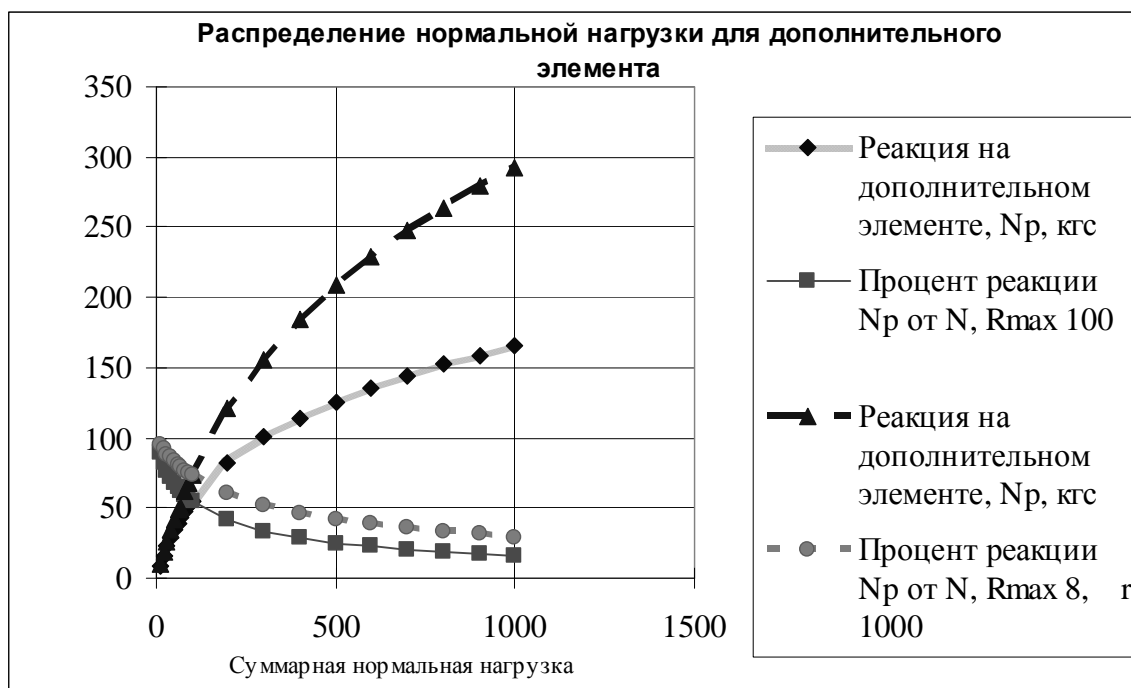


Рисунок 6 – Величина и доля нормальной нагрузки на дополнительном элементе в зависимости от суммарной нормальной нагрузки

Таблица 6 – Расчет коэффициента трения для двухэлементной опоры

Вид контакта	Суммарная Нормальная нагрузка	Отношение $N_p/N_M$	Элементный коэффициент трения, $f_p, f_M$	Суммарный коэффициент трения, $f_\Sigma$
Основная опора – заготовка	500 / 100	442,84/69,39	0,057/0,058	0,076/0,102
Упругий				
Сталь-Сталь				
Дополнительная опора		57,16/30,61	0,224/0,203	
Пластический				
Сталь-ПЭНД				

Примечание: в числителе рассчитанные значения при нагрузке 500 кгс; в знаменателе – при нагрузке 100 кгс.

### **Выводы:**

1. Применение двухэлементной базовой опоры обеспечивает увеличение коэффициента трения покоя при неизменных внешних воздействиях.

2. Степень увеличения коэффициента трения определяется распределением контурного контактного давления между основной опорой и дополнительными элементами.

3. Распределение контактного давления между основной опорой и дополнительным элементом определяется не только соотношением контурных площадок, но также и физико-механическими свойствами контактирующих материалов, технологическим методом подготовки поверхности (параметрами ее микрогеометрии) и величиной суммарной нормальной нагрузки.

4. При расчете параметров геометрии дополнительных элементов необходимо учитывать влияние коэффициента трения на величину предварительного тангенциального смещения заготовки относительно основной опоры.

*В статье приведены результаты анализа факторов, влияющих на коэффициент трения покоя. Выполнен расчет коэффициента трения покоя для двухэлементной конструкции точечной опоры станочного приспособления. Результаты анализа и расчета подтвердили возможность управления коэффициентом трения покоя в станочных приспособлениях.*

*Results of the analysis of the factors, influencing upon coefficient on static friction are brought in article. In this are executed calculation of coefficient of static friction for two-element design fixed support pin in fixture. The results of the analysis and calculation have confirmed the possibility of management of the coefficient of static friction in fixture.*

### **Библиографический список**

1. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ. — М.: Машиностроение, 1977. — 526 с.

2. Трение, изнашивание и смазка: Справочник в 2-х кн. // В.В.Алисин, А.Я.Алябьев, А.М.Архаров. Под ред. И.В.Крагельского, В.В.Алисина. — М.: Машиностроение, 1978. — Кн. 1., 400 с

3. Силаев Л.А. Повышение надежности базирующих элементов станочных приспособлений / Проблемы трибологии. - 1999. - №1. - С.105-112.

4. Коэффициенты трения / И.В. Крагельский, И.Э. Виноградова. — М.: Машгиз, 1962.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Петрушовым С.Н.*

*к.т.н., доц. Ведерников Н.И.,  
ассистент Лавренчук К.П.,  
магистр Омельченко А.А.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ПОНЯТИЕ ЦЕЛОСТНОСТИ БАЗЫ ПРИ ВЫЯВЛЕНИИ РАЗМЕРНЫХ СВЯЗЕЙ**

*Розглянути проблеми, що виникають при користуванні деякими визначеннями та підходами базового стандарту при рішенні задач по базуванню. На прикладі показано необхідність введення поняття цілісності бази, в якому виникає потреба при побудові графової моделі розмірних зв'язків між поверхнями деталі. Наведені визначення нових баз та уточнення діючих термінів.*

Известно, что одно из центральных мест в процессе конструирования, подготовки и осуществления производственного процесса создания изделия занимают задачи базирования детали в изделии. Практика показывает, что освоение принципами базирования при решении разнообразных конструкторских, технологических и измерительных задач связано с определенными трудностями. Не последнюю роль в этом играют недостаточно четкие определения и понятия, закрепленные в ГОСТ 21945-76 «Базирование и базы в машиностроении. Термины и определения» [1]. Как следствие, непрекращающиеся дискуссии по основам базирования на страницах специализированных журналов. Анализ публикаций, связанных с данной проблемой показал, что в основном речь идет об уточнения терминов, исключающих разночтения и неопределенности [2,3], а также об улучшении стилистики и грамматической структуры существующих определений [4].

Основной целью решения задач по базированию является переход к рассмотрению возникающих в изделии размерных связей. Разработанная методика решения задач по базированию, основанная на построении графовой модели размерных связей между поверхностями детали, позволяет объединить этапы решения связанные с выявлением комплектов баз и нахождением размерных связей между базами [5].

При построении графовой модели и нахождении размерных связей в качестве вершин рассматриваются отдельные геометрические элементы детали. В то время как в базовом стандарте при перечислении



типовых комплектов один и тот же элемент детали может рассматриваться в качестве двух или трёх баз.

Для пояснения сказанного, рассмотрим задачу выбора технологических баз. Согласно эскизу на рисунке 1 требуется получить отверстие  $\varnothing 16H12$ , выдержав при этом требования точности к относительному положению оси отверстия: отклонение от перпендикулярности и пересечения осей. Исходя из предъявляемых технических требований на данной операции, в качестве технологических баз принимаем (согласно приоритету): 1 – ось цилиндрической поверхности  $\varnothing 60$  и 2 – ось цилиндрической поверхности  $\varnothing 20$ .

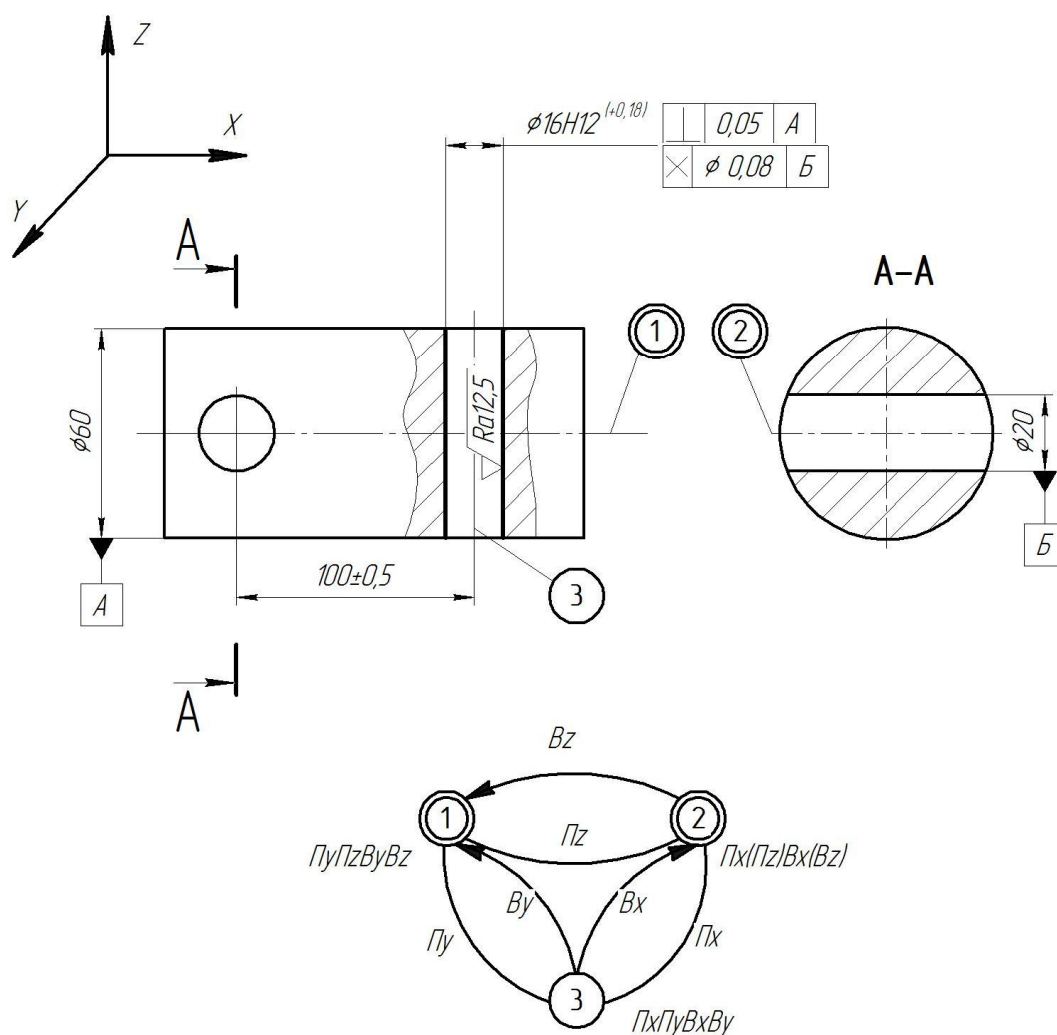


Рисунок 1 – Выбор технологических баз

При описании технологических баз в принятой системе координат с помощью размерных связей [5] получен комплект технологических баз: 1 – двойная направляющая; 2 – двойная опорная.

В приведенном перечне типовых комплектов баз, рекомендуемых стандартом [1], комплект баз двойная направляющая-двойная опорная от-

существует. Предлагаемый стандартом комплект баз двойная направляющая-опорная-опорная рассматривает единый геометрический элемент (отверстие внутренней цилиндрической поверхности  $\varnothing 20$ ) как две базы.

Размерные связи, возникающие между базами комплекта, являются одновременно требованиями по точности их относительного расположения. Абсурдным выглядит рассмотрение требований точности в комплекте баз не к единому элементу детали, а к его отдельным функциям, связанных с лишением той или иной степени свободы. Размерные связи между обрабатываемой поверхностью и комплектом баз указывают на возможность выполнения того или иного требования кратчайшим путем. При этом проверить соблюдение принципа достаточности размерных связей между этими поверхностями и построение схемы формирования размеров возможно только при включении в граф отдельных элементов детали.

Приведенный пример показывает необходимость рассматривать геометрический элемент детали только в качестве одной базы комплекта, т.е. речь идёт о целостности базы. При этом формулировка данного положения может звучать следующим образом.

*Целостность базы* – это свойство базы, являющейся единым геометрическим представлением – ось, точка и др., и исключающее ее рассмотрение в качестве двух или трёх баз.

Например, двойную или тройную опорные базы нельзя рассматривать соответственно как две или три опорные базы. Такой подход не позволит включать размерные связи, описывающие положение какой-либо базы в описании других баз комплекта, искусственно создавая один из типовых комплектов, как это имеет место, например, при базировании шара согласно комплекту из установочной, направляющей и опорной баз. Необходимость введения в классификацию тройной опорной базы неоднократно рассматривалось и ранее [2], но при этом отсутствовала аргументация данного решения.

Кроме того, это свойство базы также позволяет расширить непосредственно понятие двойной опорной базы. В полученном комплекте двойная опорная база лишает заготовку детали одного перемещения ( $\Pi X$ ) и одного поворота ( $BX$ ) в то время как определение двойной опорной в стандарте связано с лишением её двух перемещений. Независимо от способа ее описания требуемое положение базы при реализации обеспечивается одними и теми же способами.

Как одну базу также необходимо рассматривать базирующие конические поверхности, которые в стандарте описаны комплектом двойная направляющая, опорная. В данном случае ось конической поверхности надо рассматривать как двойную направляющую с фиксированной точкой начала. При этом её требуемое положение будет описы-

ваться пятью размерными связями – тремя расстояниями и двумя угловыми размерами и обеспечивается соответствующей реализацией пяти расстояний относительно трех координатных плоскостей.

Таким образом, переход к решению задач с помощью графовой модели размерных связей требует введения новых понятий, которые являются следствием логического подхода к решению. Одним из таких понятий является целостность базы. Рассмотренное свойство базы является необходимым условием для описания в модели геометрических элементов, связь между которыми невозможно отобразить при присвоении элементу функций двух или трёх баз.

*Рассмотрены проблемы, возникающие при пользовании некоторыми определениями и рекомендациями базового стандарта при решении задач по базированию. На примере показана необходимость введения понятия целостность базы, в котором возникает потребность при построении графовой модели размерных связей между поверхностями детали. Приведены формулировки новых баз и уточнения действующих терминов.*

*The considered problems, appearing at use by some determinations and recommendation of the base standard at decision of the problems on locating. On example, it is shown of need of the acceptance the notion of wholeness of locating element, in which appears of need at building of model graph of the dimensioned relationships between surfaces of the detail. The broughted wordings of the new bases, appearing herewith, and revision acting notions.*

#### **Библиографический список**

1. ГОСТ 21945–76 Базирование и базы в машиностроении. Термины и определения. М.: Изд-во стандартов, 1976. 36 с.
2. Абрамов Ф.Н. О разработке терминологии базирования в машиностроении // Вестник машиностроения. 2006.– №2.– С.67–72
3. Новоселов Ю.А. Системный анализ логики базирования // Вестник машиностроения. 2007.– №3.– С.62–67
4. Колыбенко Е.Н. Системные знания теории базирования в машиностроении // Вестник машиностроения. 2004.– №8.– С. 67–70
5. Дедов А.Д., Лавренчук К.П. К вопросу установления размерных связей между поверхностями детали // Вестник МАНЭБ.- С.-Пб.-2002.– №3(44).– С.103–107.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Петрушовым С.Н.*

*к.т.н, доц. Шпаков В.А.,  
аспирант Базарова Е.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **О ТОЧНОСТИ НАНЕСЕНИЯ И ИЗМЕРЕНИЯ КООРДИНАТНЫХ СЕТОК**

*Наведені результати аналізу точності нанесення та вимірювання координатних сіток, застосованих при дослідженні деформацій фасонних профілів.*

Результаты проведения исследований в технической области довольно часто содержат различные погрешности, наличие которых обусловлено влиянием ряда факторов. К числу таких факторов относятся ошибки измерения исследуемых параметров. Известны случаи, когда ошибки измерения параметров соразмерны с величиной измеряемых параметров. В связи с этим весьма важной является задача определения точности базовых параметров исследования, которые впоследствии будут непосредственно влиять на величины изучаемых характеристик.

В работе [1] приведены результаты исследования формоизменения металла в закрытом разрезном калибре методом конечных деформаций. При определении точности нанесения и измерения координатных сеток был предположительно принят закон нормального распределения случайной величины. Вследствие этого возникла потребность математического обоснования предполагаемого закона нормального распределения погрешности нанесения и измерения координатных сеток, используемых для исследования деформаций.

Целью работы является определение методом математической статистики закона распределения погрешностей нанесения и измерения координатных сеток.

В данной работе приведены результаты оценки точности нанесения и измерения координатных сеток. Для решения поставленной задачи в качестве выборочных данных были приняты результаты измерения размеров ячеек одного из столбцов координатной сетки.

На основе выборочных данных предварительно определен характер распределения генеральной совокупности, из которой сделана выборка.

Результаты указанных измерений сведены в таблицу 1.

Таблица 1 – Результаты измерений

№ п/п	Y	$\Delta Y$	$\alpha=h_{a6c}-\Delta Y$	№ п/п	Y	$\Delta Y$	$\alpha=h_{a6c}-\Delta Y$
$h_{нач}$	87,539	-	-	23	42,155	1,977	-0,023
1	86,152	1,387	-0,613	24	40,137	2,018	+0,018
2	84,170	1,982	-0,018	25	38,112	2,025	+0,025
3	82,152	2,018	+0,018	26	36,117	1,995	-0,005
4	80,167	1,985	-0,015	27	34,137	1,980	-0,020
5	78,144	2,023	+0,023	28	32,118	2,019	+0,019
6	76,144	2,000	0	29	30,132	1,986	-0,014
7	74,152	1,992	-0,008	30	28,117	2,015	+0,015
8	72,137	2,015	+0,015	31	26,109	2,008	+0,008
9	70,148	1,989	-0,011	32	24,133	1,976	-0,024
10	68,148	2,000	0	33	22,119	2,014	+0,014
11	66,159	1,989	-0,011	34	20,151	1,968	-0,032
12	64,141	2,018	+0,018	35	18,185	1,966	-0,034
13	62,130	2,011	+0,011	36	16,157	2,028	+0,028
14	60,124	2,006	+0,006	37	14,140	2,017	+0,017
15	58,124	2,000	0	38	12,144	1,996	-0,004
16	56,132	1,992	-0,008	39	10,132	2,012	+0,012
17	54,120	2,012	+0,012	40	8,171	1,961	-0,039
18	52,123	1,997	-0,003	41	6,108	2,063	+0,063
19	50,132	1,991	-0,009	42	4,132	1,976	-0,024
20	48,128	2,004	+0,004	43	2,117	2,015	+0,015
21	46,128	2,000	0	44	0,173	1,944	-0,066
22	44,132	1,996	-0,004				

Для удобства первичной обработки полученных результатов выборочные данные были сведены в таблицу 2 в порядке возрастания. Базовый размер ячейки составляет 2x2 мм. Первое значение было исключено из ряда размеров в силу значительного отклонения от базового значения и в математической обработке не использовалось.

Дальнейшие расчеты были проведены с использованием погрешностей размеров ячеек, значения которых были преобразованы в вариационный ряд (таблица 3).

Таким образом, объем выборки составляет  $N=43$ .

Размах выборки

$$R = X_{\max} - X_{\min} = 0,063 - (-0,066) = 0,129 \quad (1)$$

Таблица 2 – Размеры ячеек координатной сетки

1,944	1,961	1,966	1,968	1,976	1,976	1,977
1,980	1,982	1,985	1,986	1,989	1,989	1,991
1,992	1,992	1,995	1,996	1,996	1,997	2
2	2	2	2,004	2,006	2,008	2,011
2,012	2,012	2,014	2,015	2,015	2,015	2,017
2,018	2,018	2,018	2,019	2,023	2,025	2,028
2,063						

Таблица 3 – Вариационный ряд погрешностей размеров ячеек  $\alpha$

-0,066	-0,039	-0,034	-0,032	-0,024	-0,024	-0,023
-0,020	-0,018	-0,015	-0,014	-0,011	-0,011	-0,009
-0,008	-0,008	-0,005	-0,004	-0,004	-0,003	0
0	0	0	+0,004	+0,006	+0,008	+0,011
+0,012	+0,012	+0,014	+0,015	+0,015	+0,015	+0,017
+0,018	+0,018	+0,018	+0,019	+0,023	+0,025	+0,028
+0,063						

Количество интервалов разбиения находим по формуле Стёрджесса [2]:

$$k \approx 1 + 3,322 \lg N = 1 + 3,322 \lg 43 = 6,426. \quad (2)$$

Принимаем

$$k = 7. \quad (3)$$

Длина интервала:

$$\Delta = \frac{R}{k} = \frac{0,129}{7} = 0,01843. \quad (4)$$

Разбиение выборки на интервалы представлено в виде таблицы 4, в которую также занесены абсолютное число попаданий значений случайной величины в определенный интервал (т.е. накопленная частота) и относительное число попаданий указанных значений (т.е. накопленная частость).

При группировании данных в интервалы и определении частоты попадания случайной величины в заданный интервал верхнюю границу интервала будем относить к последующему интервалу.

Таблица 4 – Разбиение выборки на интервалы

Интервал			Накопленная частота	Накопленная частотность, %
Нижняя граница	Середина	Верхняя граница		
-0,066	-0,056785	-0,04757	1	2,326
-0,04757	-0,038355	-0,02914	3	6,977
-0,02914	-0,019925	-0,01071	9	20,93
-0,01071	-0,001495	+0,00772	13	30,233
+0,00772	+0,016935	+0,02615	15	34,884
+0,02615	+0,035365	+0,04458	1	2,326
+0,04458	+0,053795	+0,06301	1	2,326

На основе данных таблицы 4 построена диаграмма накопленных частот, представленная на рисунке 1, графическое изображение которой, именуемое гистограммой частот, изображено на рисунке 2. Эмпирическую функцию распределения случайной величины можно изобразить также в виде полигона частот, приведенного на рисунке 3.

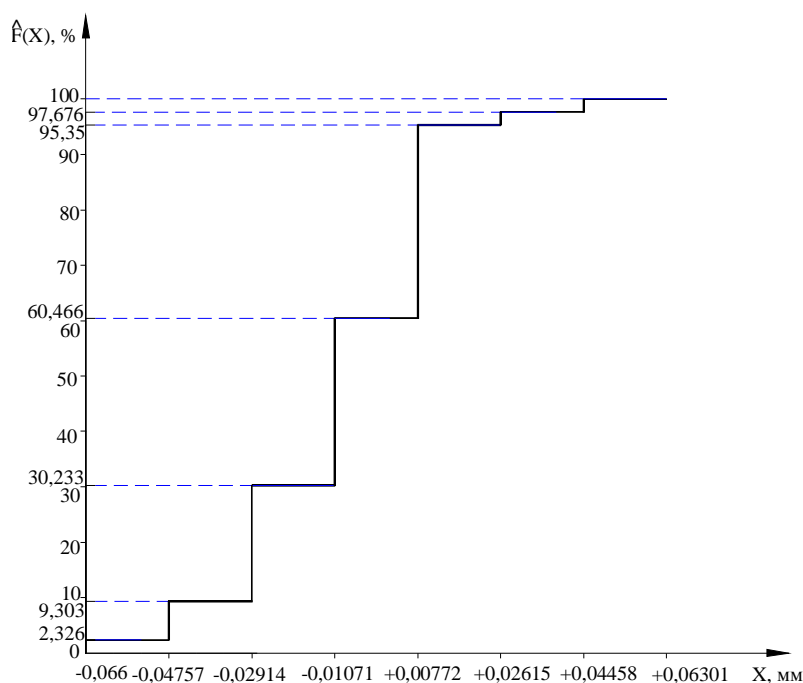


Рисунок 1 – Диаграмма накопленных относительных частот

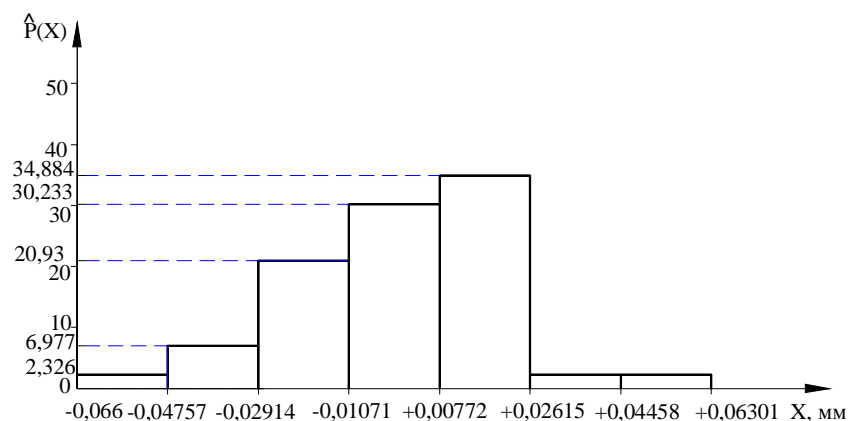


Рисунок 2 – Гистограмма частот

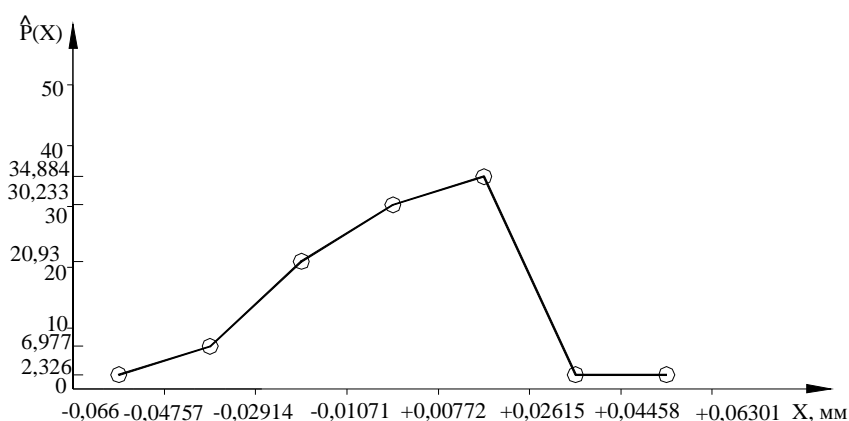


Рисунок 3 – Полигон частот

Согласно рисунков 1÷3 можно сделать вывод, что распределение погрешностей нанесения координатной сетки близко к нормальному. Достоверность нормального закона распределения рассматриваемой величины была подтверждена посредством приближенной проверки и проверки нормальности по критерию  $\chi^2$  («хи»-квадрат). Математическая обработка данных выполнена согласно методике [2, 3].

#### *Приближенная проверка нормальности распределения*

Проверка заключается в определении величин асимметрии  $g_s$  и эксцесса  $E$ . Если характер распределения близок к нормальному, то оба этих параметра должны иметь малые значения. Степень малости указанных величин устанавливается в сравнении с их средними квадратичными ошибками.

Средняя квадратичная ошибка асимметрии  $g_s$ :

$$S_{g_s} = \sqrt{\frac{6(N-1)}{(N+1)(N+3)}} = \sqrt{\frac{6(43-1)}{(43+1)(43+3)}} = 0,35285, \quad (5)$$



где  $N = 43$  – объем выборки случайной величины  $X$ .  
Средняя квадратичная ошибка эксцесса  $E$ :

$$S_E = \sqrt{\frac{24N(N-2)(N-3)}{(N-1)^2(N+3)(N+5)}} = \sqrt{\frac{24 \cdot 43(43-2)(43-3)}{(43-1)^2(43+3)(43+5)}} = 0,6592. \quad (6)$$

Подтверждением нормальности распределения является условие

$$\frac{g_S}{Sg_S} < (2 \div 3) \quad (7)$$

и

$$\frac{E}{S_E} < (2 \div 3). \quad (8)$$

Вычислим величины:  
асимметрии  $g_S$

$$g_S = \frac{\mu_3}{S^3} = \frac{-0,14561 \cdot 10^{-5}}{0,02139^3} = -0,1489, \quad (9)$$

эксцесса

$$E = \frac{\mu_4}{S^4} - 3 = \frac{6,776 \cdot 10^{-7}}{0,02139^4} - 3 = 0,2394, \quad (10)$$

где  $\mu_3$  – центральный момент распределения 3-ого порядка,

$S = \Delta \sqrt{\overline{X^2} - (\overline{X})^2}$  – эмпирический стандарт ошибки,

$\overline{X}$  – среднее значение случайной величины  $X_i$ ,

$\overline{X^2}$  – среднее значение квадратов случайной величины  $X_i$ ,

$(\overline{X})^2$  – квадрат среднего значения случайной величины  $X_i$ ,

$\mu_4$  – центральный момент распределения 4-ого порядка.

Определим числовые характеристики выборки по признаку  $X$ .  
Вычисления будем выполнять, используя метод «условного нуля». При расчете центральных моментов распределения в качестве случайной величины  $X_i$  взята середина интервала. Выберем условный нуль  $C$  из вариационного ряда признака  $X$ . Обычно этому параметру придают значение, равное середине вариационного ряда, т.е.  $C = -0,001495$ . Для упрощения расчетов введена новая переменная – условная варианта  $u_i$ :

$$u_i = \frac{X_i - C}{\Delta}, \quad (11)$$

где  $C = -0,001495$  – значение середины размаха выборки, принятое за начало отсчета.

Тогда

$$u_1 = \frac{-0,056785 - (-0,001495)}{0,01843} = -3.$$

Результаты вычислений значений  $u_i$  для последующих интервалов сведены в таблицу 5.

Таблица 5 – Результаты этапов расчета  $\mu_3$  и  $\mu_4$

N класса	$X_i$	$m_i$	$u_i$	$m_i u_i$	$m_i u_i^2$	$m_i u_i^3$	$m_i u_i^4$
1	-0,056785	1	-3	-3	9	-27	81
2	-0,038355	3	-2	-6	12	-24	48
3	-0,019925	9	-1	-9	9	-9	9
4	-0,001495	13	0	0	0	0	0
5	+0,016935	15	1	15	15	15	15
6	+0,035365	1	2	2	4	8	16
7	+0,053795	1	3	3	9	27	81
$\Sigma$	-	43	-	2	58	-10	250

Среднее значение условной варианты  $u_i$ :

$$\bar{U} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^k m_i u_i = \frac{1}{43} \times 2 = 0,0465. \quad (12)$$

Квадрат среднего значения новой случайной величины  $u_i$ :

$$(\bar{U})^2 = 0,002163. \quad (13)$$

Среднее значение квадратов переменной  $u_i$ :

$$\bar{U}^2 = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^k m_i u_i^2 = \frac{1}{43} \times 58 = 1,3488. \quad (14)$$

Эмпирический стандарт ошибки:

$$S = \Delta \sqrt{\bar{U}^2 - (\bar{U})^2} = 0,01843 \sqrt{1,3488 - 0,002163} = 0,02139. \quad (15)$$

Центральный момент распределения 3-ого порядка:

$$\begin{aligned} \mu_3 &= \Delta^3 \left[ \frac{1}{N} \sum_{i=1}^k m_i u_i^3 - 3\bar{U}^2 \cdot \bar{U} + 2 \cdot (\bar{U})^3 \right] = \\ &= 0,01843^3 \left[ \frac{1}{43} (-10) - 3 \cdot 1,3488 \cdot 0,0465 + 2 \cdot 0,0465^3 \right] = -0,14561 \cdot 10^{-5}. \end{aligned} \quad (16)$$

Центральный момент распределения 4-ого порядка:

$$\begin{aligned} \mu_4 &= \Delta^4 \left[ \frac{1}{N} \sum_{i=1}^k m_i u_i^4 - 4 \frac{\bar{U}}{N} \sum_{i=1}^k m_i u_i^3 + 6 \cdot \bar{U}^2 \cdot (\bar{U})^2 - 3 \cdot (\bar{U})^4 \right] = \\ &= 0,01843^4 \left[ \frac{1}{43} \cdot 250 - 4 \cdot \frac{0,0465}{43} \cdot (-10) + 6 \cdot 1,3488 \cdot 0,002163 - 3 \cdot 0,0465^4 \right] = \\ &= 6,776 \cdot 10^{-7}. \end{aligned} \quad (17)$$

Определим отношения асимметрии и эксцесса к соответствующим квадратичным ошибкам:

$$\left| \frac{g_S}{Sg_S} \right| = \left| \frac{-0,1489}{0,35285} \right| = 0,42192 \approx 0,422, \quad (18)$$

$$\left| \frac{E}{S_E} \right| = \left| \frac{0,2394}{0,6592} \right| = 0,36314 \approx 0,363. \quad (19)$$

Полученные отношения не превышают допустимой величины  $2 \div 3$ . Это обстоятельство подтверждает нормальность данного распределения.

*Проверка нормальности распределения по критерию соответствия  $\chi^2$  («хи» - квадрат)*

Для выполнения проверки нормальности по критерию  $\chi^2$  результаты измерений предварительно группируются по интервалам с учетом следующих условий:

- 1) интервалы должны покрывать всю ось  $(-\infty, +\infty)$ ;
- 2) количество данных в каждом интервале должно быть не менее 5.

Разобьем выборку на интервалы с учетом указанных условий. Результаты разбиения сведены в таблицу 6.

Таблица 6 – Разбиение выборки на интервалы

Интервал		$m_i$	$P_i$	$\frac{(m_i - NP_i)^2}{NP_i}$
Нижняя граница	Верхняя граница			
$-\infty$	-0,023	6	0,140188	0,000131
-0,023	-0,011	5	0,168207	0,689329
-0,011	-0,004	6	0,127108	0,052242
-0,004	+0,004	7	0,153118	0,026275
+0,004	+0,014	6	0,171456	0,255548
+0,014	+0,018	5	0,055771	2,822842
+0,018	$+\infty$	8	0,184152	0,000838
$\Sigma$		43	1	$3,847204 = \chi^2$

Определим вероятность попадания в каждый интервал при нормальном распределении  $X_i$

$$P_i = \Phi\left(\frac{X_i - \bar{X}}{S'}\right) - \Phi\left(\frac{X_{i-1} - \bar{X}}{S'}\right), \quad (20)$$

где  $\Phi$  – интеграл вероятности нормального распределения  $\left(\int_0^x\right)$ ,

$\bar{X} = C + \Delta \cdot \bar{U} = -0,001495 + 0,01843 \cdot 0,0465 = -0,000638$  – среднее по всей выборке значение случайной величины,

$S' = \sqrt{S^2 - \frac{\Delta^2}{12}} = 0,02071$  – исправленный эмпирический стандарт (для интервального ряда при неизвестной средней квадратичной ошибке  $\sigma$ ).

Результаты вычислений сведем в таблицу 6.

Рассчитаем эмпирическое значение критерия  $\chi^2$

$$\chi^2 = \sum_{i=1}^k \frac{(m_i - NP_i)^2}{NP_i} = 3,847. \quad (21)$$

Выберем уровень значимости ошибки  $\alpha = 0,05$ .

Определим число степеней свободы

$$f = k - 3 = 7 - 3 = 4, \quad (22)$$

где  $k = 7$  – количество интервалов разбиения выборки.

Критическое значение  $\chi^2_{кр}$  для выбранных параметров составляет 9,49. Сравнение расчетного значения  $\chi^2$  с критическим ( $\chi^2=3,847 < \chi^2_{кр}=9,49$ ) показывает, что нет оснований сомневаться в нормальности распределения.

Выполнен анализ точности нанесения и измерения координатных сеток, которые применены при исследовании деформаций фасонных профилей. Полученные результаты подтвердили предполагаемую ранее нормальность исследуемого распределения. Посредством анализа обоснована правомерность использования принятого ранее распределения. Дальнейшие исследования планируется проводить в области повышения точности размеров проката и жесткости прокатного оборудования.

*Приведены результаты анализа точности нанесения и измерения координатных сеток, применяемых при исследовании деформаций фасонных профилей.*

*The results of the analyses of the exact drawing and measuring of the co-ordinates while investigating the cut profiles deformations are set.*

#### **Библиографический список**

1. В.А. Шпаков, К.В. Базарова. Дослідження формозміни в закритому розрізному калібрі методом кінцевих деформацій /[http://almater.lnpu.edu.ua/elect\\_v/N4/07svamkd.pdf](http://almater.lnpu.edu.ua/elect_v/N4/07svamkd.pdf).
2. Румишский Л.З. Математическая обработка результатов эксперимента: Справочник, – М.: Наука, 1971. – 192с.:ил.
3. Лапач С.Н., Чубенко А.В., Бабич П.Н. Статистика в науке и бизнесе. - Киев: МОРИОН, 2002. – 640 с.

***Рекомендовано к печати к.т.н., проф. Ульяницким В.Н.***

*к.т.н., доц. Митичкина Н.Г.,  
магистр Бут А.Ю.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССА КОМБИНИРОВАННОЙ ВЫТЯЖКИ В ШТАМПАХ С ПОВОРОТНЫМИ ДИСКАМИ**

*Представлена схема та принцип роботи сконструйованого штампуну, наведені результати теоретичних та експериментальних досліджень технологічного процесу.*

Комбинированная вытяжка листового материала является одним из наиболее перспективных способов изготовления полых цилиндрических изделий относительно большой глубины, имеющих при этом высокую точность геометрических размеров и качество поверхности. Она позволяет за счёт совмещения больших степеней деформации по периметру и толщине заготовки существенно сократить число технологических операций и увеличить производительность процесса.

Однако условия деформации, характерные для комбинированной вытяжки, приводят к чрезмерному увеличению растягивающих напряжений, действующих в опасном сечении, что, в свою очередь, увеличивает вероятность обрыва дна. Этот факт вынуждает несколько ограничивать степень деформации по толщине заготовки по сравнению с достижимой её величиной при протяжке.

Одним из способов интенсификации процесса вытяжки является использование вытяжных штампов с поворотными дисками, снижающими силу трения между заготовкой и инструментом, что позволяет уменьшить растягивающие напряжения, а, следовательно, и нагрузку на опасное сечение, и, таким образом, даёт возможность увеличить степень деформации в пределах одного перехода [1 – 6].

Основной задачей данной работы является изучение возможности повышения степени деформации при комбинированной вытяжке за счёт применения в конструкции штампа поворотных дисков.

Исследования нового технологического процесса – комбинированной вытяжки в штампе с поворотными дисками – проводились по двум параллельным направлениям. Первое – это теоретическое исследование возможных вариантов процесса и факторов, влияющих на него; второе – экспериментальная проверка результатов теоретического исследования.

В качестве методов теоретического исследования были выбраны метод совместного решения уравнений равновесия с условием пластичности и метод баланса работ, что облегчает сравнение полученных результатов с результатами других исследований [7].

Как было отмечено [7], для изучения напряженно-деформированного состояния заготовки в процессе формоизменения решено было отдельно рассматривать три её характерных участка, с существенно различающимися схемами НДС и условиями деформирования. Они представлены на рисунке 1.

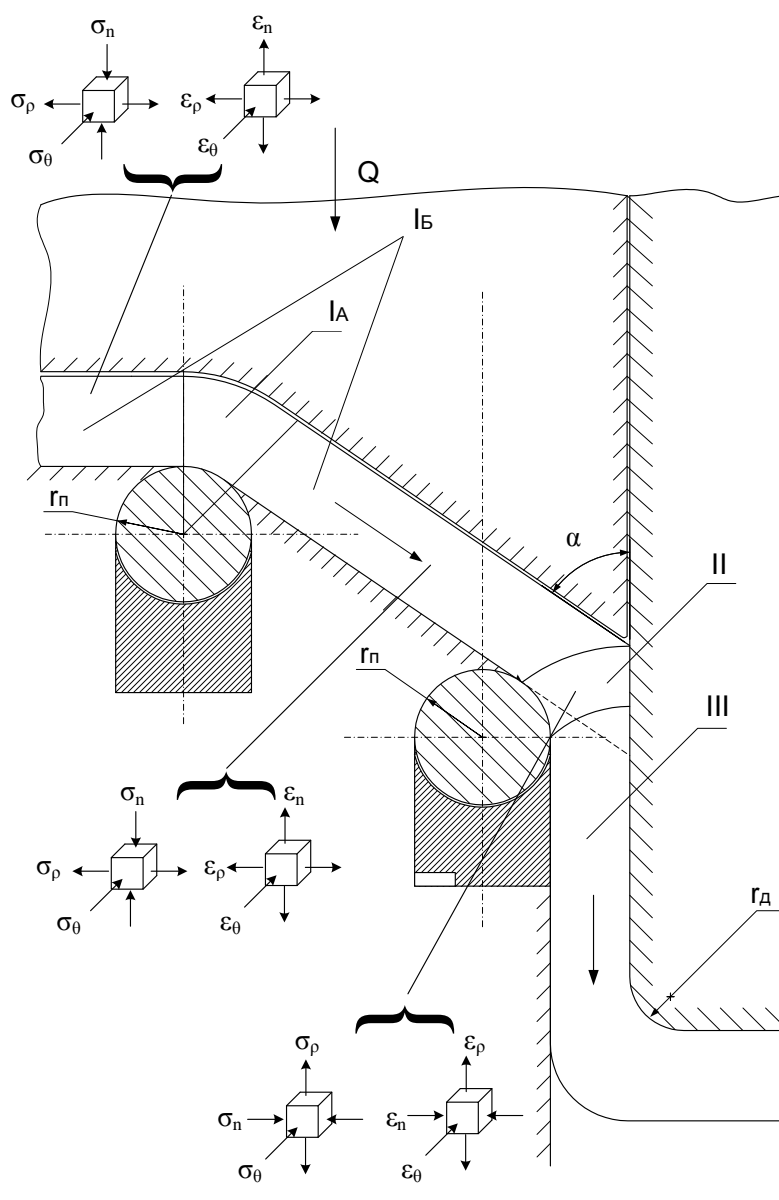


Рисунок 1 – Схема НДС участков заготовки в процессе вытяжки

На участке I, который соответствует условиям, имеющим место при обычной вытяжке с применением плоского кольцевого и тороидального складкодержателей, напряженное состояние может быть описано формулой:

$$\sigma_{\rho I} = \beta \sigma_s \left( \ln \frac{R_n}{\rho} + \frac{s_0}{4\beta R_\rho} + \frac{Q(\mu_M + \mu_\Pi)}{2\pi R_n s_0 \beta \sigma_s} \right), \quad (1)$$

где  $\mu_M$  – это усреднённое значение коэффициента трения на поверхности контакта заготовки с подвижной (перетяжным радиусом) и неподвижной частями матрицы;

$\mu_\Pi$  – коэффициент трения на поверхности контакта заготовки с прижимом;

$Q$  – усилие прижима;

$R_n$  – радиус по наружному контуру;

$R_\rho$  – радиус срединной поверхности заготовки;

$\rho$  – текущая координата;

$\sigma_s$  – предел текучести материала;

$\beta$  – коэффициент Лоде, учитывающий влияние среднего по величине главного нормального напряжения;

$s_0$  – исходная толщина заготовки.

Участок II представляет собой область с параметрами вытяжки в конической матрице с соответствующим ей по форме коническим складкодержателем. Напряженное состояние на этом участке можно определить по методу, описанному в работе [8], учитывая при этом особенности рассматриваемого процесса.

За основу принимается уравнение равновесия для конической оболочки постоянной толщины в виде:

$$\rho \frac{d\sigma_\rho}{d\rho} + \sigma_\rho - \sigma_\theta - \frac{\mu \sigma_\theta}{\operatorname{tg} \alpha} = 0, \quad (2)$$

где  $\sigma_\rho$  – радиальное растягивающее напряжение;

$\sigma_\theta$  – тангенциальное сжимающее напряжение;

$\mu$  – коэффициент трения;

$\alpha$  – угол наклона образующей матрицы к оси симметрии.

Решая его совместно с уравнением пластичности, учитывающим влияние среднего по величине главного нормального напряжения (в данном случае это  $\sigma_n$ ):

$$\sigma_\rho - \sigma_\theta = \beta \sigma_s; \quad (3)$$



получаем:

$$\rho \frac{d\sigma_\rho}{d\rho} + \beta\sigma_s(1 + \mu \cdot \operatorname{ctg}\alpha) - \sigma_\rho \mu \cdot \operatorname{ctg}\alpha = 0. \quad (4)$$

Определение максимального растягивающего напряжения в пределах II участка основывается на том, что при  $\rho = R_1$  (на границе I и II участков очага деформации) напряжение  $\sigma_\rho$  должно быть равно напряжению  $\sigma_\rho$ , определённого по формуле (1), после подстановки в неё значения  $\rho = R_1$ , увеличенному на величину прироста напряжения  $\Delta\sigma_\rho = \sigma_s s / 4R_\rho$ , идущего на изгиб заготовки. Кроме того, необходимо учесть составляющую от трения под прижимом  $\sigma_{тр} = \mu Q / \pi R_1 s$ .

Таким образом, путём интегрирования и дальнейших преобразований было получено уравнение для определения  $\sigma_\rho$  на II-м участке:

$$\begin{aligned} \sigma_{\rho II} = \beta\sigma_s \left\{ \left( 1 + \frac{\operatorname{tg}\alpha}{2} \right) \left[ 1 - \left( \frac{\rho}{R_1} \right)^{\frac{\mu}{\operatorname{tg}\alpha}} \right] + \left( \ln \frac{R_H}{R_1} + \frac{s_0}{2\beta R_\rho} + \frac{Q(\mu_M + \mu_{II})}{2\beta\sigma_s \pi R_H s_0} \right) \left( \frac{\rho}{R_1} \right)^{\frac{\mu}{\operatorname{tg}\alpha}} + \right. \\ \left. + \frac{\mu Q}{\beta\sigma_s \pi R_1 s_0} \right\} \end{aligned} \quad (5)$$

где  $R_1$  – координата верхней границы II – го участка.

III – м участком является зона принудительного утонения, где происходит оформление окончательных размеров поперечного сечения стенки готовой детали. При этом главным параметром в процессе деформации здесь является величина максимального растягивающего напряжения, действующего в стенках протянутой части заготовки. Она может быть определена по методу, описанному в работе [9], из следующих формул при подстановке в них соответствующего усреднённого значения коэффициента трения на поверхности контакта заготовки с матрицей  $\mu_M$ :

в начале второго этапа деформирования (при наличии фланца под прижимом):

$$\sigma_{Z_1} = 1,15\sigma_{sIII} \left\{ \left[ 1 + \frac{\mu_M}{\sin\alpha} \left( 1 - \frac{\sigma_{\rho II \max}}{1,15\sigma_{sIII}} \right) - \frac{\mu_{II} + \mu_M}{2\sin\alpha} \ln \frac{1}{m_{s_1}} \right] \times \ln \frac{1}{m_{s_1}} + \frac{\sigma_{\rho II \max}}{1,15\sigma_{sIII}} + \frac{\sin\alpha}{2} \right\}; \quad (6)$$

и в конце второго этапа (при  $\sigma_{pII} = 0$ ):

$$\sigma_{Z_K} = 1,15\sigma_{S_K} \left\{ \left[ 1 + \frac{2\mu_M - (\mu_{II} + \mu_M) \ln \frac{1}{m_{S_K}}}{2 \sin \alpha} \right] \times \ln \frac{1}{m_{S_K}} + \frac{\sin \alpha}{2} \right\}, \quad (7)$$

где  $\sigma_{pII \max}$  – максимальное растягивающее напряжение на II – м участке;

$\sigma_{sIII}$  – предел текучести материала с учётом упрочнения на III – м участке;

$m_{s1}$  – коэффициент утонения на первом переходе;

$m_{sK}$  – добавочный коэффициент утонения.

Упрочнение материала в процессе деформирования может быть учтено путём изменения напряжения текучести по степенной зависимости.

Во всех вышеуказанных формулах важное значение имеет усреднённый коэффициент трения на поверхности составной матрицы с перетяжными радиусами из поворотных дисков. Он определяется по формуле, предложенной Г.И. Майоровым. Суть этой формулы заключается в отыскании усреднённого коэффициента путём сопоставления различных коэффициентов трения и относительных длин дуг кольцевых элементов, на которых рассчитывается условно усреднённое значение данных коэффициентов. При этом усреднённый коэффициент трения на перетяжном радиусе матрицы определяется из соотношения:

$$\mu_1^A = \frac{\mu_{подв} l_{подв} + \mu_{неподв} l_{неподв}}{l_{подв} + l_{неподв}}, \quad (8)$$

где  $\mu_{подв}, \mu_{неподв}$  – коэффициенты трения соответственно между подвижной и неподвижной частями матрицы и заготовкой;

$l_{подв}, l_{неподв}$  – длины дуг соответственно подвижных и неподвижных элементов матрицы.

Высота деталей, получаемых таким способом, может быть рассчитана по формуле [9]:

$$H_1 = d_1 \left\{ \frac{0,25}{m_s} \left[ \frac{1}{m_d^2} - 1 - 2,28 \frac{r_c}{d_1} + 0,56 \left( \frac{r_c}{d_1} \right)^2 \right] + \frac{r_c}{d_1} \right\}, \quad (9)$$

где  $m_s$  – коэффициент утонения;

$m_d$  – коэффициент вытяжки;

$d_1$  – диаметр детали после первого перехода;

$r_c$  – радиус закругления у дна.

На основании результатов теоретических исследований была создана программа расчёта основных параметров процесса комбинированной вытяжки в штампе с поворотными дисками. Экспериментальная проверка результатов, полученных с её помощью, показала их высокую точность. В частности, погрешность при определении высоты получаемых деталей  $\Delta H$  не превысила 5,8 %.

С помощью данной программы были рассмотрены варианты процесса с параметрами, выходящими за пределы возможностей эксперимента. В таблице 1 представлена полученная таким образом зависимость основных параметров от угла конусности матрицы при комбинированной вытяжке в штампе с поворотными дисками.

Таблица 1 – Зависимость основных параметров процесса от угла конусности  $\alpha$  (расчёт произведен при следующих исходных данных: материал – алюминий АЗ,  $D_0 = 72$  мм,  $s_0 = 1$  мм,  $m_{d1} = 0,47$ ,  $m_{s1} = 0,75$ ,  $\sigma_{sIII} = 107,306$  МПа)

$\alpha, ^\circ$	10	15	20	25	30	35	40	45	50	52
$\sigma_{z1}$	109,238	110,986	114,019	117,510	121,040	124,521	127,767	130,733	133,402	134,371
$H_{\text{гран}}$	69,956	63,849	59,382	55,714	52,698	50,144	48,028	46,268	44,798	44,288
$m_{d1\text{гран}}$	0,455	0,457	0,459	0,460	0,461	0,462	0,463	0,464	0,465	0,465
$m_{s1\text{гран}}$	0,455	0,496	0,533	0,568	0,600	0,631	0,658	0,683	0,706	0,714

Из таблицы 1 видно, что при прочих равных условиях с увеличением угла конусности матрицы незначительно увеличивается граничный коэффициент вытяжки, но при этом существенно увеличивается граничный коэффициент утонения. Следовательно, при использовании оптимальных углов конусности матрицы, близких к  $15^\circ$ , появляется возможность достигать значительных степеней утонения заготовки и

получать детали большой относительной высоты даже при умеренном коэффициенте вытяжки.

На рисунке 2 представлен график, построенный по расчётным данным, который иллюстрирует зависимость граничного коэффициента утонения  $m_s$  от угла конусности  $\alpha$  для цельнометаллической матрицы (сплошная линия) и матрицы с поворотными дисками (пунктирная линия). Исходные данные аналогичны данным для таблицы 1.

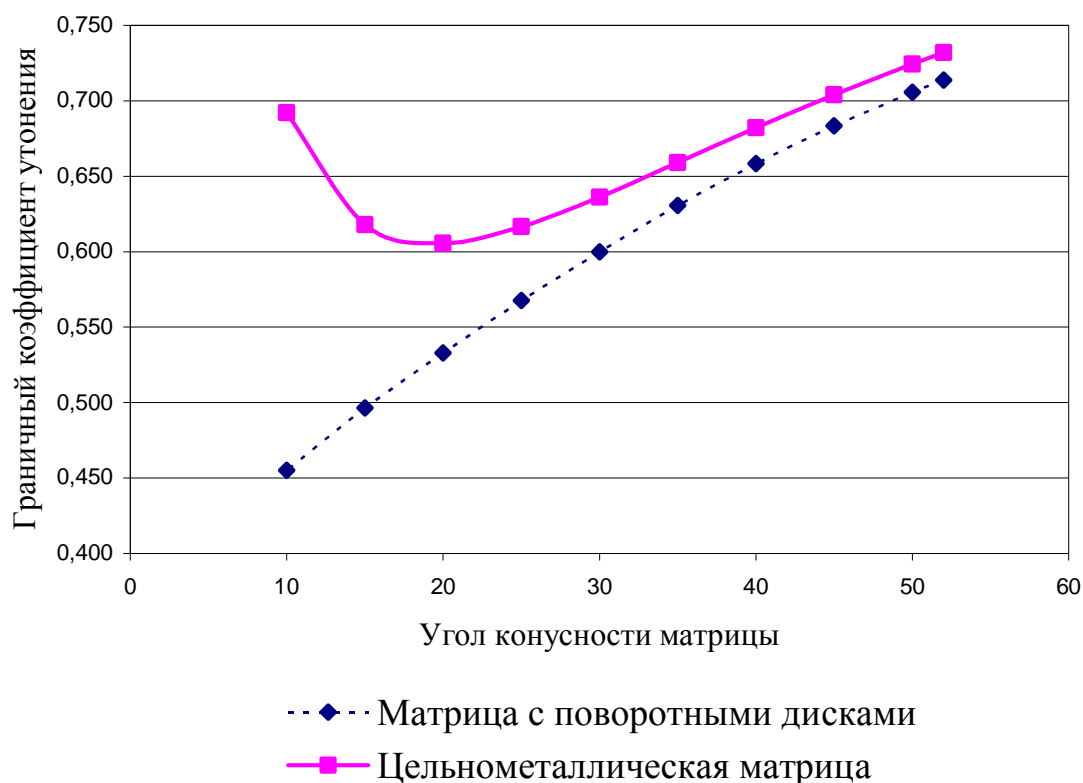


Рисунок 2 – График зависимости граничного коэффициента утонения от угла конусности матрицы

График показывает, что граничный коэффициент утонения при вытяжке в штампе с поворотными дисками значительно меньше того, что может быть достигнут при использовании классической цельнометаллической матрицы. Следовательно, и граничная степень деформации при использовании поворотных дисков будет большей.

В соответствии с предложенной принципиальной схемой [7] для проведения исследований был специально разработан и изготовлен экспериментальный штамп оригинальной конструкции, представленный на рисунке 3.

При проектировании штампа одним из основных критериев было удобство его использования в условиях имеющегося лабораторного

оборудования. В результате была получена коническая поверхность матрицы с минимально возможным при данных условиях углом конусности  $\alpha = 52^\circ$ , который существенно отличается от оптимальных углов  $\alpha = 10^\circ \div 30^\circ$ , рекомендуемых другими авторами [8, 9, 10, 11] для комбинированной вытяжки в зависимости от толщины листового материала и степеней деформации, но позволяет оценить точность теоретически возможной высоты получаемых деталей. Также для получения сравнительных данных была создана матрица с углом конусности  $\alpha = 78^\circ$ .

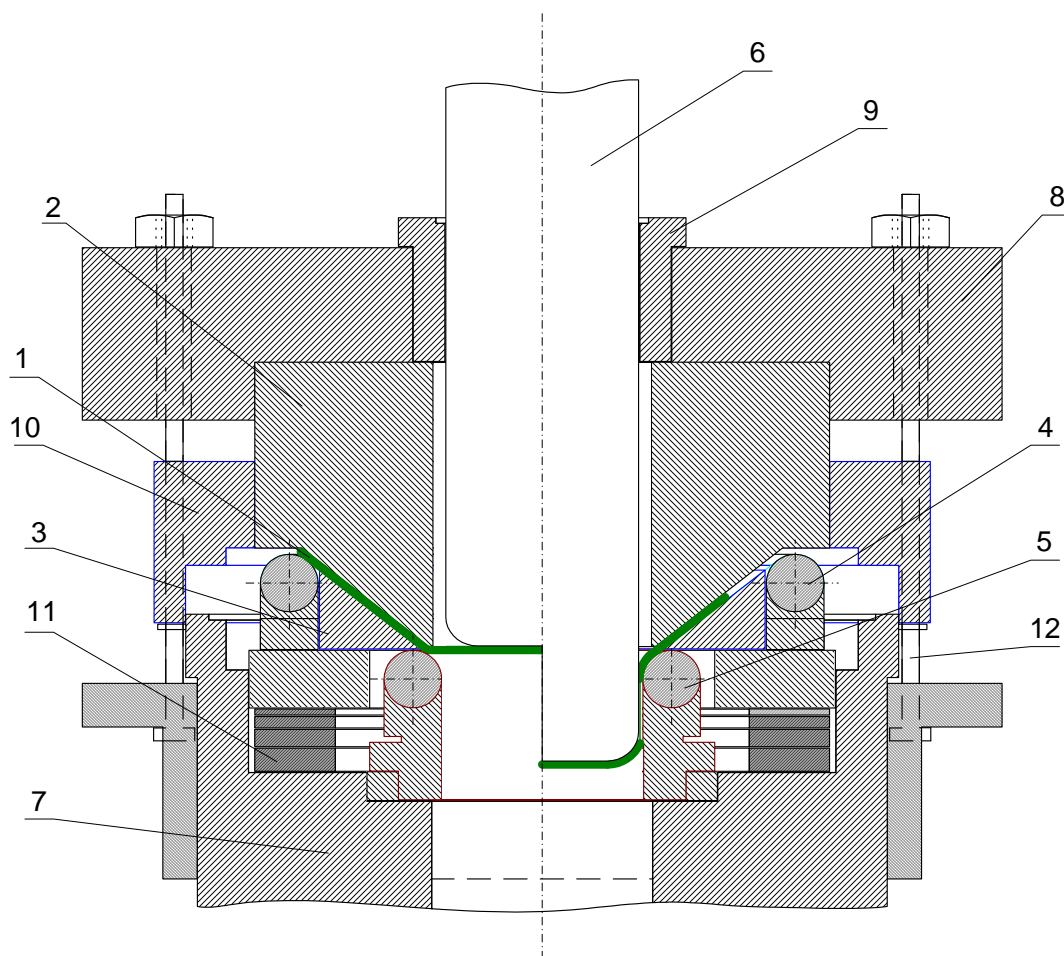


Рисунок 3 – Принципиальная схема экспериментального штампа

В сконструированном штампе плоская заготовка 1 деформируется в два этапа за один ход пресса. Сначала конический прижим 2 втягивает её в соответствующую коническую полость матрицы, сформированную коническим кольцом 3 и верхним 4 и нижним 5 рядами поворотных дисков, где заготовка приобретает промежуточную форму, соответствующую в сечении форме усечённого конуса. Затем на втором этапе деформирования пуансон 6 определённого диаметра, опускаясь, втягивает прижатую заготовку в рабочее отверстие матрицы, обрамлённое

внутренним рядом поворотных дисков, и происходит непосредственно сам процесс получения цилиндрической детали с определённой высотой  $H$ , диаметром  $d_1$  и толщиной стенки  $s_1$ .

Рабочие части штампа установлены на основании 7 и фиксируются в нужном положении при помощи верхней плиты 8 с направляющей втулкой 9, прижимного кольца 10, подкладных колец 11 и шпилек 12.

В ходе проведения экспериментальных исследований и обработки полученных данных использовались методы планирования эксперимента, наименьших квадратов, корреляционного и регрессионного анализа.

В результате проведенных экспериментов был выявлен ряд особенностей протекания нового технологического процесса и установлены взаимные зависимости основных его параметров.

Было установлено, что значительное влияние на ход процесса оказывает качество изготовления инструмента. Использование рядов поворотных дисков с величиной зазоров между диском и неповоротным элементом 0,7 мм и величиной относительного смещения диска на оси в пределах 1,2 мм даже при небольших значениях коэффициента утонения  $m_{s1} = 0,95 \div 0,9$  приводило к существенному ухудшению качества поверхности – появлению продольных полос и повышению фестонообразования. А при уменьшении коэффициента утонения до значений в пределах  $m_{s1} = 0,8 \div 0,75$  наблюдалось также затекание металла в зазоры между дисками, что приводило к возникновению дополнительных радиальных растягивающих напряжений и, как следствие, к отрыву дна, вероятность которого по мере уменьшения  $m_{s1}$  увеличивалась.

В то же время использование ряда дисков с зазорами между элементами не более 0,5 мм и незначительной величиной смещения диска на оси ( $\approx 0,6$  мм) позволяло производить вытяжку с коэффициентом утонения  $m_{s1} = 0,7$  практически без ущерба для качества поверхности детали. Процесс при этом протекал достаточно стабильно.

Установлено также, что определяющее влияние на параметры комбинированной вытяжки по данному методу оказывает усилие и точность приложения нагрузки конического складкодержателя. При недостаточном усилии начинается процесс складкообразования и заготовка теряет устойчивость, а при избыточном величина растягивающих напряжений превышает допустимую и происходит обрыв дна. Перекос конического складкодержателя даже в пределах 1 – 1,5 мм, при общей его ширине 100 мм также ведёт к немедленной потере устойчивости.

В ходе экспериментов выяснилось, что при комбинированной вытяжке по данному способу утонение получают не только стенки, но и дно детали. Данное свойство помогает снизить разнотолщинность готовых изделий и существенно расширяет потенциальные возможности использования комбинированной вытяжки.

Экспериментально установлена возможность использования для комбинированной вытяжки с коэффициентом до 0,5 конических матриц с меньшим диаметром входной кромки рабочего конуса:  $D_K = (0,77 \div 0,85)D_0$ , в отличие от обычно рекомендуемых параметров  $D_K = (0,9 \div 0,95)D_0$ .

Кроме того, в результате исследований установлено, что по новому методу может успешно проводиться вытяжка из алюминиевых заготовок с относительной толщиной  $S/D = 2,3 \div 2,5$  % и коэффициентом  $m_{д1} = 0,52$ . При этом, для проведения опытов использовалась та же экспериментальная матрица с углом конусности  $\alpha = 52^\circ$ .

Важным условием, необходимым для осуществления комбинированной вытяжки является способность металла упрочняться. Эксперименты подтвердили невозможность использования в качестве исходного материала свинца.

Также невозможным оказалось использование для комбинированной вытяжки в штампе с поворотными дисками стальных заготовок. Причина заключается в том, что при деформировании стали, обладающей достаточно высокой прочностью по сравнению с алюминием, давление на диски чрезмерно увеличивается и происходит их заклинивание в обоймах, вследствие чего перетяжной радиус матрицы приобретает свойства цельнометаллического и полезный эффект данного способа вытяжки полностью нивелируется.

К аналогичному результату – заклиниванию дисков – приводили и попытки вытягивать заготовки большой толщины – свыше 1,8 мм.

Таким образом, комбинированная вытяжка с использованием поворотных дисков эффективна лишь для достаточно мягких металлов и сплавов, таких как алюминий, медь латунь и других, и при небольшой толщине материала: для экспериментального штампа предельно допустимая толщина листовых заготовок составила 1,8 мм.

Большую роль при комбинированной вытяжке по предложенной схеме играет смазка. В качестве смазочных материалов желательно использовать синтетические или полусинтетические масла.

Таким образом, принципиальная особенность комбинированной вытяжки в штампе с поворотными дисками – уменьшение силы трения между заготовкой и инструментом – положительно влияет на параметры процесса. Она способствует уменьшению радиальных растягивающих напряжений в материале, что повышает запас прочности опасного сечения, а также даёт возможность достигать больших степеней деформации по толщине заготовки в пределах одного перехода.

В перспективе, после более детального изучения и уточнения всех зависимостей и выработки конкретных рекомендаций по практическому применению комбинированная вытяжка в штампе с поворотными дис-

ками может быть использована для изготовления из относительно пластичных материалов деталей с малой степенью разнотолщинности, например, с одинаковой толщиной стенки и дна, а также в тех случаях, когда наряду с малым коэффициентом вытяжки требуются значительные деформации утонения исходной заготовки за один переход и при этом не нужно высокое качество поверхности.

*Представлена схема и принцип работы сконструированного штампа, приведены результаты теоретических и экспериментальных исследований технологического процесса.*

*The scheme and the principle of operation of the designed punch is presented, the results of theoretical and experimental research of technological process are introduced.*

#### **Библиографический список**

1. Коробко Т.Б., Майоров Г.И., Петрушов С.Н. Анализ начальной стадии процесса глубокой вытяжки в штампе с подвижными дисками // Сб. науч. трудов. – Алчевск, вып. 16, 2002. – С.164 – 168.
2. Майоров Г.И., Коробко Т.Б., Майоров Д.Г. Исследование влияний условий трения на качество вытягиваемых изделий в матрице с поворотными дисками // Сб. науч. трудов. – Алчевск, вып. 17, 2003. – С.309 – 314.
3. Майоров Г.И., Коробко Т.Б. Учёт коэффициента трения при расчёте технологии вытяжки в матрицах с поворотными дисками // Сб. науч. трудов. – Алчевск, вып. 17, 2003. – С.315 – 319.
4. Математическая модель глубокой вытяжки в штампах с поворотными дисками из предварительно гофрированных заготовок / Г.И. Майоров, Т.Б. Коробко, Д.Г. Майоров, Н.Г. Митичкина // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском у металургії і машинобудуванні: Зб. наук. пр. – Краматорськ, 2004. – С. 251 – 256.
5. Оценка целесообразности штамповки осесимметричных деталей двойной кривизны в штампе с поворотными дисками / Г.И. Майоров, Т.Б. Коробко, Н.Г. Митичкина, Д.Г. Майоров // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні: Зб. наук. пр. – Луганськ: Видавництво СНУ ім. В. Даля. - 2004. – С. 166 – 172.
6. Коробко Т.Б. Совершенствование процессов вытяжки на основе штамповки в матрицах с многосекционными поворотными дисками. Диссертация на соискание учёной степени кандидат технических наук. Краматорск, 2007.



7. Майоров Г.И., Бут А.Ю. Совершенствование процессов комбинированной вытяжки с использованием штампов с поворотными дисками // Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета. Вып. 26 – Алчевск: ДонГТУ, 2008 – 371 с. С. 211 – 216.

8. Попов Е.А. Основы теории листовой штамповки. Учебное пособие для вузов. Изд. 2-е, перераб. и доп. М., «Машиностроение», 1977.

9. Валиев С.А. Комбинированная глубокая вытяжка листовых материалов. М., «Машиностроение», 1973, 176 с.

10. Ковка и штамповка: Справочник. В 4-х т./Ред. совет: Е.И. Семёнов (пред.) и др. – М.: Машиностроение, 1985 – Т. 4. Листовая штамповка/Под ред. Е.И. Семёнова. 1985. 544 с., ил.

11. Сергиенко О.В. Совершенствование процессов комбинированной вытяжки полых цилиндров из листовых заготовок на основе математического моделирования. Диссертация на соискание научной степени кандидата технических наук. Луганск, 2002.

**Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Луценко В.А.**

*ст. викладач Божанова О.С.,  
к.х.н., доц. Смирнова І.В.,  
д.т.н., проф. Петрушов С.М.,  
к.т.н., доц. Семірягін С.В.  
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

## **ОГЛЯД МЕТОДІВ ПЕРЕРОБКИ ВІДХОДІВ КОЛЬОРОВОЇ МЕТАЛУРГІЇ**

*Даний огляд присвячено деяким питанням, що стосуються методів переробки промислових відходів титаново–магнієвого виробництва з подальшим вилученням цінних компонентів. Проаналізовано застосування електролізу для переробки шламових відходів. Намічені перспективні області подальших досліджень.*

Комплексне використання сировини і відходів важливо тому, що воно зв'язано з рішенням проблеми створення безвідходних та екологічно чистих промислових технологій [1]. Тверді промислові відходи після подрібнення направляють на утилізацію, або на переробку. Нажаль, здебільшого шлами підлягають «похованню» в підземних могильниках, спеціальних полігонах і навіть на побутових звалищах [2]. Проблема використання шламів ускладнена також із-за нестабільності їх хімічного та гранулометричного складу і високої вологості, що при будь-якому способі утилізації визиває необхідність їх просушки [1]. Однак, з часом сховища підмиваються ґрунтовими водами і речовини, що є токсичними, потрапляють до підземних вод і розносяться на далекі відстані, заражуючи все навкруги [3].

До прогресивних методів переробки водних розчинів шламів, що дозволяють виділяти цінні компоненти, відносять електроліз, іонний обмін та реагентне осадження.

Реагентним осадженням при додаванні спеціальних речовин – реагентів, можна вилучити мідь, нікол та кадмій. Метали при цьому методі осаджуються у вигляді гідроксидів і для одержання їх у чистому вигляді необхідні додаткові операції [4]. Недоліками методу є використання дорогих реагентів, необхідність подальшої переробки чи утилізації продуктів реакції, труднощі зі збереженням реагентів, необхідність використання спеціальних ємкостей та їх обслуговування.

Методом іонного обміну можна виділяти нікол, хром, срібло та золото. Розчини, що містять іони цих металів, прокачуються через ка-

меру з іонітом. Під час самого процесу іонного обміну метал залишається на поверхні іоніту. Одним з недоліків методу є його невелика продуктивність, необхідність періодично регенерувати іоніт і висока вартість самих іонітів [5].

Електролітичний метод переробки шламів має перевагу перед наведеними вище: він дозволяє вилучати практично будь які компоненти з розчину чи розплаву; до того ж, цінні речовини виділяються в чистому вигляді і легко відокремлюються від електроду; також після проведення відповідних досліджень і визначення оптимальних умов електролізу можна досягти 90-відсоткового вилучення металів [6]. До речі, після електролізу продукти, що потребують утилізації утворюються в мінімальній кількості і можуть бути повторно використані [3].

Об'єктом наших досліджень є відпрацьований розплав сольового хлоратора з Запорізького титано–магнієвого комбінату. Саме тому, на наш погляд, застосування електролізу для переробки хлоридних відходів є найбільш ефективним.

Треба відмітити, що ідея вилучати метали (зокрема хром) з розчину суміші хлоридів належить ще Бунзену. Він у 1850 році опублікував результати своїх досліджень у цьому напрямку. Однак, методика добування хрому не була доведена до кінця. Складність полягала в тому, що відокремити вилучений хром від електроду було практично неможливо. Шар хрому утворювався неоднорідним через дендритний характер росту металу [6]. Вивчення цієї проблеми більш детально провів Едкок [7]. Він спробував вилучати хром не з розчину хлоридів, а з розчину хромової кислоти. Використовуючи в якості електроліту суміш, склад якої наведено у таблиці 1, він створив наступну установку: у ванну, заповнену електролітом на двадцять сантиметрів, занурювали шароподібний свинцевий анод ( вважалося, що свинець посилює окиснення аноду, запобігаючи його відновленню) та сталевий циліндричний катод. Обертання катоду з частотою 30 об/хв. запобігало утворенню дендритів, тому після електролізу накопичений хром легко відділявся від електроду.

Таблиця 1 – Склад електроліту в досліді Едкока

Речовина	NaCl	KCl	NaF
Вміст, %	50	30	20

Хром також можна одержати і електролізом розплаву . Так, Крупп отримав його з розплаву галоїдних сполук, використовуючи замість аноду «брудний» хром. Процес проходив за температури від 850°C до 1050°C [8].

З розплаву галоїдних сполук можна вилучити і титан. Інтерес у цьому відношенні представляє хлорид титану. Процес ведуть в електролізері у вигляді циліндричного кожуха з жаротривкої сталі. В середині нього циліндрична футерована кладка, що має хибне дно; ця кладка виготовлена з графіту і є анодом, а металевий катод знаходиться на осі циліндра. Електролізер герметизується і заповнюється аргоном. Процес протікає за температури 700°C. Основою електроліту є та сама суміш, склад якої наведений у таблиці 1 [9].

На катоді  $\text{TiCl}_4$  відновлюється до нижчих хлоридів, що дифундують в електроліт. Одночасно з цим на катоді  $\text{Ti}^{3+}$  відновлюється до  $\text{Ti}^{2+}$  та  $\text{Ti}^0$ . На аноді відбувається окиснення іонів хлору. Під час процесу густина струму на катоді складає 8 А/см<sup>2</sup> [10]. Недоліками технології є те, що катодний осад має дрібнокристалічну форму, і це ускладнює його використання. Для уникнення цього потрібні фундаментальні дослідження в області електрохімічної кінетики [11]. Тому, детально розібравшись у мікропроцесах можна запобігти небажаним явищам при електролізі та підвищити ефективність електрохімічних методів добування металів і переробки відходів, що містять цінні компоненти.

В багатьох розплавлених солях–галідах елементарний титан розчиняється з утворенням подвійних субгалідів і дигалідів титану. Це розчинення йде більш інтенсивно в присутності кисню. Так, розчинність титану в хлориді натрію в такому разі може досягати 6%. Однак розчинення титану в розплавлених солях гальмується катодною поляризацією. Особливістю процесу електролітичного отримання титану є мала швидкість розчинення в розплавах хлоридів сполук титану (IV), які мають ковалентний хімічний зв'язок [9].

Титан завдяки доброму поєднанню механічних і технологічних властивостей і високої корозійної стійкості знаходить широке застосування в самих різних галузях промисловості: авіакосмічної, хімічному і нафтовому машинобудуванні, чорній і кольоровій металургії, харчовій промисловості і в інших галузях. За об'ємом застосування титану кольорова металургія займає друге місце серед галузей промисловості. Найбільшого поширення використання титану набуло для виготовлення устаткування на підприємствах кобальто-нікелевої і титаново-магнієвої промисловості, а також у виробництві міді, цинку, свинцю, ртуті і інших металів.

Крім того, титан застосовується як елемент, що підвищує твердість алюмінієвих сплавів, і як модифікатор, що дозволяє отримувати дрібнозернисту структуру. Додатки титану підвищують якість чавуну і сталі. Окремо або з іншими елементами титан застосовується як розкислювач при виробництві багатьох низьколегованих і вуглецевих сталей.

Титан є безумовно цінним елементом, тому вивченню процесів, які протікають при вилученні титану та інших металів із шламових відходів кольорової металургії необхідно приділяти більш уваги, та направляти зусилля наукових досліджень в галузі використання металовмісних відходів виробництв як вторинної сировини для отримання з них цінних компонентів.

*Данный обзор посвящен некоторым вопросам, которые касаются методов переработки промышленных отходов титаново-магниевого производства с дальнейшим извлечением ценных компонентов. Проанализировано применение электролиза для переработки шламовых отходов. Намечены перспективные области дальнейших исследований.*

*This report touches some questions that deals with the methods of the industrial waste's processing in titanium – magnesium industries with the post – extraction of the rare – components.*

*The usage of electrolysis was analized for processing of the slag`s wastes. Some perspective fields of the new researches were pointed out.*

#### **Бібліографічний список**

1. Равич Б.М. Комплексное использование сырья и отходов / Б.М. Равич, В.П. Окладников, В.Н. Лыгач В.Н. и др. – М.: Химия, 1988. – 288с.
2. Сметанин В.И. Защита окружающей среды от отходов производства и потребления / В.И.Сметанин. – М., 2003. – 230с.
3. Пальгунов П.П. Утилизация промышленных отходов / П.П. Пальгунов, М.В. Сумароков. – М., 1990. –382с.
4. Очистка сточных и оборотных вод предприятий цветной металлургии. : сб. науч. работ. – Алма – Ата, 1978. –201с.
5. Никольский Б.П. Ионный обмен и ионометрия / Б.П. Никольский. – СПб.,1976. – 187с.
6. Каплан Г.Е. Электролиз в металлургии редких металлов / Г.Е. Каплан.– М., 1963.–167с.
7. Резниченко В.А. Металлургия титана. Исследование электроплавки титановых шлаков / В.А. Резниченко. – М., 1963. – 200с.
8. Салли А. Хром / А.Салли, Е. Бредз. – М., 1971. – 360с.
9. Лучинский Г.П. Химия титана / Г.П. Лучинский. – М., 1971.457с.
10. Денисов С.И. Электротермия титановых шлаков / С.И. Денисов. – М., 1970. –165с.
11. Виявлення закономірностей впливу хімічних та фізико-хімічних параметрів на кінетику багатостадійних електродних процесів : звіт про НДР (проміжний) / НДПКІ «Параметр» ДонДТУ; кер. Смирнова І.В. ; викон.: Попович З.П. [та ін.]. – Алчевськ, 2006. – 71с.

*Рекомендовано до друку д.т.н., проф. Луценко В.О.*

*ассистент Лупанов Д.В.,  
к.т.н., доц. Попов Г.Н.,  
к.т.н., доц. Куберский С.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина),  
начальник агломерационной фабрики ОАО АМК Тринеев Е.Т.  
(ОАО АМК, г. Алчевск, Украина)*

## **ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА АГЛОМЕРАЦИИ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ В ШИХТЕ РАЗЛИЧНЫХ ВИДОВ ФЛЮСОВ**

*Виконаний аналітичний огляд досліджень процесу агломерації з використанням у складі шихти різних видів флюсів, зроблені висновки про перспективи і напрями подальших досліджень.*

Современная чёрная металлургия нуждается в большом количестве высококачественного агломерата для доменных печей. Производительность агломерационных машин и качество агломерата зависят от ряда технологических факторов, одним из которых является состав агломерационной шихты и в частности флюсующих материалов.

С целью изучения вопроса о эффективности ввода в агломерационную шихту различных флюсующих материалов был проведён аналитический обзор различных исследований, в которых изучалось влияние указанных компонентов на показатели процесса агломерации и качество получаемого продукта.

Исследованию процесса агломерации железных руд и концентратов с использованием в качестве флюса обожженной извести посвящено значительное количество работ. Интенсифицирующее действие извести объясняется её высокой влагоемкостью и гидратационной способностью, при которой образуются тонкодисперсные частицы, способствующие улучшению окомкования и повышению газопроницаемости шихты. Положительным моментом ввода извести является выделение 17,7 МДж тепла на 1 кг СаО при её гашении, что повышает температуру шихты. Ввод извести сохраняет газопроницаемость шихты в зонах сушки и переувлажнения.

По данным работы [1], наибольший технологический эффект достигается при вводе в шихту 5,7 % извести, что позволяет заменить 50 % известняка, дальнейшее повышение количества вводимой извести ухудшает показатели аглопроцесса. В работе [2] исследователи доказы-

вают, что ввод извести крупностью 0,5-0 мм в количестве до 3,5% позволяет повысить производительность на 12 %, а скорость спекания на 23 %, а также на 10-11 % снизить расход топлива. Ввод извести в количестве до 140 кг/т агломерата основностью 2,0 позволяет повысить выход годного продукта на 1,2%, а оптимальным признан расход извести в количестве 70-80 кг/т агломерата [3]. В то же время в работе [4], признан максимальным расход извести в количестве 60 кг/т агломерата, что обусловлено повышением себестоимости агломерата из-за высокой ее стоимости.

В работах [5,6] отмечается положительная роль извести при спекании агломератов из шихты, содержащей труднокомкуемые оолитовые концентраты (лисаковский гравитационно-магнитный концентрат) в условиях Карагандинского металлургического комбината. Так при содержании в шихте 15 – 17 % оолитовых концентратов ввод извести в шихту в количестве 35 кг/т агломерата позволяет повысить удельную производительность агломашины с 0,6 т/м<sup>2</sup>·час до 0,85 т/м<sup>2</sup>·час.

Для увеличения эффективности процесса агломерации в работе [7] предлагается раздельная подача извести и возврата для устранения накатывания извести на частицы возврата. Так при содержании в шихте извести в количестве 4,5% скорость спекания возрастает на 30%, при этом ввод возврата не интенсифицирует аглопроцесс. Предложенная технология позволяет повысить производительность на 9 %.

Качество извести определяется её способностью к образованию мельчайших частиц гидратов, обладающих вяжущими свойствами и адсорбирующих на своей поверхности воду. По данным исследований [8,9], замена извести низкого качества на высококачественную позволяет экономить твёрдое топливо аглопроцесса в количестве 2-13 кг/т агломерата, способствует росту производительности установки на 10-15 %, и снизить выход фракции -5 мм на 0,2-0,3% при расходе извести 3% и на 1,1-1,2% при расходе извести 6%.

В работе [10] исследовалось влияние степени обжига извести на показатели процесса агломерации. Исследователи пришли к выводу об определяющем влиянии количества вносимой активной извести и незначительном влиянии степени обжига извести. Следует отметить неэффективность повышения температуры обжига извести, что влечёт увеличение времени гашения из-за увеличения размеров кристаллов и переоплавления поверхности обожженной извести.

Несмотря на эффективность применения извести в агломерационном процессе, в настоящее время ее доля в составе шихты находится в пределах 1-4 %, что обусловлено большими капитальными затратами на агрегаты для производства извести и её высокой себестоимостью. В работе [11] описывается способ повышения эффективности применения

известии за счёт накатывания-напыления её на гранулы шихты. При этом влага не проникает внутрь гранул, а поглощается поверхностным слоем известии. Описанная технология позволяет при накатывании известии в количестве 0,4 % от массы сырой шихты повысить скорость спекания на 14,7 %. Схожая технология описывается в работе [12], при которой производится накатывание смеси известии и топлива, что позволяет на 5 % повысить удельную производительность, а так же повысить выход фракции +5 мм на 6 %. В работе [13] проведены исследования использования известии путём её накатывания в процессе окомкования, что позволяет повысить эффективность применения известии в качестве интенсификатора процесса агломерации в 1,5 раза, а также позволяет повысить высоту спекаемого слоя до 500 мм.

Другим важным фактором влияющим на качество агломерата является содержание в нем магнезии.

По данным работ [14, 15], связь прочности агломерата с содержанием  $MgO$  в нем имеет экстремальный характер, идентичный для шихт с различным количеством железа, причем максимум прочности по мере уменьшения содержания железа в рудной части шихты сдвигается в сторону увеличения содержания  $MgO$ . Из этого следует, что при спекании руд с кислой пустой породой каждому содержанию железа в рудной части шихты соответствует определенное содержание  $MgO$  в агломерате, при котором его прочность максимальна. Объясняется это тем, что вместо обычного стекла образуется ситалл – двухкомпонентная композиция дендритов волластонита  $(Ca, Mg, Fe) SiO_4$  в стекле – такая композиция придает материалам высокую механическую прочность. Показателем прочности магниезиального агломерата из железорудных компонентов с кислой пустой породой при умеренной основности ( $CaO/SiO_2=1,0\div 1,3$ ) можно принять отношение  $SiO_2/MgO$  в нем. Независимо от содержания железа и кремнезема в рудной смеси в исследованных пределах наибольшая прочность агломератов имеет место при отношении  $SiO_2/MgO$  в узком интервале с максимумом около 7.

Ввод в аглошихту  $MgO$  снижает вертикальную скорость спекания, независимо от основности агломерата [16]. В то же время выход годного и удельная производительность зависят от основности агломерата и от количества работы разрушения, испытываемой спеком. Так выход годного «бункерного» агломерата при основности 0,7 и повышении содержания  $MgO$  в агломерате снижается с 75,5 % до 71,2 %, а при основности 1,9 повышается с 73,5 % до 75,5 %. Схожая тенденция наблюдается для «скипового» агломерата. Удельная производительность «бункерного» агломерата при основности 0,7 и повышении содержания  $MgO$  в агломерате снижается независимо от основности, но для «скипового» агломерата при повышении основности агломерата повышение



содержания MgO ведёт к незначительному увеличению удельной производительности.

В работе [17] исследовались свойства агломерата, спекаемого из шихты с различным содержанием MgO в условиях ММК (таблица 1). Уменьшение прочности, по мнению исследователей, связано с ростом в составе силикатных связей двухкальциевого силиката. Он вызывает термические напряжения, создаваемые превращениями  $\text{Ca}_2\text{SiO}_4$ . Тенденция увеличения температурного интервала размягчения агломератов обусловлена ростом в их составе двух высокотемпературных фаз: магномагнетита и двухкальциевого силиката.

Таблица 1 – Влияние MgO на свойства агломерата

№ агломерата	Содержание MgO, %	Выход фракции + 5 мм, %	Выход фракции – 0,5 мм, %	Температурный интервал размягчения, °C
1	1,5	58,9	5,3	100
2	1,7	59,1	4,4	110
3	1,9	58,0	7,3	115
4	2,1	58,1	6,5	97
5	2,3	56,2	6,0	150
6	3,0	56,6	5,3	120

Положительное влияние повышения содержания магнезии в агломерате на его прочность в условиях промышленного производства рассмотрено в работе [18]. Так повышение содержания MgO в шихте с 1,63 % до 1,9 % повлекло снижение количества мелких фракций на 2,2 % в пересчёте на 1 % MgO. В другой период исследований повышение содержания MgO в шихте с 1,3 % до 1,85 % повлекло снижение количества мелких фракций на 2 % в пересчёте на 1 % MgO. Помимо этого наблюдалось снижение содержания FeO в агломерате, что позволило снизить расход топлива на 1 кг/т агломерата.

По данным исследований [19, 20] добавка MgO повышает прочность агломерата. Так, количество фракции –5 мм в агломерате основностью 2,0 при добавке MgO в количестве 6 % от массы шихты уменьшилось на 7 %, а количество фракции +15 мм возросло на 12 %. Для агломератов основностью 0,9-1,3 добавка магнезии в количестве 2,8 – 3,7 % позволила увеличить выход фракции + 15 мм на 8%. Авторы работы объясняют это снижением количества стекловидной цементирующей связки и мелкозернистой структурой окускованного материала.

В работе [21] изучается различие влияния на минералогический состав агломерата магнезии, находящейся в составе железорудного концентрата и магнезии, вносимой в агломерационную шихту доломитом. Авторы работы делают вывод, что находящаяся в составе железорудного концентрата магнезия увеличивает вязкость расплава из-за нахождения её в связке с рудными минералами, являющимися твёрдыми включениями – готовыми центрами кристаллизации, а магнезия, вносимая доломитизированным известняком или доломитом, находится в агломерате преимущественно в виде силикатов и способствует снижению вязкости расплава.

На Алчевском металлургическом комбинате совместно с Донбасским государственным техническим университетом были проведены лабораторные и промышленные исследования по использованию мела (до 30 %) в агломерационной шихте вместо части известняка. Основанием для проведения этих опытов является стремительное уменьшение запасов известняков в Украине, значительно меньшая механическая прочность мела в сравнении с известняком и одинаковое содержание СаО в исходном, необожженном материале. Запасы мела (особенно в Донбассе) огромны, себестоимость в 1,5-2 раза ниже, чем у известняка.

Промышленные исследования показали целесообразность использования мела в агломерационном производстве. На Алчевском металлургическом комбинате на протяжении 8 месяцев успешно использовался мел в количестве 20-30 кг/т агломерата. При этом основным фактором, препятствующим полномасштабному использованию этой технологии, являются вопросы дробления мела до фракции 3-0 мм и его ввода в технологический поток на аглофабрике.

Учитывая несколько противоречивые результаты исследований влияния флюса на показатели агломерационного процесса, следует признать необходимым проведение дальнейших исследований, направленных на изучение его свойств и влияния на процесс агломерации, с учётом наличия в шихте иных компонентов, в первую очередь других флюсующих материалов.

### **Выводы:**

1. Ввод извести в агломерационную шихту позволяет повысить качество агломерата и интенсифицировать процесс агломерации, однако расход её более 5-7 % является неэффективным с экономической точки зрения из-за высокой себестоимости флюса.

2. Эффективность применения извести зависит от её качества и технологии ввода в агломерационную шихту.

3. Влияние магнезии на показатели процесса агломерации зависит от носителя магнезии в агломерационной шихте и вида нагрузки, испытываемой агломератом.

4. Влияние магнезии на показатели процесса агломерации нуждается в дальнейшем исследовании из-за противоречивости результатов ранее выполненных исследований.

5. Мел является эффективным заменителем известняка при решении проблемы его дробления до фракции 0-3 мм.

6. Признать целесообразным проведение дальнейших исследований влияния отдельных и комплексных флюсующих материалов на показатели процесса агломерации и качество готового продукта.

*Выполнен аналитический обзор исследований процесса агломерации с использованием в составе шихты различных видов флюсов, сделаны выводы о перспективах и направлениях дальнейших исследований.*

*The analytical review researches of sintering with the use in composition of sinter-feed a different form of flux is executed, conclusions about prospects and directions of further researches are done.*

#### **Библиографический список**

1. Берштейн Р.С. Повышение эффективности агломерации. / Р.С. Берштейн. – М.: Металлургия, 1979. – 144 с.

2. Коршиков Г.В. и др. Влияние извести на процесс спекания тонкоизмельчённых концентратов. / Г.В. Коршиков, Е.В. Невмержицкий, М. А. Хайков, В.Н. Пономарев. // Сталь. – 1974. – № 4. – С. 7-12.

3. Гурин П.И. и др. Эффективность применения извести при агломерации шихты высокой основности. / П.И. Гурин, Н.С. Хлапонин, А.М. Осипенко. // Сталь. – 1981. – № 9. – С. 9-12.

4. Минаков Н.С. и др. Исследование влияния различных способов ввода извести в шихту на показатели процесса агломерации. / Н.С. Минаков, В.И. Кретинин, В.П. Горбачев, Г.А. Арыков. // Сталь. – 1988. – № 9. – С. 5-8.

5. Мирко В.А. и др. Использование лисаковского концентрата в аглодоменном переделе в рациональных объёмах. / В.А. Мирко, Г.С. Викулов, Ю.А. Кабанов, А.М. Печеркин. // Сталь. – 2000. – № 6. – С. 12-16.

6. Бургов В.Н. и др. Совершенствование технологии агломерации мелкозернистых концентратов. / В.Н. Бургов, В.А. Мирко, В.К. Головкин, Ю.А. Кабанов. // Металлург. – 1985. – № 6. – С. 22-24.

7. Мирко В.А. и др. Повышение эффективности использования извести и возврата в агломерационной шихте. / В.А. Мирко, А.М. Ли, А.М.

Тычинин, Ю.А. Кабанов. // Бюллетень НТИ. Чёрная металлургия. – 1986. – № 22. – С. 36-38.

8. Гелюх Л.Л. и др. Экономическая эффективность использования извести высокого качества в агломерационном производстве. / Л.Л. Гелюх, А.Н. Ванжа, А.М. Осипенко, В.А. Манакина// Металлургическая и горнорудная промышленность. – 1990. – № 2. – С. 4-6.

9. Совершенствование агломерационного процесса. / Ф.Ф. Колесанов, Н.С. Хлапонин, В.Н. Кривошеев, В.И. Чикуров. – К.: Техника, 1983. – 110 с.

10. Савельев С.Г. и др. Применение в агломерационной шихте извести разной степени обжига. / С.Г. Савельев, Р.Д. Каменев, О.Г. Федоров, Н.М. Панчошный. // Известия вузов. Чёрная металлургия. – 1980. – № 3. – С. 24-26.

11. Петрушов С.Н. Формирование слоя шихты на агломашине: Курс лекций. / С.Н. Петрушов. – Алчевск: ДонГТУ, 2006. – 187 с.

12. Сабинин Ю. А. и др. Влияние различных интенсификаторов при спекании многокомпонентной шихты. / Ю.А. Сабинин, А. Г. Жунев, А. Л. Галатонов, Г. А. Соколов. // Сб. тр. института Уралмеханобр. – Свердловск: Уралмеханобр, 1981. – С. 41-48.

13. Коришков Г.В. и др. Пути повышения интенсивности агломерационного процесса и улучшения качества агломерата при спекании тонкоизмельчённых концентратов. / Г.В. Коришков, Е.В. Невмержицкий, М.А. Хайков, В.Н. Пономарев. // Сталь. – 1974. – № 8. – С. 675-682.

14. Крижевский А.З. и др. Влияние магнезии на прочность агломерата. / А.З. Крижевский, В.Н. Компаниец, А.А. Гринвальд, Г.М. Дроздов. // Сталь. – 1984. – № 6. – С. 8-10.

15. Крижевский А.З. К вопросу о влиянии окиси магния на прочность агломерата. / А.З. Крижевский, А.К. Иванов. // Металлург. – 1983. – № 9. – С. 15-16.

16. Коришков Г.В. и др. Влияние магнезии на показатели спекания шихты на базе железорудных материалов бассейна КМА. / Г.В. Коришков, М.А. Хайков, Е.В. Невмержицкий, С. Л. Зевин. // Сб. тр. института Уралмеханобр. – Свердловск: Уралмеханобр, 1984. – С. 19-26.

17. Малышева Т.Я. и др. Влияние оксида магния на фазовые превращения и металлургические свойства высокоосновного агломерата. / Т.Я. Малышева, Ю.С. Юсфин, М.Ф. Гибадулин, В.В. Коровушкин. // Сталь. – 2006. – № 10. – С. 4-6.

18. Лобачёв В.Т. и др. Производство магнезиального высокоосновного агломерата. / В.Т. Лобачёв, Л.М. Рудаков, А.И. Капуста, Г.С. Якименко. // Металлург. – 1987. – № 2. – С. 20-21.

19. Васильев Г.С. Влияние обжига и добавок MgO на прочность и минералогический состав агломерата. Известия вузов. Чёрная металлургия, 1968 г. № 4

20. Васильев Г.С. Влияние магнезии на минеральный состав и структуру спека. / Г.С. Васильев. // Известия вузов. Чёрная металлургия. – 1974. – № 4. – С. 25-30.

21. Быков М.С. и др. Влияние носителя магнезии на минеральный состав агломерата. / М.С. Быков, В.А. Долинский, А.А. Пермяков. // Известия вузов. Чёрная металлургия. – 1972. – № 10. – С. 44-47.

**Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Петрушовым С.Н.**

*аспирант Кузнецов Д.Ю.,  
аспирант Васильев Д.Б.,  
к.т.н., доц. Куберский С.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ПРОЦЕССОВ НАСЫЩЕНИЯ КРЕМНИЕМ АВТОЛИСТОВЫХ СТАЛЕЙ ПРИ ВНЕПЕЧНОЙ ОБРАБОТКЕ ИХ НА УСТАНОВКЕ КОВШ-ПЕЧЬ**

*Наведено аналіз термодинамічних та фізичних процесів, що протікають на установці ковш-піч і супроводжують перехід кремнію з шлаку до металу, а також умов їх виникнення та протікання; досліджено вплив застосування оксиду магнію у вигляді магнезитового порошку на вміст кремнію в маловуглецевій сталі при її ковшовій обробці в умовах ВАТ «Алчевський металургійний комбінат».*

В последнее десятилетие все большую долю в сортаменте производства современных металлургических предприятий занимают стали, изделия из которых получают путем глубокой вытяжки при холодной обработке давлением. Это, большей частью, низкоуглеродистые стали, обладающие высокой пластичностью и хорошей свариваемостью. Поскольку основным потребителем таких сталей является автомобилестроение, то они получили также название автолистовые стали.

Обеспечение высокой пластичности, позволяющей добиться глубокой вытяжки при холодной прокатке без образования дефектов (разрывов, трещин), является главной проблемой для технологов сталеплавильных цехов и, в то же время, главным требованием к качеству такого металла. В свою очередь, пластичность стали зависит от содержания таких примесей, как углерод, сера, цветные металлы, азот и кремний.

Как уже было установлено, причиной насыщения металла кремнием является его восстановление из кремнезема рафинировочного шлака во время внепечной обработки стали [1]. Целью данной работы является более полное рассмотрение термодинамических условий протекания физико-химических процессов с участием кремния, а также элементов и соединений присутствующих в сопровождающих сталеплавильный процесс фазах.

### *1 Источники кремния*

Для определения основных источников способствующих насыщению стали кремнием, необходимо проанализировать баланс поступления его в сталеразливочный ковш с материалами, содержащими кремний или его оксид, начиная с этапа, следующего за выпуском низкокремнистого полупродукта (около 0,001 % Si) из сталеплавильного агрегата (конвертера или двухвального агрегата).

Следует отметить, что на предприятиях целенаправленно исключают применение кремнийсодержащих материалов при производстве указанных марок стали, однако полностью избежать поступления в сталеразливочный ковш кремния и оксида кремния все же не удается.

В табл. 1 приведены данные о химическом составе и типовом расходе материалов во время предварительного раскисления на выпуске из агрегата и во время внепечной обработки стали. Напомним, что именно на установке ковш-печь (УКП) и происходит заметный прирост содержания кремния в стали – в среднем 0,015 % [2]. Показатели таблицы приведены на основе анализа данных паспортов внепечной обработки стали на УКП марок 1006 SAE 1008 SAE с содержанием кремния не более 0,025 и 0,030 % соответственно.

Таблица 1 – Поступление в стальковш материалов, содержащих кремний

Материал	Содержание Si, %	Содержание SiO <sub>2</sub> , %	Типовой расход, кг/пл	Время присадки или поступления в стальковш
1	2	3	4	5
Шлак из агрегата	–	15-17	–	На выпуске из агрегата
Твердая шлакообразующая смесь	–	до 10	2500-3000	На выпуске из агрегата
Алюминий чушковый	–	до 5	300-500	На выпуске из агрегата
			150-200 и более в зависимости от [O]	В начале ВОС
Марганец металлический	1,0	–	300	На выпуске из агрегата
			400	В середине и в конце ВОС

Продолжение таблицы 1

1	2	3	4	5
Алюмофлюс	–	до 10	500	В начале и в середине ВОС
Алюминиевые гранулы	–	до 5	100	В начале и в середине ВОС
Известь	–	около 2	2000-3000	В начале и в середине ВОС
Алюминиевая катанка	около 2	–	60	В начале ВОС
			80-120	В конце ВОС
Футеровка ковша (DALMOND)	–	1,5	500-600	Все время пребывания стали в ковше

Путем несложного анализа данных, представленных в таблице 1 можно сделать вывод о том, что основным источником кремния является его оксид, имеющийся в футеровке ковша, поступающий с конвертерным или печным шлаком и материалами, расходуемыми на наведение рафинировочного шлака. Этот оксид переходит в шлаковую фазу с образование комплексных оксидных соединений с участием  $\text{CaO}$ ,  $\text{Al}_2\text{O}_3$ ,  $\text{MgO}$ , термодинамическая характеристика которых приведена в работе [3]. Исключение составляют присадки марганца металлического и алюминиевой катанки в конце обработки на УКП для легирования стали. В этот период, когда металл и шлак уже полностью раскислены кремний переходит из указанных материалов непосредственно в металл, не имея возможности окислиться. Прирост содержания кремния только по этой причине составляет около 0,002 %.

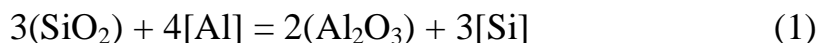
Таким образом, можно утверждать, что основным источником кремния в металле во время внепечной обработки малоуглеродистых и бескремнистых сталей является  $\text{SiO}_2$  рафинировочного шлака. Поэтому, определенный интерес представляет исследование механизма восстановления кремния в рассматриваемых условиях внепечной обработки стали.

## *2 Насыщение металла кремнием*

В основе процесса получения кремния из ( $\text{SiO}_2$ ) лежат реакции восстановления с участием восстановителей более сильных, чем сам кремний. В ранее проведенных работах [1, 3] уже была установлена возможность протекания в зоне работы электрической дуги УКП реакций алюмо- и карботермии кремнезема.



В первом случае восстановителем служит алюминий, попадающий в ковш при раскислении металла и шлака. Во всем интервале температур, характерных для У КП, образование  $\text{Al}_2\text{O}_3$  термодинамически предпочтительнее, поэтому при поступлении твердого алюминия в шлак или  $[\text{Al}]$  на границу раздела шлак-металл будет протекать реакция:



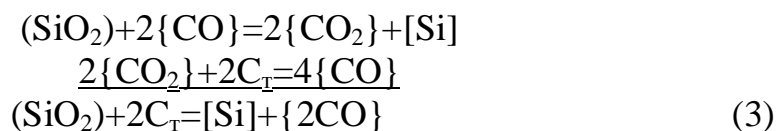
В целом, раскисление алюминием является одним из самых сложных вопросов производства стали для холоднокатаного листа. Это связано с тем, что, как уже было отмечено, один из самых применяемых раскислителей спокойной стали кремний ухудшает пластические свойства металла, вызывая образование дефектов при холодной обработке давлением. Поэтому предназначенную для производства тонкого листа сталь ряда марок раскисляют только алюминием, доводя его содержание в металле до 0,02-0,07 % [4]. При наличии в стали такого большого количества алюминия наблюдается ряд негативных явлений: кроме восстановления кремния из  $(\text{SiO}_2)$  образуется большое количество неметаллических включений  $(\text{Al}_2\text{O}_3)$ , которые также могут быть причиной дефектов в листе (расслоение и т. п.). Поэтому рациональное применение алюминия в качестве раскислителя для указанных марок стали также требует всестороннего изучения.

Возвращаясь к процессам восстановления кремния, следует отметить, что по иному рассматривать их термодинамику позволяют данные работы [5]. На графике температурных функций энергии Гиббса образования окислов при температуре около 2000 °С сближаются кривые  $\Delta G^0=f(T)$  для окислов  $\text{MnO}$  и  $\text{SiO}_2$  и, соответственно свойства этих окислов. Как результат, становится возможным восстановление кремния марганцем в зоне работы дуги по реакции:



что при обычных условиях на У КП, разумеется, невозможно. Соответственно, возможность протекания такого процесса также вызовет значительный прирост содержания  $[\text{Si}]$ .

И, наконец, третьим источником восстановления кремния из  $(\text{SiO}_2)$  служит реакция карботермии. При высокотемпературном восстановлении, характерном для дуги У КП, также вероятно протекание процесса в две стадии:



Источником углерода здесь служат графитовые электроды, которые также могут быть причиной нежелательного прироста содержания углерода в металле.

Таким образом, во время ВОС существует достаточно факторов, способствующих восстановлению кремния и переходу его в сталь. Удалить излишний кремний путем его окисления в конце внепечного рафинирования на УКП не представляется возможным из-за отсутствия свободного кислорода в металле и низкой окисленности шлака. Одним из основных путей решения данной проблемы может быть предотвращение восстановления кремния в металле в условиях внепечной обработки на УКП.

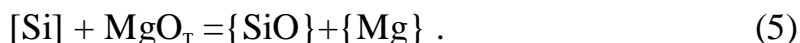
### *3 Предотвращение восстановления кремния*

Как средство борьбы с нежелательным приростом  $[\text{Si}]$  в результате восстановления его из кремнезема авторами был предложен и реализован способ, предусматривающий инициацию процесса силикотермии магния из магнезита путем ввода  $\text{MgO}$  в зону высоких температур работы дуги УКП. Возможность протекания такой реакции:



обосновывалась в предыдущих работах [1,3].

Однако, по данным работы [5] при температурах свыше  $2200^\circ\text{C}$  (когда  $\text{SiO}_2$  обладает большей прочностью, чем  $\text{MgO}$ ) восстановление магния из магнезита идет с получением газообразного монооксида кремния  $\{\text{SiO}\}$ , образование которого термодинамически более предпочтительно, чем образование  $(\text{SiO}_2)$ :



Получение газообразных веществ является в нашем случае положительным явлением, поскольку обеспечивает удаление продуктов из зоны реакции. После выхода из зоны реакции при температурах ниже  $1500^\circ\text{C}$  монооксид кремния самопроизвольно распадается на кремний и кремнезем:



Наличие в системе газообразного монооксида кремния может привести также к обратной реакции окисления алюминия в жидком виде и других металлов при их охлаждении окружающим железоуглеродистым расплавом и переходу кремния в металл, так как разделить продукты реакций восстановления в газообразном состоянии не представляется возможным. Однако при проведении опытных плавов подобного вторичного перехода кремния в сталь не наблюдалось, в то же время достигалось не только прекращение прироста содержания  $[\text{Si}]$ , но и его снижение. Предположительно, это связано с тем, что  $\{\text{SiO}\}$  выносятся из высокотемпературной зоны, и вновь образующийся кремний попадает в шлак, но не в металл.

Газообразный магний также будет стремиться к окислению, восстанавливая менее прочные окислы –  $\text{MnO}$ ,  $\text{FeO}$ , а также  $\text{Al}_2\text{O}_3$  при температурах до  $1600^\circ\text{C}$ . Возможен также вынос магния из зоны реакции в атмосферу У КП с последующим его окислением, о чем может свидетельствовать наличие характерных вспышек и белого налета на электродах и крышке У КП.

Таким образом, приведенный термодинамический и физический анализ процессов, сопровождающих переход кремния из шлака в металл, вновь подтверждает предположение о протекании высокотермического восстановления кремния из  $(\text{SiO}_2)$ , а также эффективность применения процесса силикотермии магния из магнезита для предотвращения прироста содержания кремния в стали.

Стремление автомобилестроителей использовать стальной прокат с повышенными пластическими и коррозионностойкими свойствами приводит ученых и технологов-металлургов к разработке и выпуску специальных сталей – типа IF без свободных атомов внедрения азота и углерода, а также с ультранизким содержанием серы и кремния. На сегодняшний день преимущества этого класса сталей оценили все основные производители стали в мире и начали конкурентную борьбу не только за увеличение объемов производства, но и за ее качество и снижение себестоимости. Именно поэтому непростая задача получения требуемого химического состава автолистовой стали (в том числе и по кремнию) становится в наши дни все более актуальной.

*Приведен анализ термодинамических и физических процессов, протекающих на установке ковш-печь и сопровождающих переход кремния из шлака в металл, а также условий их возникновения и протекания; исследовано влияние применения оксида магния в виде магнезитового порошка на содержание кремния в малоуглеродистой стали при ее ковшевой обработке в условиях ОАО «Алчевский металлургический комбинат».*

*The analysis of thermodynamics and physical properties of oxide connections of the LF-process slag system and terms of their education is resulted; influence of magnox as a component of slag on maintenance of silicon in low-carbon steel at its ladle treatment in the conditions of OJSC «Alchevsk iron and steel works» is investigated.*

### **Библиографический список**

1. Кузнецов Д.Ю. Исследование поведения кремния при производстве малоуглеродистой стали / Д.Ю. Кузнецов, С.В. Куберский, Д.Б. Васильев, Д.В. Переяслов, А.С. Сергухин, А.В. Пащенко // Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета. – Алчевск: ДонГТУ, 2007. – № 23. – С. 269 – 274.

2. Кузнецов Д.Ю. Совершенствование технологии производства малоуглеродистых марок стали / Д.Ю. Кузнецов, С.В. Куберский, Д.Б. Васильев, К.Є. Писмарев // Новости науки Приднепровья. – Днепропетровск: Дніпро - VAL, 2008. – № 1-2. – С.105-108.

3. Кузнецов Д.Ю. Исследование влияния термодинамических условий шлаковой системы установки ковш-печь на содержание кремния в малоуглеродистой стали / Д.Ю. Кузнецов, С.В. Куберский, Д.Б. Васильев // Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета. – Алчевск: ДонГТУ, 2007. – № 24. – С. 299 – 305.

4. Поволоцкий Д.Я. Основы технологии производства стали: Учебное пособие для вузов / 2-е изд., испр. и дополн. – Челябинск: Изд-во ЮУрГУ, 2004. – 202 с.

5. Филиппов С.И. Теория металлургических процессов. – М.: Металлургия, 1967. – 280 с.

**Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Петрушовым С.Н.**

*бакалавр Григорьев С.В.,  
инженер Русанова Н.В.,  
к.т.н. доц. Еришов В.М.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ПРИМЕНЕНИЕ ТЕРМОЭЛЕКТРИЧЕСКОГО МЕТОДА ДЛЯ СОРТИРОВКИ ПРОМЫШЛЕННЫХ СТАЛЕЙ**

*Приведені результати застосування методу термоЕДС для сортування по марках промислових сталей і сплавів. Запропоновані варіанти електродів для оптимального сортування металевих матеріалів.*

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

В практике работы заводских складов металлопродукции часто возникает проблема сортировки сталей по маркам. Существует несколько проверенных опытом приемов сортировки.

Самым простым методом определения марки стали является метод «искр», в котором специалист оценивает цвет и строение искр при шлифовании материала абразивным кругом, а наиболее сложным методом контроля сталей на складе является спектрографический способ, он применяется весьма ограниченно из-за необходимости высокой квалификации обслуживающего персонала.

В последние годы на заводах стали применять разнообразные физические методы сортировки (магнитные, токовихревые и т.д. ), среди которых выделяется термоэлектрический способ, обладающий простотой используемого оборудования и весьма надежными результатами.

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

Известно [1-4], что основой метода термоЭДС является эффект Зеебека, т.е. явление возникновения разности потенциалов между горячим и холодным электродами, прижатым к поверхности исследуемого металла. В зависимости от природы материала электродов и их температурного режима, значения термоЭДС могут изменяться в весьма широких пределах. Все химические элементы, используемые для изготовления электродов, образуют известный ряд металлов: Si. Sb. Fe. Mo. Cd. W. Au. Ag. Cu. Zn. Ta. Sn. Pt. Mg. Al. C. K. Ni. Co. Bi. Здесь каждый последующий в ряде металл отрицателен по отношению к предыдущему.

Исследуемый металл, составляющий вторую составляющую контура термоэлектрической пары, также содержит в своем составе ряд хи-

мических элементов различной термоЭДС, поэтому замер разности потенциалов между горячим и холодным электродами и легированной сталью, может дать интегральное значение ЭДС, характеризующее определенную марку стали или сплава [1,2].

Среди разнообразных комбинаций электродов, применяемых для сортировки сталей, наиболее часто используют чистые металлы из различных участков термоэлектрического ряда.

#### **Постановка задачи.**

Основной задачей настоящего исследования является поиск оптимальных материалов для электродов термоэлектрического контроля сталей с целью их сортировки по маркам.

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

Для проведения контроля термоЭДС разнообразных сталей использовали специализированный прибор «ТЭДИ-1» конструкции В.М. Ершова. Внешний вид прибора представлен на рисунке 1.

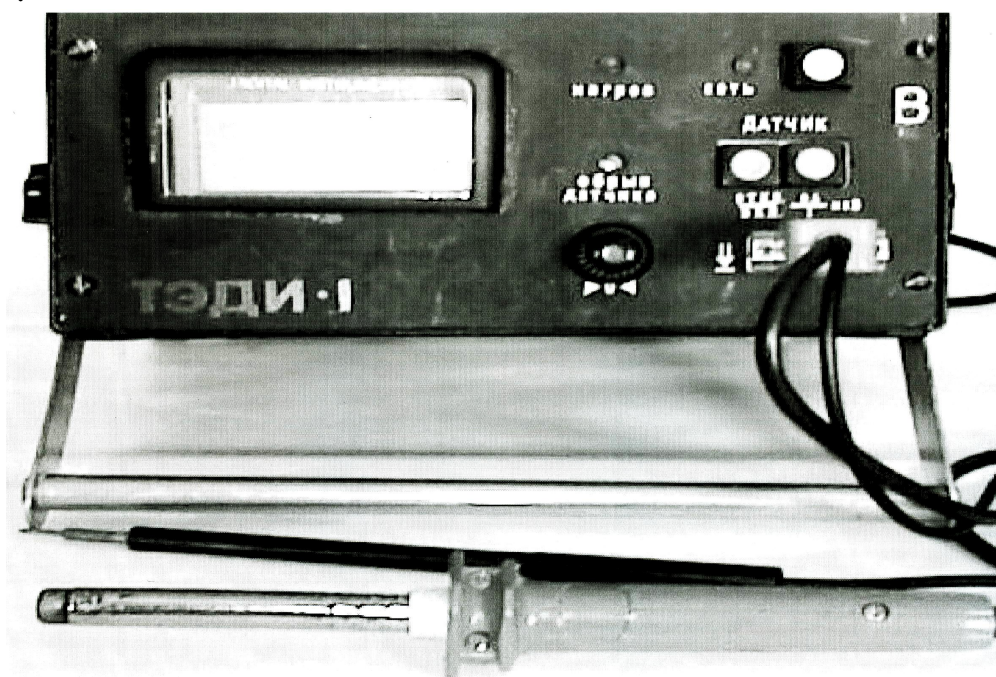


Рисунок 1 – Лицевая панель с цифровым табло и электроды прибора «ТЭДИ – 1»

Для контроля термоЭДС были выбраны электроды из различных участков термоэлектрического ряда: железо (менее 0.04% C) – самый левый элемент ряда; медь, как элемент, расположенный в середине ряда; вольфрам и латунь Л68 – металл и сплав, располагающиеся по соседству с медью и никель – самый правый элемент ряда.

Исследуемые материалы включали в себя углеродистые и легированные стали, химический состав которых соответствовал ГОСТам.

Таблица 1 - Значения термоЭДС ( $E_{100, \text{мВ}}$ ) для различных сталей при использовании электродов из железа, меди, вольфрама и никеля

Марка стали	ТермоЭДС для электродов из металлов				
	Железо	Медь	Вольфрам	Латунь	Никель
Сталь 20	+0.578	+0.420	+0.373	+0.244	- 0.498
Сталь 40	+0.499	+0.348	+0.317	+0.211	- 0.473
Сталь У8	+0.387	+0.204	+0.202	+0.119	- 0.505
Сталь У10	+0.339	+0.124	+0.160	+0.057	- 0.540
65Г	+0.377	+0.177	+0.172	+0.062	- 0.572
5ХНМ	+0.305	+0.087	+0.102	+0.038	- 0.554
ШХ15	+0.443	+0.270	+0.273	+0.176	- 0.507
ШХ15СГ	+0.274	+0.039	+0.072	- 0.008	- 0.600
9ХС	+0.076	- 0.285	- 0.200	- 0.280	- 0.707
60С2	- 0.006	- 0.347	- 0.247	- 0.339	- 0.803
30ХГСА	+0.154	- 0.090	- 0.043	- 0.118	- 0.635
Х12М	+0.526	+0.464	+0.440	+0.350	- 0.194
95Х18	+0.571	+0.596	+0.515	+0.439	- 0.097
40Х13	+0.502	+0.447	+0.397	+0.344	- 0.264
Х12Ф1	+0.581	+0.576	+0.471	+0.433	- 0.123
ХВГ	+0.393	+0.227	+0.205	+0.110	- 0.515
08Х17Т	+0.348	+0.242	+0.218	+0.154	- 0.282
14Х17Н2	+0.459	+0.418	+0.364	+0.301	- 0.241
15Х25Т	+0.207	+0.065	+0.056	+0.003	- 0.397
20Х2Н4А	+0.132	- 0.155	- 0.065	- 0.168	- 0.645
03Н18К9М5Т	+0.102	- 0.098	- 0.049	- 0.117	- 0.514
12Х18Н9Т	- 0.015	- 0.225	- 0.177	- 0.245	- 0.584
P9	+0.561	+0.451	+0.433	+0.356	- 0.195
P18	+0.347	+0.233	+0.196	+0.144	- 0.341
P6M5	+0.565	+0.547	+0.458	+0.370	- 0.186
РОМ2Ф3	+0.597	+0.622	+0.528	+0.454	- 0.158

Плоские образцы всех исследуемых сталей проходили стандартный отжиг и механическую шлифовку, Для каждой марки стали использовали 3 образца, вырезанных из различных участков прутка.

Измерительный прибор «ТЭДИ-1» работал при разности температуры между горячим и холодным электродами в  $100^{\circ}\text{C}$ , эта величина поддерживалась электронным блоком прибора в пределах  $\pm 0.5^{\circ}\text{C}$ .

На каждом образце сплава производилось по 5 замеров, а полученный результат усреднялся по всем 3 образцам. Суммарный разброс значений ЭДС не превышал 1-1.5% от средних величин.



Результаты измерения термоЭДС сталей, для случая использования различных электродов, приведены в таблице 1.

Здесь видно, что стали, содержащие в своем составе повышенное количество кремния (9ХС, 60С2, 30ХГСА) дают не только сильно различающиеся значения  $E_{100}$ , но и характеризуются отрицательным знаком. У углеродистых сталей хорошо прослеживается зависимость  $E_{100}$  от содержания углерода, что делает возможным их сортировку.

Сложнее обстоят дела у хромистых сталей, где для всех электродов значения  $E_{100, мВ}$  положительны и часто имеют малую разницу в значениях ЭДС. Только никель, использованный в качестве электрода, дал отрицательные значения  $E_{100, мВ}$  для всех исследованных сталей. Это объясняется крайним левым положением элемента в термоэлектрическом ряду.

Хорошо различаются по термоЭДС шарикоподшипниковые стали ШХ15 и ШХ15СГ, что несомненно связано с повышенным количеством кремния в стали ШХ15СГ, влияние которого примерно в 5 раз превосходит действие углерода (по Лухвичу А.А. и Ширандо В.И. [4,5]).

Если сравнивать зависимость показаний  $E_{100, мВ}$  для различных электродов по отношению, например, к железу, для всех анализируемых сталей, то получается линейная функция, представленная на рисунке 2.

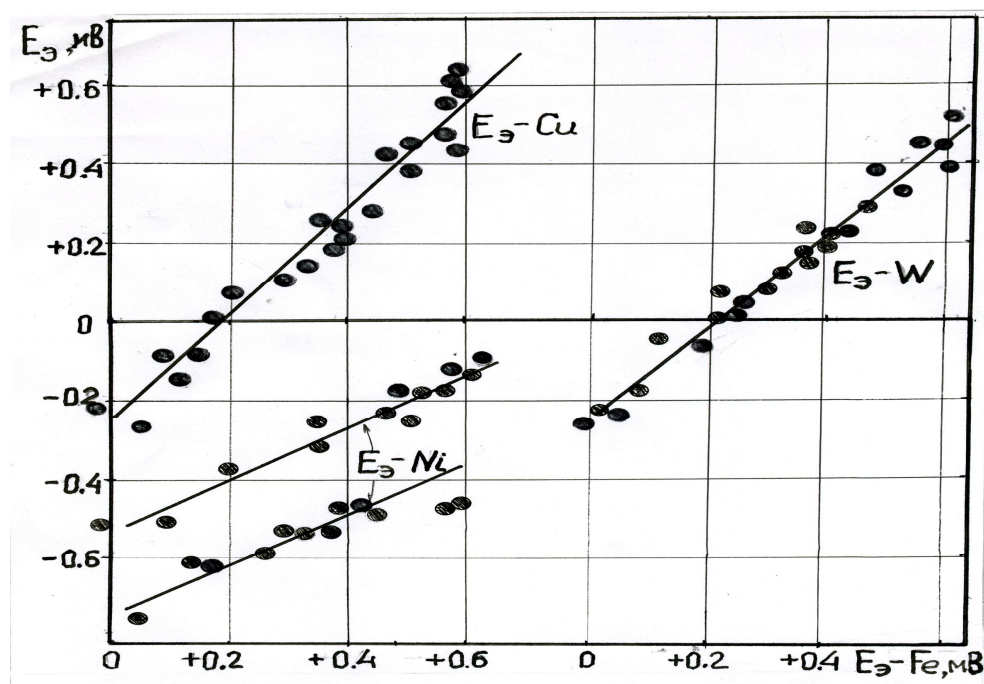


Рисунок 2 – Зависимость значений термоЭДС сталей ( $E_э$ ) для различных электродов, по отношению к термоЭДС железного электрода ( $E_{Fe}$ )



Если для электродов из меди и вольфрама проявилась одинарная линия зависимости, то для никеля она оказалась двойной. Эти линии взаимно параллельны и смещены одна относительно другой на постоянную величину  $E_{Ni} \setminus E_{Fe}$ . Причина этого явления пока не ясна.

Сопоставляя между собой значения термоЭДС для сталей (см. табл.1), можно видеть, что у некоторых сталей различной легированности значения ЭДС весьма близки. Значит, такие стали сортировать нельзя (Р6М5 – Р9). Представляет интерес, в связи с этим, определение разницы в значениях термоЭДС сталей с близкими значениями фиксируемого параметра для различных электродов (таблица 2).

Таблица 2 – Различие в значениях  $E_{100}$  (по модулю) пар сталей, подлежащих сортировке

Пара марок сталей, у которых сравнивается значение термоЭДС	Значения ▲ $E_{100}$ по модулю для сталей при использовании различных электродов				
	Железо	Медь	Вольфрам	Латунь	Никель
40Х13 – Х12М	0.024	0.014	0.043	0.006	0.070
Р6М5 – Р9	0.004	0.086	0.025	0.014	0.009
12Х18Н9Т-03Н18К9М5Т	0.117	0.127	0.128	0.128	0.067
Р18 – 08Х17Т	0.001	0.009	0.022	0.010	0.059
95Х18 – 08Х17Т	0.223	0.354	0.297	0.285	0.185
У8 – 65Г	0.010	0.027	0.030	0.057	0.067
60С2 – 9ХС	0.082	0.062	0.047	0.059	0.027
Х12М – 95Х18	0.045	0.145	0.076	0.089	0.097
08Х17Т – 15Х25Т	0.141	0.177	0.162	0.151	0.115
30ХГС – 60С2	0.160	0.257	0.204	0.221	0.158
Р6М5 – РОМ2Ф3	0.032	0.076	0.070	0.084	0.028
ШХ15 – ШХ15СГ	0.269	0.231	0.201	0.184	0.093

Из таблицы 2 следует, что малые значения разницы в ЭДС для одного электрода сохраняются и для других. Так, разница в термоЭДС менее 0.025 -0.030 мВ практически лишает метод в проведении сортировки по маркам.

Таким образом, термоэлектрический метод позволяет производить сортировку сталей по маркам, за исключением тех случаев, когда значения термоЭДС у пары сталей оказываются весьма близким. Для проведения сортировки крайне необходимы эталонные образцы с известным химическим составом.

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

Показана возможность сортировки сталей по маркам с помощью термоэлектрического метода. Указаны ограничения применимости метода. Лучшими электродами для сортировки следует признать медь и вольфрам.

Задачей дальнейших исследований является анализ аномального поведения никелевого электрода для ряда сталей.

*Приведены результаты применения метода термоЭДС для сортировки по маркам промышленных сталей и сплавов. Предложены варианты электродов для оптимальной сортировки металлических материалов.*

*The results of application of method of thermoEDS are resulted for sorting on the brands of industrial staley and alloys. The variants of electrodes for the optimum sorting of metallic materials are offered.*

### **Библиографический список**

1. Белокур И.П., Коваленко В.А. Дефектоскопии материалов и изделий. – К.: Тэхника. 1989г, с. 192.
2. Денель А.К. Дефектоскопия металлов. – М.: Металлургия. 1972 г., с.304.
3. Денель А.К. Термоэлектрическая дефектоскопия. «Машиностроитель», 1968, №12. С 26.
4. Каролик А.С., Лухвич А.А. К вопросу об оценке изменения термоЭДС при термоэлектрическом контроле химического состава. Дефектоскопия. 1990, № 10, с. 47.
5. Лухвич А.А., Ширандо В.И. ТермоЭДС сплавов железа с кремнием, углеродом и марганцем при температурах 20 – 350 град Ц. «Физика металлов и металловедение» 1986, том 61, выпуск 3, с. 519.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Луценко В.А.*

*инженер Мисюра А.А.,  
к.т.н., доц. Ершов В.М.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **АУСТЕНИТИЗАЦИЯ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ БЫСТРОРЕЖУЩЕЙ СТАЛИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ**

*Приведені результати дослідження фазового складу поверхневого шару швидкорізальної сталі Р6М5 після термічної обробки і шліфувки. Показана роль режиму шліфування на кількість залишкового аустеніту в шарі.*

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

Известно [1], что операция шлифования термически упрочненных инструментальных сталей сопровождается локальным разогревом металла, что часто вызывает аустенитизацию структуры и, соответственно, при охлаждении приводит к образованию повышенного количества остаточного аустенита. Этот аустенит вызывает снижение эксплуатационных свойств поверхностного слоя режущего инструмента, т.к. именно этот слой в первую очередь в процессе резания подвергается воздействию со стороны обрабатываемой детали и сходящей стружки.

Износ рабочих поверхностей режущих инструментов начинается с измененного поверхностного слоя и только затем захватывает зону основного металла. Поэтому изучение структурных изменений, происходящих в поверхностном слое при шлифовании инструментальных сталей, в частности быстрорежущих сталей, приобрело большое значение. Решение этих вопросов тем более важно, что применение новых марок быстрорежущих сталей повышенной производительности сталкивается со значительными затруднениями при шлифовании этих сталей без прижогов, т.е. участков с измененной структурой.

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

В работах Н.Л.Ослона и С.М.Рапопорт [2,3], посвященных анализу структурных изменений в поверхностном слое быстрорежущей стали Р18 при шлифовании, было показано, что вторичный остаточный аустенит образуется при любых режимах шлифования в закаленном состоянии стали, а в отожженном – его нет, или он появляется только при чрезвычайно жестких режимах обработки. Используя металлографический и рентгеновский анализ, авторы установили зависимость количе-

ства вторичного аустенита от химического состава быстрорежущей стали, условий шлифования и, безусловно, от исходной структуры металла перед обработкой. Они отметили и заметную неоднородность в распределении участков остаточного аустенита в поверхностном слое шлифованной стали.

Полученные вышеназванными авторами результаты, позволили им высказать предположение о возможности бездиффузионного механизма образования аустенита в условиях чрезвычайно высоких скоростей нагрева металла при шлифовании ( $10^4 - 10^5$  град/с). Эта гипотеза еще требует весомых доказательств, т.к. со времени работ Н.Л.Ослона и С.М.Рапопорт в литературе не появилось новых экспериментальных данных в пользу высказанного ими предположения.

#### **Постановка задачи.**

Задачей настоящей работы является комплексное металлографическое и рентгеновское исследование зависимости фазового состава поверхностного слоя быстрорежущей стали Р6М5 от режимов термической обработки и шлифования

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

Исследование проводили на торцевой поверхности цилиндрических образцов диаметром 25 мм и высотой 15 мм из промышленной стали Р6М5, химический состав которой соответствовал ГОСТ 19265-73. После нарезки образцов, производили их термическую обработку, которая заключалась в закалке из соляной ванны с температуры  $1220^{\circ}\text{C}$  (одна партия образцов) и с  $1240^{\circ}\text{C}$  (другая партия образцов). Закаленные образцы подвергали отпуску по двум схемам: по первой – отпуск при  $300^{\circ}\text{C}$ , а затем двукратный по часу при  $520^{\circ}\text{C}$ ; по второй – отпуск при  $350^{\circ}\text{C}$ , а затем двукратный по часу при  $550^{\circ}\text{C}$ .

Термообработанные образцы зачищали и подвергали шлифовке на плоскошлифовальном станке модели 3Д710В-1 кругом 25А25СМ1К со скоростью 24.4 и 35 м/с. Глубина шлифования всех образцов по лимбу составляла 6 вариантов: 0.01; 0.03; 0.05; 0.08; 0.12 и 0.16 мм за один проход.

Шлифованные образцы проходили рентгеновский анализ фазового состава на дифрактометре ДРОН-1.5 в железном фильтрованном излучении. При этом определяли количество остаточного аустенита по гомологической паре дифракционных линий (110)(011) мартенсита (111) аустенита, используя известную методику [4]. Кроме того, измеряли ширину дифракционных линий мартенситной и аустенитной фаз по общепринятой методике [5]. Типичные дифрактограммы аналитических линий исходного состояния образцов до и после шлифования приведены на рисунке 1.

Металлографический анализ структуры шлифованного слоя проводили с использованием оптического микроскопа МИМ-8м и электронного микроскопа ЭММА-2 (УЭМВ-100К).

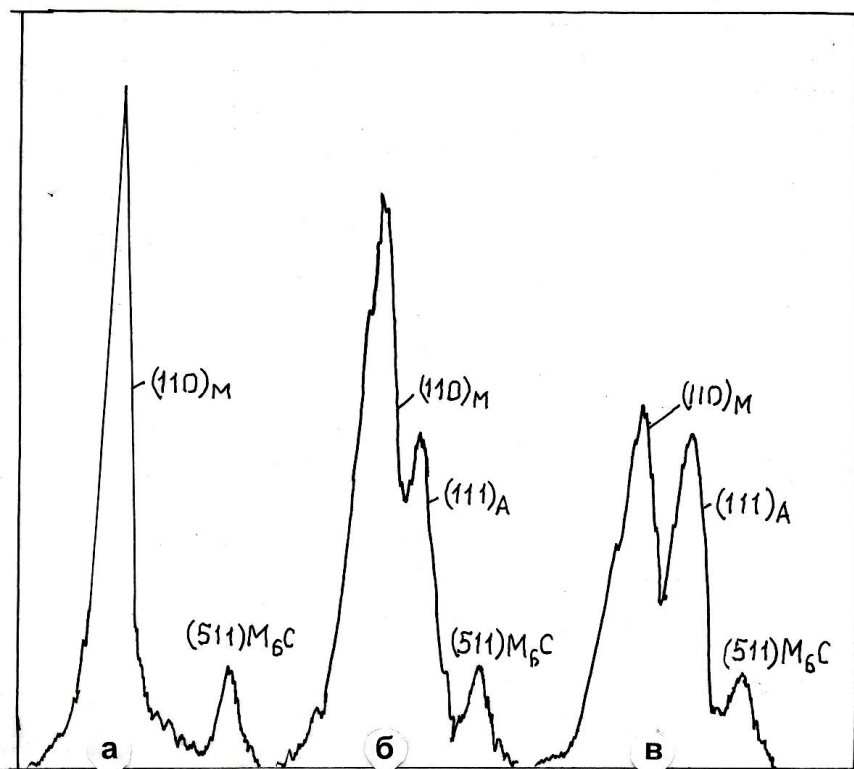


Рисунок 1 – Типичные дифрактограммы аналитических линий мартенситной (М) и аустенитной (А) фаз исходного состояния стали до шлифовки (а), умеренного количества (б) и большого количества (в) остаточного аустенита в шлифованном слое стали Р6М5

Для изучения структуры шлифованного слоя образцов изготавливали «косые» шлифы, т.е. шлифы, наклоненные под углом  $1-2^{\circ}$  к исследуемой поверхности образцов, что давало возможность «растянуть» структуру приповерхностного слоя и, тем самым, создать условия для детального анализа его структуры.

В таблице 1 приведены данные рентгеновского анализа фазового состава шлифованного слоя образцов, которые прошли различную термическую обработку и были прошлифованы по вышеназванным режимам. Здесь видно, что при всех разновидностях режимов обработок стали, в структуре фиксируется определенное количество остаточного аустенита, т.е. независимо от режима подачи, поверхностный слой стали разогревается до температур выше критических и это вызывает его аустенитизацию.

Таблица 1 - Количество остаточного аустенита в поверхностном слое шлифованных образцов стали Р6М5 ( $A \pm 3\%$ )

Режим термической обработки стали	Скорость круга 24.4 м/с					
	Глубина шлифования, мм					
	0.01	0.03	0.05	0.08	0.12	0.16
Закалка от 1220 <sup>0</sup> С без отпуска	18	18	28	33	35	40
Закалка от 1220 <sup>0</sup> С, отпуск 300 <sup>0</sup> С, отпуск 520 <sup>0</sup> С, 2крат.	18	26	25	29	26	34
Закалка от 1220 <sup>0</sup> С, отпуск 350 <sup>0</sup> С, отпуск 550 <sup>0</sup> С, 2крат.	8	14	15	13	16	21
Закалка от 1240 <sup>0</sup> С без отпуска	10	15	21	24	35	42
Закалка от 1240 <sup>0</sup> С, отпуск 300 <sup>0</sup> С, отпуск 520 <sup>0</sup> С, 2крат.	27	28	25	32	29	37
Закалка от 1240 <sup>0</sup> С, отпуск 350 <sup>0</sup> С, отпуск 550 <sup>0</sup> С, 2крат.	12	10	15	22	23	25
Режим термической обработки стали	Скорость круга 35 м/с					
	Глубина шлифования, мм					
	0.01	0.03	0.05	0.08	0.12	0.16
Закалка от 1220 <sup>0</sup> С без отпуска	17	20	18	26	35	32
Закалка от 1220 <sup>0</sup> С, отпуск 300 <sup>0</sup> С, отпуск 520 <sup>0</sup> С, 2крат.	19	24	21	22	30	34
Закалка от 1220 <sup>0</sup> С, отпуск 350 <sup>0</sup> С, отпуск 550 <sup>0</sup> С, 2крат.	10	9	9	13	17	15
Закалка от 1240 <sup>0</sup> С без отпуска	37	42	38	30	25	28
Закалка от 1240 <sup>0</sup> С, отпуск 300 <sup>0</sup> С, отпуск 520 <sup>0</sup> С, 2крат.	26	27	26	29	30	33
Закалка от 1240 <sup>0</sup> С, отпуск 350 <sup>0</sup> С, отпуск 550 <sup>0</sup> С, 2крат	11	15	12	10	16	23

Поэтому есть основание признать, что не толщина снимаемого при шлифовании слоя определяет тепловую нагрузку на поверхностный слой, а сам процесс трения задней поверхности абразивных зерен об обрабатываемую поверхность является источником ее разогрева. О возможности явления аустенитизации при активном сухом трении металлических поверхностей мы показали в нашей ранней работе [6].

Из данных таблицы 1 также следует, что наибольшее количество вторичного аустенита обнаруживается в шлифованных образцах исходного закаленного состояния стали, т.е. без отпуска, когда мартенсит наиболее насыщен легирующими элементами. При отпуске закаленных образцов часть легирующих элементов переходит в карбиды, мартенсит становится менее легированным, а, следовательно, менее устойчивым будет и вторичный аустенит, образующийся при скоростном нагреве процесса шлифования.

Повышение температуры закалки образцов от 1220 до 1240<sup>0</sup>С увеличивает содержание легирующих элементов в твердом растворе и тем самым приводит к росту количества остаточного аустенита в шлифованном слое. Пониженные температуры отпуска на 50<sup>0</sup>С относительно рекомендуемых (350 + 550<sup>0</sup>С, 2-кратный) также приводят к повышению количества вторичного аустенита.

Увеличение скорости вращения шлифовального круга практически не сказывается на изменении фазового состава шлифованного слоя. Только у исходнозакаленных образцов, подвергнутых шлифованию, обнаружилась пока необъяснимая тенденция к снижению количества аустенита с увеличением скорости шлифовального круга (табл. 1).

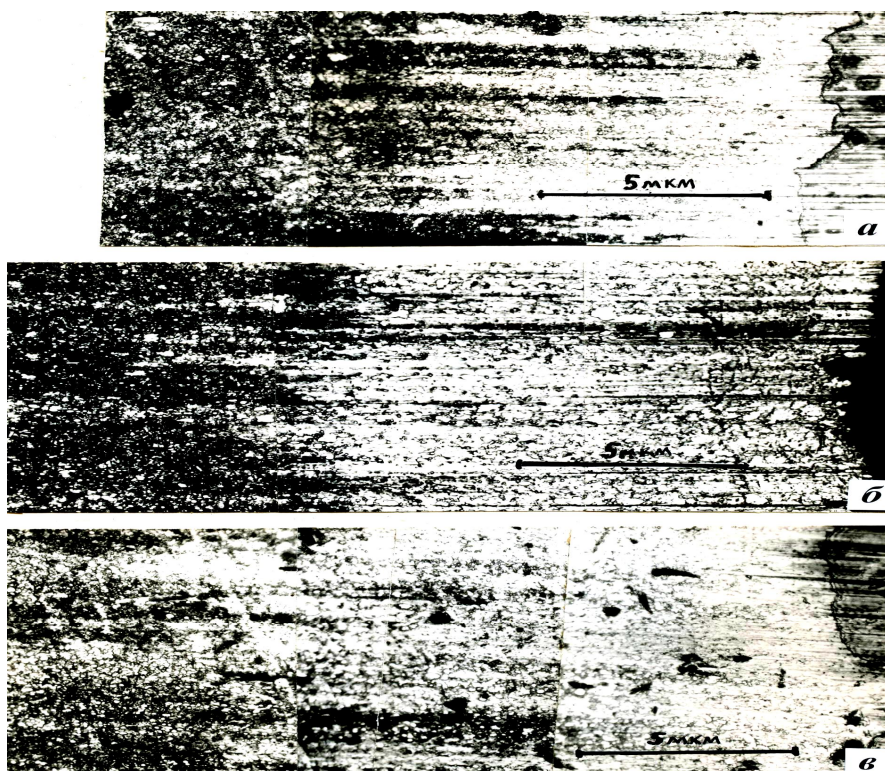


Рисунок 2 – Микроструктуры косых шлифов образцов, подвергнутых шлифованию на глубину 0.03 (а), 0.08 (б) и 0.16 (в) мм. X400



Металлографическое исследование косых шлифов обработанных образцов показало, что процесс шлифования создает в поверхностном слое широкие полосы белой слаботравящейся структуры, которую в литературе называют «белым слоем» [1-3]. На рисунке 2 приведены микроструктуры косых шлифов поверхностного слоя образцов с различной глубиной шлифования. Здесь видны белые полосы измененной структуры стали, глубоко проникающие от поверхности внутрь образца. Причем эти полосы имеют неодинаковую протяженность и часто чередуются с темными полосами трооститной структуры.

Протяженность белого слоя в образцах различной глубины шлифования составляет величины от 10 до 40 мкм, а общая протяженность слоев измененной структуры у образцов достигает 50 – 100 мкм.

Электронномикроскопический анализ структуры косых шлифов исследуемых образцов (рис.3) показал особенности расположения участков белого слоя относительно карбидных частиц структуры.

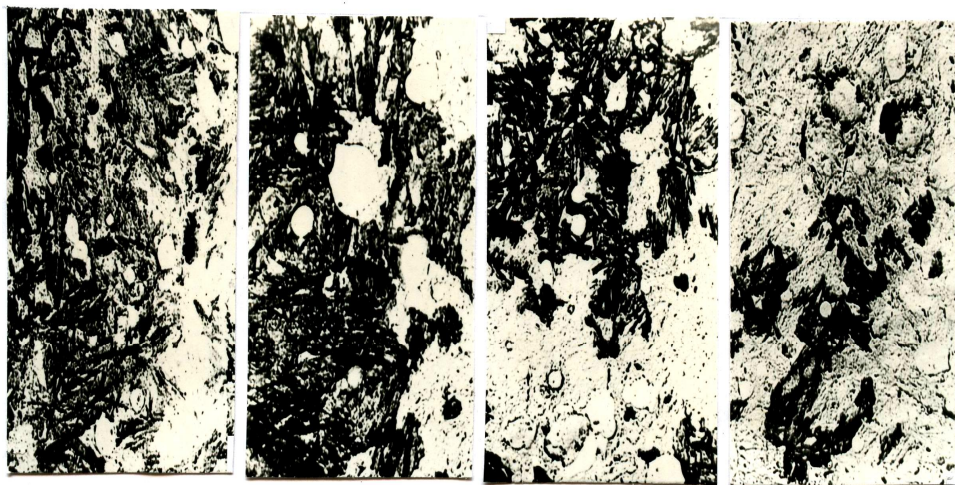


Рисунок 3 – Микроструктуры различных участков белого слоя шлифованных образцов стали Р6М5. х7000

Здесь видно, что участки слаботравящейся структуры (мелкоигольчатый мартенсит с остаточным аустенитом [2,3]) располагаются вокруг карбидных фаз, что несомненно говорит о диффузионном характере образования аустенита при скоростном нагреве процесса шлифования. В то же время пока необъяснимым фактом является соседство белых участков структуры и темных сильноотравляющихся фрагментов, по видимому трооститной структуры.

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

На основе результатов комплексного металлографического и рентгенографического анализов структуры шлифованного слоя термически обработанных образцов стали Р6М5 можно заключить, что шли-



фование на любую глубину приводит к образованию белого слоя, толщина которого растет с ужесточением режима шлифования. Термическая обработка оказывает существенное влияние на фазовый состав шлифованного слоя: с увеличением температуры закалки стали растет легированность твердого раствора и количество остаточного аустенита в слое.

Требуется дальнейших исследований природа белого слоя шлифованной поверхности стали, его состава и особенностей тонкой структуры.

*Приведены результаты исследования фазового состава поверхностного слоя быстрорежущей стали Р6М5 после термической обработки и шлифовки. Показана роль режима шлифования на количество остаточного аустенита в слое.*

*The results of research of phase composition of superficial layer of the bystrorezhushchey steel P6M5 after heat treatment and polishing are resulted. The role of the **mode** of polishing on the **amount** of remaining austenita in a layer is shown.*

### **Библиографический список**

1. Палей М.М., Дибнер Л.Г., Флид М.Д. Технология шлифования и заточки режущего инструмента. – М.: Машиностроение. 1988. С. 288.
2. Ослон Н.Л., Рапопорт С.М. К вопросу о характере превращений в поверхностном слое при шлифовании стали Р18. Сб. научных трудов ППИ № 26. Пермь. 1966. С. 70-81.
3. Ослон Н.Л., Рапопорт С.М. О механизме структурных превращений, возникающих при шлифовании инструментальной стали. Сб. научных трудов ППИ №51. Пермь. 1969. С. 76-82.
4. Ланда В.А. Структурные превращения, возникающие при шлифовании инструментальных сталей. Сб. работ ВНИИ. – М.: Машигиз. 1963. С. 88.
5. Русаков А.А. Рентгенография металлов. – М.: Атомиздат. 1978. С.457.
6. Ершов В.М. Аустенитизация стальной поверхности в условиях сухого трения. Сб. научных трудов сотрудников ДонДТУ. Алчевск. 2007. № 25. С.207-213.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Луценко В.А.*

*инженер Давыдов И.Е.,  
инженер Ракова И.В.,  
инженер Филимонов И.Г.,  
к.т.н., доц. Луцкий М.Б  
(ОАО «АМК», г. Алчевск, Украина),  
д.т.н., проф. Луценко В.А.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ТЕРМИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА ЛИСТОВОГО ПРОКАТА ПО РЕЖИМУ НОРМАЛИЗАЦИИ С ПРОКАТНОГО НАГРЕВА В ПРОХОДНОЙ РОЛИКОВОЙ ПЕЧИ НА СТАНЕ 2250**

*Приведені результати експериментальних досліджень можливості отримання необхідного рівня механічних властивостей листів з низьколегованої сталі при термообробці з прокатного нагріву.*

Основными задачами при производстве прокатной продукции, в том числе и листовой, является обеспечение высокого качества при минимальных затратах и максимальной производительности. Одним из наиболее распространенных путей получения необходимого уровня механических свойств горячекатаного проката является его термическая обработка по различным технологическим процессам. Однако, как правило, термическая обработка связана с достаточно высоким расходом энергии и отличается низкой производительностью и, кроме этого, требует наличия специального оборудования.

Известные виды термической обработки заключаются в нагреве до аустенитного состояния и последующим охлаждением с различной скоростью.

Классическая нормализация с отдельного нагрева на ОАО «АМК» проводится в условиях толстолистого стана 3000. Данный вид термической обработки обеспечивает получение необходимого уровня механических свойств и структуры металла, однако имеет и свои недостатки, такие как необходимость иметь в своём составе большое количество термических печей, повышенный расход электроэнергии и топлива на нагрев проката практически с нуля, также повышенное окалинообразование, которое приводит к появлению дефектов на листах в виде раковин - вдавов, получаемых после правки в роlikоправильных машинах.

Возможно проведение классической нормализации и на стане 2250 ОАО «АМК», однако область её применения резко ограничена и, неизбежно влечёт за собой необходимость перепланирования производственного процесса под данный вид термической обработки, дополнительные крановые операции по схеме листоотделка – стан – печь. Поэтому альтернативой классической нормализации с отдельного нагрева является нормализация с использованием стартового тепла прокатного нагрева 550-750°С в потоке прокатного стана. В связи с тем, что горячая прокатка на стане 2250 ОАО «АМК» производится при температурах, соответствующих температурам термической обработки или незначительно отличающихся от них, целесообразным является осуществление термическую обработку металлопроката непосредственно с прокатного нагрева [1].

Следует отметить, что технология нормализующей прокатки по температурному режиму и структуре применима для толщин более 5 мм и представляет собой процесс прокатки, осуществляемый в нижней области стабильного аустенита с целью получения структуры и свойств аналогичных полученным после нормализации. Таким образом, сортмент листов толщиной 4-5 мм в состоянии поставки нормализации или нормализующей прокатки исключается из наряд-заказов.

Кроме этого, не все стандарты допускают замену нормализации нормализующей прокаткой. Например невозможна замена нормализации нормализующей прокаткой по стандартам Американского общества по испытаниям и материалам (ASTM), марка стали ASTM A516/A516M которая требует проведения только нормализации [2].

Анализ литературных источников по вопросу термообработки с прокатного нагрева показал, что подавляющее большинство трудов посвящено путям интенсификации технологии упрочнения стального проката методом закалки с прокатного нагрева, с целью получения более высокого комплекса механических свойств [3].

Что касается нормализации прокатного нагрева, то известен способ получения высоких характеристик ударной вязкости на уровне 0,74МДж/м<sup>2</sup> и улучшенной пластичности методом регулируемого охлаждения листов марки 17Г1С толщиной 20мм перед нормализацией с горячего посада в потоке стана 3600 комбината "Азовсталь". При этом, мониторинг вязкопластических характеристик на стане 3600 комбината "Азовсталь" производился как после классической нормализации с холодного посада, так и после регулируемого охлаждения с последующей нормализацией с прокатного нагрева [4].

Задачей данной работы является исследование возможности получения листов с требуемым уровнем механических свойств за счет

применения нормализации с прокатного нагрева для условий стана 2250 ОАО АМК.

В условиях стана 2250 прокатывались и термообрабатывались с использованием тепла прокатного нагрева плавки, марка стали ASTM A516-70, толщины листов 6,35; 8; 10; 12мм. Для сравнительного анализа результатов нормализации с прокатного нагрева и классической нормализации на стане 3000 производилась прокатка и термообработка листа толщиной 10 мм аналогичной марки стали.

Режим нормализации с прокатного нагрева на стане 2250.

- начальная температура металла перед печью 680 –750°C;
- температура проходной роликовой печи по зонам 940°C;
- температура металла на выдаче 850-860°C ( $A_{c3}=842^{\circ}\text{C}+10\dots 20^{\circ}\text{C}$ ).

Режим классической нормализации на стане 3000.

- температура в термической печи по зонам 920°C;
- температура металла на выдаче 890°C;
- удельное время нагрева 2 мин/мм.

Результаты опытно-промышленной прокатки и термообработки листов приведены в таблице 1.

Видно, что в результате термической обработки листов толщиной 6,35; 8; 10; 12мм на стане 2250 ОАО «АМК» по режиму нормализации с прокатного нагрева получены стабильные механические свойства по результатам испытания металла на разрыв: по пределу текучести  $\sigma_T=401\text{--}442\text{МПа}$  при стандартном значении не менее 260МПа, временному сопротивлению  $\sigma_B=574\text{--}593\text{МПа}$  при стандартном значении 485-620МПа, и относительному удлинению  $\delta_5=23,5\text{--}26,0\%$  при норме не менее 17,0%. Сравнение полученных значений с результатами механических испытаний проведенных после классической нормализации листа толщиной 10мм, марка стали ASTM A516-70 на стане 3000 ОАО «АМК» позволяет сделать вывод о том, что эти значения являются эквивалентными и полностью соответствуют требованиям стандарта спецификации ASTM A516/A516M.

Параллельно с оценкой механических свойств производились металлографические исследования.

Микроструктура металла, термообработанного на стане 2250, феррито-перлитная. Зерно 10-9-8 балла по 10-ти бальной шкале ГОСТ 5639 (рис.1-5). Сравнивая микроструктуру листа толщиной 10 мм, нормализованного на стане 3000, с микроструктурой металла от листа толщиной 8 и 10мм, нормализованного с прокатного нагрева на стане 2250, необходимо отметить, что структуры эквивалентны т. е. зерно 10-9 балла с полосчатостью до 2,5 балла по 5-ти бальной шкале ГОСТ 5640.

Таблица 1 – Результаты опытно-промышленной прокатки и термообработки листов толщиной 6,35, 8, 10, 12 мм на стане 2250 и листа толщиной 10мм на стане 3000 из стали марки А516-70

Контролируемый параметр	Стан 2250				Стан 3000
	Толщина листа, мм				
	6,35	8	10	12	10
$T_{\text{нач. прок.}}, ^\circ\text{C}$	1000	1020	1000	1000	Прокатка на стане 3000
$T_{\text{кон. прок.}}, ^\circ\text{C}$	820	830	840	840	
Отн. обжатие в последнем проходе, %	-	18	18	18	
$T_{\text{печи}}, ^\circ\text{C}$	940	940	940	940	920
$T_{\text{мет. на выдаче}}, ^\circ\text{C}$	860	850	860	860	890
Зерно на поверхности	10 – 9	10	9	9 – 8	10
Зерно в центре.	10 – 9	10	90	8 – 9	10 – 9
$G_T$ , МПа	442	412	401	404	398
$G_B$ , МПа	580	593	574	588	568
$\delta_5$ , %	23,5	24,5	24,5	26	25

Химический состав плавок C=0,22%, Mn=1,15-1,17%, Si=0,32-0,33%, V=0,015%, Al=0,023-0,028%)

Кроме того, с целью проверки устойчивости первоначальной структуры к повторной термообработке листов толщиной 8мм, марка стали 09Г2С, нормализованной с использованием тепла прокатного нагрева в условиях стана 2250 ОАО «АМК», проведены дополнительные исследования. Образцы от листов после нормализации с прокатного нагрева были подвергнуты термообработке по режиму классической нормализации в лабораторных условиях (таблица 2)

Режим нормализации с прокатного нагрева на стане 2250:

- начальная температура металла перед печью 710°C;
- температура проходной роликовой печи по зонам 950°C;
- температура металла на выдаче 880°C .

Режим нормализации в лабораторных условиях:

- температура в термической печи по зонам 930°C;
- удельное время нагрева 2 мин/мм.

Таблица 2 – Режимы термообработки и механические свойства исследуемых марок стали

Марка стали	Толщина листа, мм	Расчётная t перед печью, °C	t на выходе из печи, °C	Критическая точка A <sub>c</sub> , °C	$\sigma_T$ , МПа	$\sigma_b$ , МПа	$\delta$ , %	Испытание на ударный из- гиб, KV –20°C Дж/см <sup>2</sup>
S355	5	650	860–880	858	$\frac{392 - 458}{426,3}$	$\frac{520 - 623}{556,9}$	$\frac{25 - 32}{28,7}$	$\frac{26 - 58}{34,58}$
	6	667	860–870		$\frac{368 - 443}{414,3}$	$\frac{514 - 580}{556,0}$	$\frac{24 - 34}{28,4}$	$\frac{25 - 59}{35,48}$
	8 - 12	710 - 750	870–880		$\frac{364 - 454}{389,9}$	$\frac{496 - 575}{536,5}$	$\frac{23 - 31}{27,6}$	$\frac{35 - 80}{52,7}$
								KCU – 40°C
09Г2С	8	710	880	860	$\frac{351 - 434}{364}$	$\frac{487 - 570}{511}$	$\frac{28 - 34}{31}$	$\frac{67 - 112}{85}$
	8	Т.о. в лаб. усл.	930					
								KV–46°C
A516-70	6,35	680	860	842	$\frac{370 - 439}{408,4}$	$\frac{512 - 580}{532}$	$\frac{27 - 28}{27,5}$	-
	8	710	850		$\frac{355 - 417}{368,8}$	$\frac{513 - 559}{529,5}$	$\frac{23,5 - 27}{2497}$	$\frac{23 - 57}{33,7}$

По результатам металлографических исследований установлено, что микроструктура образцов феррито-перлитная мелкозернистая с зерном 9-10 балла (рис. 6-7). Однако в металле после нормализации в лабораторных условиях полосчатость 0 балла, в отличие от металла стана 2250, где полосчатость 1,5 балла. Результаты испытаний образцов на разрыв по

пределу текучести, временному сопротивлению, относительному удлинению, а также ударной вязкости при  $-40^{\circ}\text{C}$  полностью удовлетворяют требованиям ГОСТ 5520-79. Таким образом, подтверждается стойкость структурного состояния термообработки с прокатного нагрева после повторной нормализации образцов в лабораторных условиях.

Также исследовалась микроструктура образцов отобранных от листов стали марки S355, толщиной от 5 до 12 мм (12 плавок). Обработка листов производилась в диапазоне температур в режиме нормализации с прокатного нагрева. Микроструктура образцов представлена на рисунках 8 - 12.

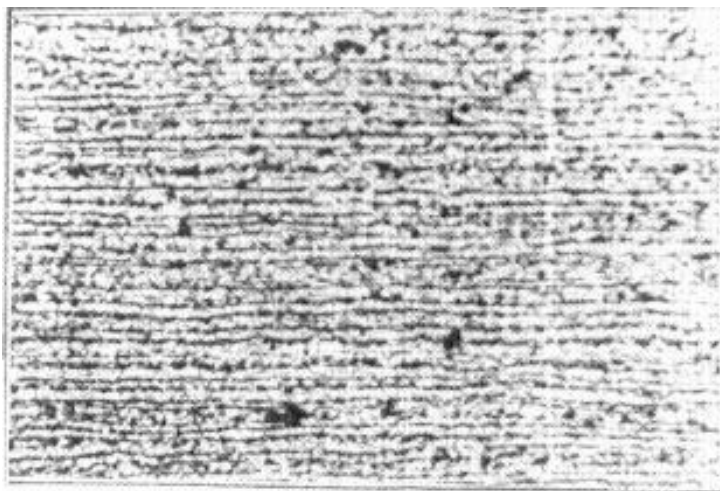


Рисунок 1 – Микроструктура стали марки A516-70  
(толщина 6,35 мм, стан. 2250, x100)

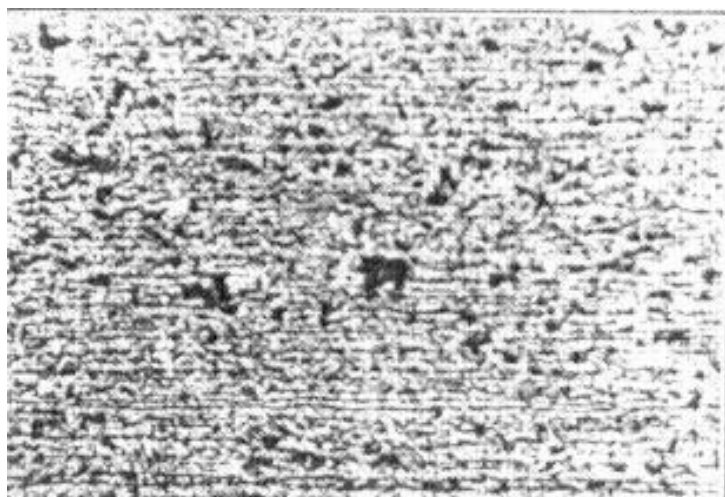


Рисунок 2 – Микроструктура стали марки A516-70  
(толщина 8 мм, стан. 2250, x100)

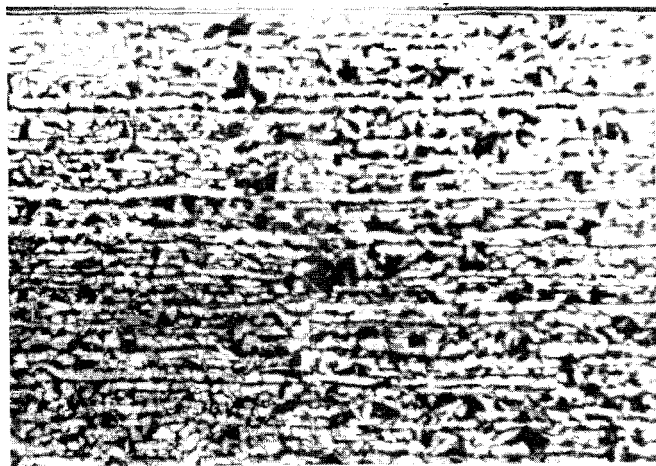


Рисунок 3 – Микроструктура стали марки А516-70  
(толщина 10 мм, стан. 2250, x100)

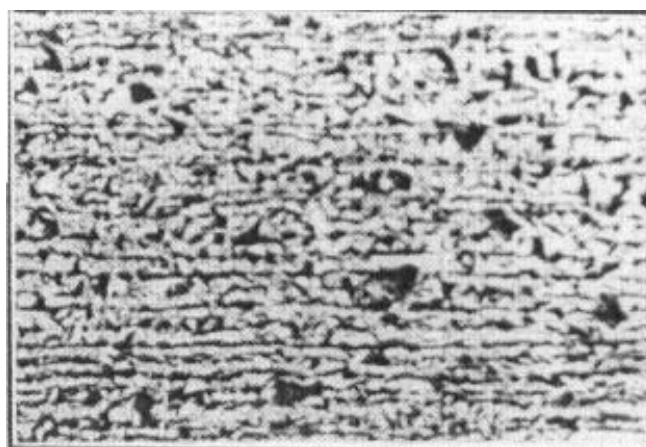


Рисунок 4 – Микроструктура стали марки А516-70  
(толщина 12 мм, стан. 2250, x100)

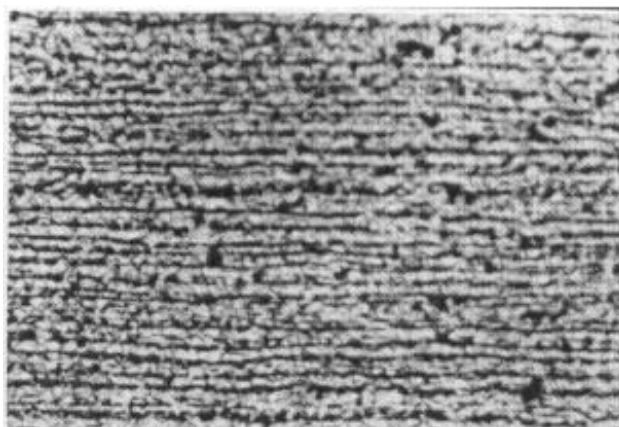


Рисунок 5 – Микроструктура стали марки А516-70  
(толщина 10 мм стан 3000, x100)



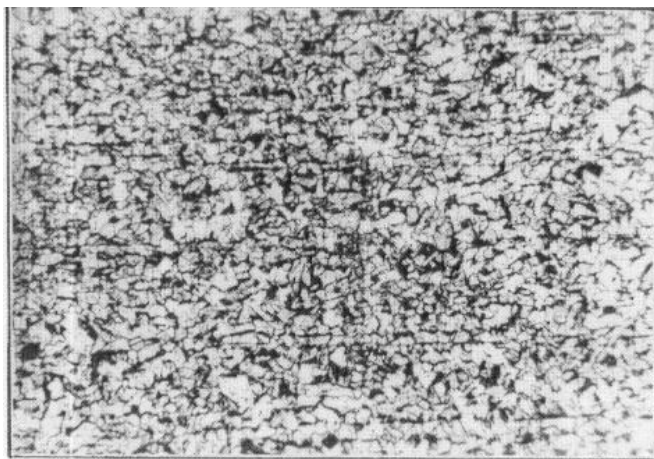


Рисунок 6 – Микроструктура стали марки 09Г2С ГОСТ 5520 нормализованного с прокатного нагрева (толщина 8 мм, x100)

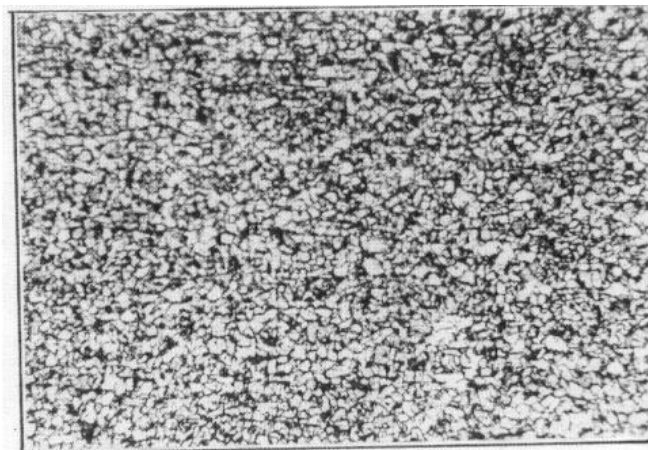


Рисунок 7 – Микроструктура стали марки 09Г2С ГОСТ 5520 т/о в лабораторных условиях (толщина 8 мм, x100)

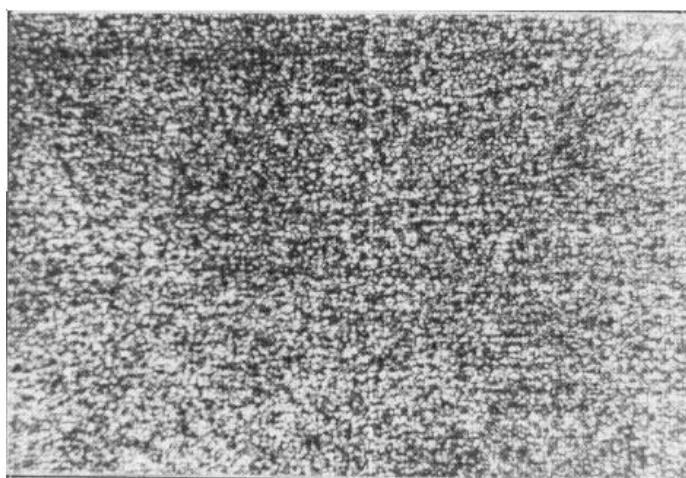


Рисунок 8 – Микроструктура стали марки S355 (толщина 5 мм, x100)

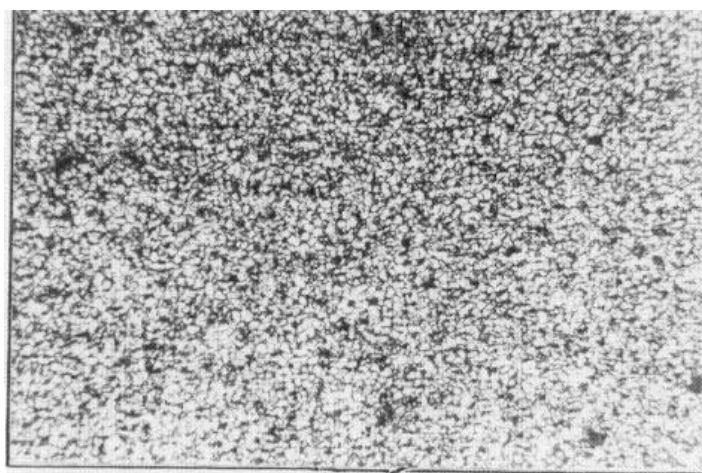


Рисунок 9 – Микроструктура стали марки S355 (толщина 6 мм, x100)

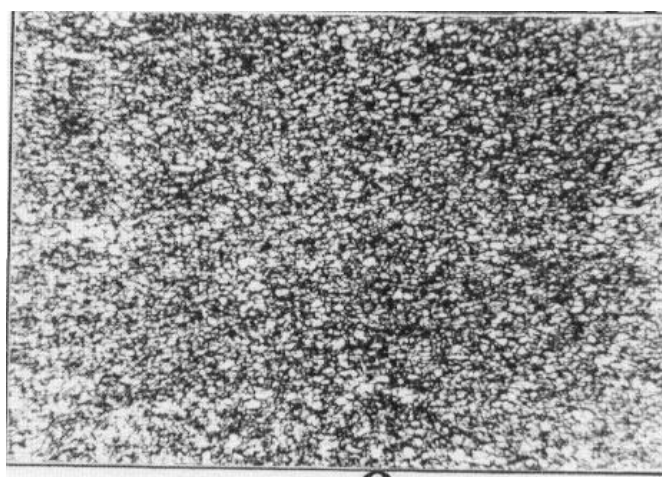


Рисунок 10 – Микроструктура стали марки S355 (толщина 8 мм, x100)

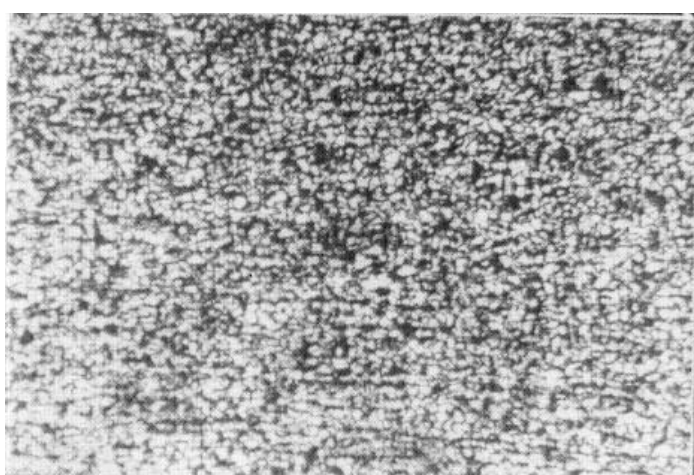


Рисунок 11 – Микроструктура стали марки S355 (толщина 10 мм, x100)

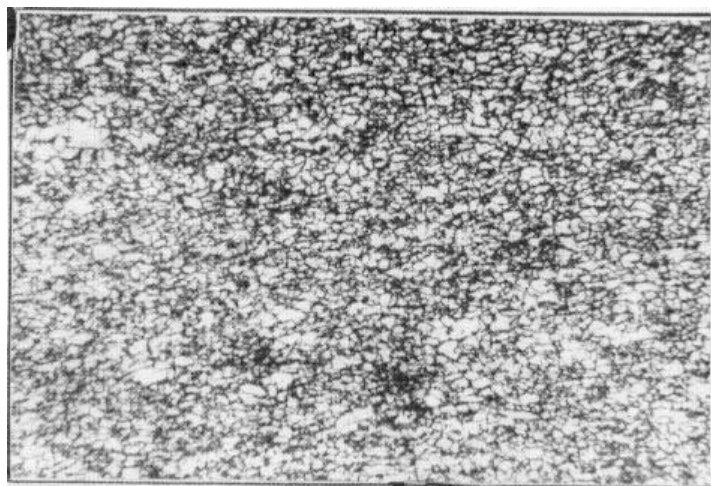


Рисунок 12 – Микроструктура стали марки S355 (толщина 12 мм, x100)

Структура металла мелкозернистая, зерно округлое, равноосное 10-9-8 балла, полосчатость у поверхности образца 0 балла, в центральной части по толщине листа до 2,5 балла.

В результате исследований микроструктуры металла, отгруженного по заказам, получена зависимость балла зерна от толщины листа прокатанного на стане 2250 (Рисунок 13.)

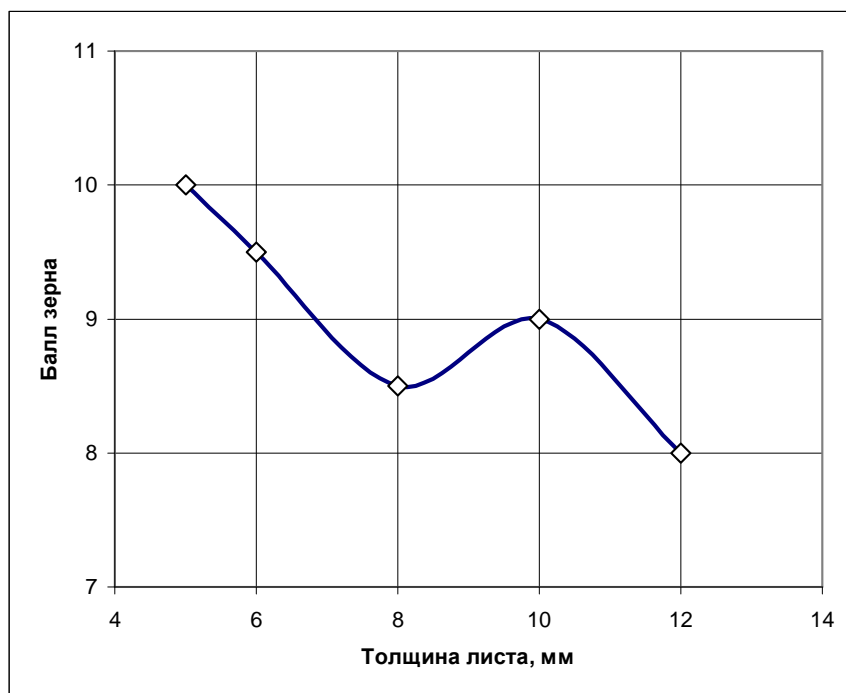


Рисунок 13 – Зависимость балла зерна низколегированных сталей от толщины листа при нормализации с прокатного нагрева

Видно, что с увеличением толщины листа от 5 до 12 мм происходит уменьшение балла зерна, что характерно и для нормализованных листов толщиной 8-12 мм в термоотделении стана 3000. На основании вышеизложенного можно отметить, что при нормализации с прокатного нагрева в условиях стана 2250 происходит фазовая перекристаллизация аустенитного зерна в области высоких температур, придание более однородной структуры металла за счёт равномерного распределения избыточной составляющей (феррита), а так же снижение внутренних напряжений в стали. Получаемые микроструктура и свойства соответствуют нормализованному листовому прокату стана 3000 с высокой устойчивостью первоначальной структуры к повторной обработке (нормализации).

Таким образом, установлено, что применение нормализации с прокатного нагрева листов толщиной 5 – 12 мм низколегированной стали в условиях стана 2250 ОАО АМК позволяет получить требуемый уровень механических свойств металла, предъявляемый к готовой продукции в состоянии поставки после нормализации.

*Приведены результаты экспериментальных исследований возможности получения требуемого уровня механических свойств листов из низколегированной стали при термообработке с прокатного нагрева.*

*The results of experimental researches of possibility of receipt of the required level of mechanical properties of hot-sheets are resulted at heat treatment from the rolling heating.*

### **Библиографический список**

1. Подгайский М.С., Егоров Н.Т., Заннес А.Н.- "Нормализация толстолистовой стали с использованием тепла нагрева перед прокаткой". - Чёрная металлургия, Бюл. НТИ 1975г. №8 с 50-51.
2. Экспресс - обзор "Новейшие зарубежные достижения". Серия "Обработка металлов давлением, металловедение и термическая обработка". - Выпуск 5-6. Москва 1992г.
3. Узлов И.Г., Бабич В.К., Бочков Н.Г. – "Термическая и термомеханическая обработка проката".- М.: Металлургия, 1981г. - 104с.

4. Стиваков В.И., Совенков В.Я., Бабицкий М.С.- "Освоение регулируемого охлаждения при термической обработке листов с прокатного нагрева".- Сталь, 1983г. №12.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Петрушовым С.Н.*

**СТРОИТЕЛЬСТВО**



д.т.н., проф. Пермяков В.О.  
к.т.н., доц. Білик С.І.,  
інж. Усенко М.В.,  
(КНУБА, м. Київ, Україна),  
к.т.н., доц. Усенко В.М.,  
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)

## ПОРІВНЯННЯ МЕТОДИК РОЗРАХУНКУ ЦЕНТРАЛЬНО СТИСНУТИХ ТОНКОСТІННИХ СТЕРЖНІВ ВІДКРИТОГО ПЕРЕРІЗУ ЗА ЗГІНАЛЬНО-КРУТИЛЬНОЮ ФОРМОЮ ВТРАТИ СТІЙКОСТІ

*Виконано порівняння теоретичних методик розрахунку центрально стиснутих тонкостінних стержнів відкритого перерізу за згинально-крутильною формою втрати стійкості. Проведено їх аналіз та запропоновано нову методику розрахунку на основі експериментальних досліджень. Намічено шляхи для подальших досліджень тонкостінних сталевих гнутих профілів з перерізами відкритого типу.*

Особливості роботи тонкостінних стержнів, що пов'язані з деплацією перерізів, істотно впливають не тільки на їх міцність, але й на стійкість. Теорія, що склалася в результаті обліку цих особливостей відрізняється від класичної теорії поздовжнього вигину тим, що розглядає факт втрати стійкості в більш загальній постановці – з урахуванням просторових згинально-крутильних форм рівноваги [1]. Загальна теорія вигину, кручення та стійкості тонкостінних стержнів розроблена професором В.З. Власовим. Ця теорія охоплює дослідження пружної стійкості стержнів, балок, пластин, оболонок, причому формули Ейлера, Тимошенко та ін. можуть розглядатися як окремі рішення, які витікають із загальної теорії В.З. Власова. Також слід відмітити, що перші випробування і аналіз стержнів відкритого профілю були проведені Н.С. Стрелецьким в [2].

На сьогодні існує ряд методик розрахунку тонкостінних стержнів відкритого профілю на центральний стиск [1], [3], [6], [7], проте кожна з цих методик дає дещо різні результати. Тому уточнення та аналіз цих методик залишається однією з проблем проектування.

У даній публікації розглядаються розрахунки центрально стиснутих стержнів по теорії В.З. Власова [1], за методикою розрахунку по нормах, які діють на території України [3], російському зводу правил [7], та за методикою, яка пропонується в [6].



Головним завданням роботи, викладеної у даній статті, є порівняння методик розрахунку центрально стиснутих тонкостінних стержнів відкритого перерізу за згинально-крутильною формою втраті стійкості, порівняння теоретичних розрахунків із даними експериментальних випробувань та пропозиція власної методики розрахунку на основі проведених досліджень.

Стержні відкритого профілю при втраті стійкості працюють як просторові тонкостінні системи, в яких виникають поздовжні деформації не тільки унаслідок вигину, але також унаслідок закручування. При досягненні навантаженням критичного значення, окрім початкової (недеформованої) форми рівноваги, стає можливою відхилена (деформована) згинально-крутильна форма рівноваги. Характерною особливістю теорії В.З. Власова [1] є те, що втрата стійкості стержнів відбувається при менших значеннях критичних сил, чим це дає теорія Л. Ейлера.

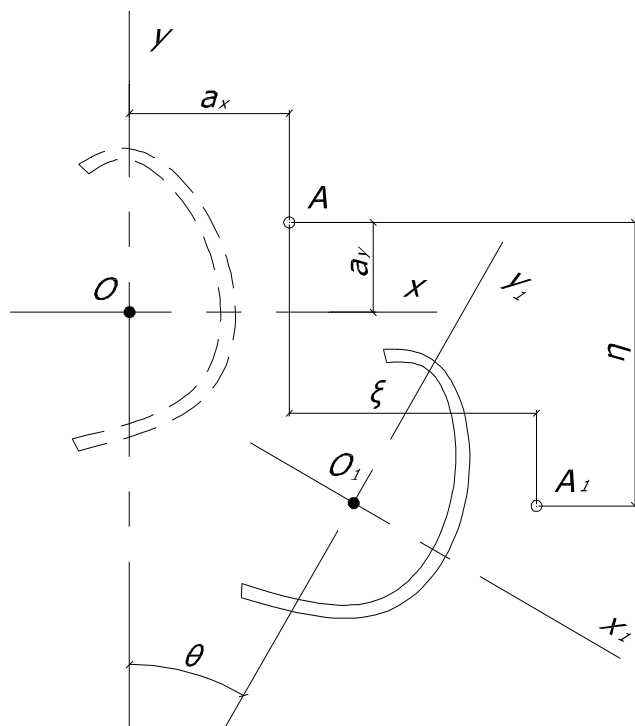


Рисунок 1 – Стискаюча сила  $P$  прикладена в центрі ваги перерізу, але центр ваги не співпадає з центром згину

Диференціальні рівняння рівноваги деформованого стержня, коли стискаюча сила  $P$  прикладена в центрі ваги перерізу, але центр ваги не співпадає з центром згину згідно з рисунком 1 мають вигляд [1]:

$$\begin{aligned}EI_y \xi^{IV} + P \xi'' + P a_y \theta'' &= 0; \\EI_x \eta^{IV} + P \eta'' + P a_x \theta'' &= 0; \\P a_y \xi'' - P a_x \eta'' + EI_\omega \theta^{IV} + (r^2 P - GI_t) \theta'' &= 0,\end{aligned}\tag{1}$$

де  $\xi, \eta, \theta$  – переміщення центру згину  $A$  в напрямку осей  $x$  і  $y$  відповідно та кут повороту всього перерізу в площині  $xOy$ .

$EI_x$  і  $EI_y$  – жорсткості перерізу при вигині стержня відносно осей  $x$  і  $y$ ;

$GI_t$  – жорсткість перерізу при чистому крученні стержня.

$$I_t = \alpha \sum_{i=1}^n \frac{b_i t_i^3}{3}, \tag{2}$$

де  $b_i$  і  $t_i$  – висота і товщина прямокутних елементів перерізу;

$\alpha$  – коефіцієнт збільшення жорсткості профілів; наприклад, для двотавра  $\alpha = 1,31$ ; для швелера  $\alpha = 1,12$ ; для кутика та всіх видів зварних перерізів  $\alpha = 1$ ;

$EI_\omega$  – секторіальна жорсткість перерізу при депланації стержня;

$I_\omega$  – секторіальний момент інерції;

$a_x$  і  $a_y$  – координати центра згину  $A$ ;

$r$  – геометрична характеристика, що визначається за формулою:

$$r^2 = a_x^2 + a_y^2 + \frac{I_x + I_y}{A}, \tag{3}$$

де  $A$  – площа перерізу.

При виведенні диференціальних рівнянь рівноваги, передбачалося, що контури поперечних перерізів стержня не деформуються (основна гіпотеза теорії тонкостінних стержнів). Тому повинна бути забезпечена недеформованість контура за допомогою діафрагм або ребер жорсткості.

При розгляді перерізу з однією віссю симетрії, якщо цією віссю є вісь  $x$ , то  $a_y = 0$ . Диференціальні рівняння рівноваги (1) в цьому випадку приймуть вигляд:

$$\begin{aligned}EI_y \xi^{IV} + P \xi'' &= 0; \\EI_x \eta^{IV} + P \eta'' - P a_x \theta'' &= 0; \\-P a_x \eta'' + EI_\omega \theta^{IV} + (r^2 P - GI_t) \theta'' &= 0.\end{aligned}\tag{4}$$

Рівняння стійкості розпадається на два рівняння:

$$P_y - P = 0; \quad (5)$$

і

$$\begin{vmatrix} P_x - P & a_x P \\ a_x P & r^2 (P_\omega - P) \end{vmatrix} = 0 \quad (6)$$

З першого рівняння отримуємо ейлерову критичну силу:

$$P = P_y = \frac{\pi^2 EI_y}{l^2}. \quad (7)$$

Друге рівняння дозволяє визначити дві інші критичні сили:

$$r^2 (P_x - P)(P_\omega - P) - a_x^2 P^2 = 0. \quad (8)$$

Розташовуючи за ступенями  $P$ , запишемо це рівняння в остаточному вигляді:

$$(r^2 - a_x^2) P^2 - r^2 (P_x + P_\omega) P + r^2 P_x P_\omega = 0. \quad (9)$$

Розкриваючи визначника (3), отримуємо:

$$P_{2,3} = \frac{(P_\omega + P_x) r^2 \pm \sqrt{(P_\omega - P_x)^2 r^4 + 4 P_x P_\omega r^2 a_x^2}}{2(r^2 - a_x^2)}. \quad (10)$$

Згідно СНиП II-23-81\* [3], п. 5.5 стиснуті елементи з суцільними стінками відкритого П-образного перерізу із співвідношенням гнучкості  $\lambda_x < 3\lambda_y$  при відсутності планок або решітки рекомендується розраховувати за згинальною формою втрати стійкості за формулою:

$$\frac{N}{\varphi A} \leq R_y \gamma_c, \quad (11)$$

і додатково виконувати перевірку за згинально-крутильною формою, що враховується введенням у розрахункову формулу понижуючого коефіцієнта  $c$ :

$$\frac{N}{c \varphi_y A} \leq R_y \gamma_c, \quad (12)$$

де  $N$  – стискаюча сила;

$A$  – площа поперечного перерізу;

$R_y$  – розрахунковий опір сталі за межою текучості;

$\gamma_c$  – коефіцієнт умов роботи;

$\varphi, \varphi_y$  – коефіцієнти поздовжнього вигину;

$c$  – коефіцієнт, що визначається за формулою:

$$c = \frac{2}{1 + \delta + \sqrt{(1 - \delta)^2 + \frac{16\alpha^2}{\mu}}}, \quad (13)$$

$$\text{де } \delta = \frac{4\rho}{\mu}; \mu = \frac{8I_{\omega}}{I_y h^2} + 0,156 \frac{I_t}{Ah^2} \lambda_y^2; \rho = \frac{I_x + I_y}{Ah^2} + \alpha^2; I_t = \frac{1}{3} \sum b_i t_i^3,$$

$I_{\omega}$  – секторіальний момент інерції перерізу,

$b_i$  і  $t_i$  – відповідно ширина і товщина прямокутних елементів перерізу.

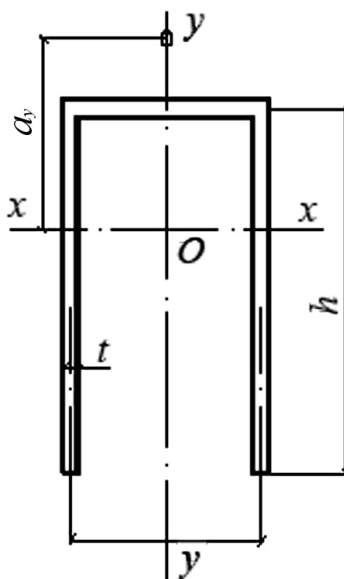


Рисунок 2 – Поперечний переріз стержня відкритого профілю

Для перерізу, приведенного на рисунку 2

$\frac{I_{\omega}}{I_y h^2}$ ,  $\frac{I_t}{Ah^2}$  і  $\alpha$  повинні визначатися за формулами:

$$\frac{I_{\omega}}{I_y h^2} = \frac{39 + 2\beta}{(6 + \beta)^2}; \frac{I_t}{Ah^2} = \frac{1}{3} \left( \frac{t}{h} \right)^2; \alpha = \frac{4(3 + \beta)}{(2 + \beta)(6 + \beta)},$$

$$\text{де } \beta = \frac{b}{h}.$$

У публікації [4] рекомендується у виразі при визначенні  $\frac{I_{\omega}}{I_y h^2}$  перший доданок 39 у чисельнику необхідно замінити на 3, тобто вираз бу-

де записаний таким чином:  $\frac{I_{\omega}}{I_y h^2} = \frac{3+2\beta}{(6+\beta)^2}$ . В порівнянні з методикою СНиП відмінність при визначенні цього виразу виходить на порядок нижче оскільки  $\beta$  має порядок 1.

У публікації [6] пропонується дещо інший підхід до розрахунку тонкостінних стержнів. Рекомендується визначати коефіцієнт  $\varphi$  для згинально-крутильної форми по гнучкості, що обчислюється з урахуванням понижуючого коефіцієнта  $c$ . Тоді формула для критичного напруження прийме такий вигляд:

$$\sigma_{\text{зг.-кр.}} = c \frac{\pi^2}{\lambda_y^2}. \quad (14)$$

Якщо прийняти, що  $\lambda_{\text{зг.-кр.}} = \frac{\lambda^2}{\sqrt{c}}$ , то  $\sigma_{\text{зг.-кр.}} = c \frac{\pi^2 E}{\lambda_{\text{зг.-кр.}}^2}$ . Вираз для розрахунку  $\lambda_{\text{зг.-кр.}}$  визначає еквівалентну гнучкість для згинально-крутильної форми, для цієї гнучкості, по таблицях СНиП визначається коефіцієнт  $\varphi_{\text{зг.-кр.}}$ , а розрахункова формула виглядатиме так:

$$\frac{N}{\varphi_{\text{зг.-кр.}}} \leq R_y \gamma_c. \quad (15)$$

По методиці, викладеній в російському зводі правил СП 53-102-2004 [7] згинально-крутильну стійкість стиснутих елементів з суцільними стінками відкритого П-образного перерізу перевіряють за формулою:

$$\frac{N}{\varphi_c A R_y \gamma_c} \leq 1, \quad (16)$$

де  $\varphi_c$  – коефіцієнт, що приймається рівним:

$$\varphi_c = \varphi_1 \text{ при } \varphi_1 \leq 0,85;$$

$$\varphi_c = 0,68 + 0,21\varphi_1 \leq 1 \text{ при } \varphi_1 > 0,85.$$

$$\text{Тут } \varphi_1 = \frac{7,6c_{\max}}{\lambda_y^2}, \quad c_{\max} = \frac{2}{1 + \delta B + \sqrt{(1 - \delta B)^2 + \frac{16}{\mu} \left( \alpha - \frac{e_x}{h} \right)^2}},$$

$$\delta = \frac{4\rho}{\mu}, \quad \mu = 8\omega + \frac{0,156 I_t \lambda_y^2}{A h^2}; \quad \rho = \frac{I_x + I_y}{A h^2} + \alpha^2.$$

Для перерізу, наведеного на рисунку 2:

$$I_t = 0,37 \sum b_i t_i^3, \quad \omega = \frac{3+2\eta}{(6+\eta)^2}, \quad \alpha = \frac{4(3+\eta)}{(2+\eta)(6+\eta)}, \quad \eta = \frac{b}{h}.$$

Таким чином, у порівнянні з [3] за методикою [7] у виразі для ви-

значення  $\frac{I_{\omega}}{I_y h^2} = \frac{39+2\beta}{(6+\beta)^2}$ , позначеного в СП 53-102-2004 як  $\omega = \frac{3+2\eta}{(6+\eta)^2}$ , враховані рекомендації [4] по заміні першого доданку в чисельнику 39 на 3. Крім того, розрахункова формула приймає вигляд  $\frac{N}{\varphi_c A R_y \gamma_c} \leq 1$ , в знаменнику якої добуток коефіцієнтів  $c\varphi_y$  замінюється на єдиний понижуючий коефіцієнт  $\varphi_c$ .

Така різноманітність в існуючих методиках розрахунку на згинально-крутильну стійкість викликала необхідність проведення експериментальних досліджень тонкостінних стержнів відкритого типу перерізу на центральний стиск. Дослідження проводилися на базі випробувальної лабораторії кафедри металевих та дерев'яних конструкцій Київського національного університету будівництва і архітектури [8]. Для експериментальних досліджень використовувалися три С-образних натурних зразки, геометричні характеристики яких наведені у таблиці 1. Загальна схема розміщення прогиномірів у середньому перерізі зразків показана на рисунку 3.

Несуча здатність натурних зразків, що отримана на основі експериментальних досліджень становить 60,2 кН, 64,0 кН, 61,3 кН для зразків № 1, № 2, № 3 відповідно.

Таблиця 1 – Геометричні характеристики стержнів

Зразок №	$b$ , см	$h$ , см	$c$ , см	$t$ , см	$A$ , см <sup>2</sup>	$J_x^{min}$ , см <sup>4</sup>	$J_y^{max}$ , см <sup>4</sup>
1	13,56	6,12	1,87	0,2	5,53	31,79	168,70
2	13,51	6,11	1,85	0,2	5,56	31,84	168,98
3	13,34	6,15	1,86	0,2	5,58	32,36	165,06

Зразок №	$J_{\omega}$ , см <sup>6</sup>	$J_T$ , см <sup>4</sup>	$a_y$ , см	$l_{ef}$ , см	$\lambda_x^{max}$	$\bar{\lambda}$
1	1312,48	0,065	5,10	200,6	83,58	2,85
2	1297,23	0,066	5,08	201,0	84,10	2,87
3	1298,55	0,067	5,14	200,6	83,24	2,84

На основі проведених експериментальних досліджень запропоновано методику розрахунку центрально стиснутих тонкостінних стержнів відкритого перерізу, яка полягає в наступному.

Коефіцієнт  $c$ , що входить до умови перевірки згинально-крутильної стійкості, враховує зниження критичного навантаження в порівнянні зі згинальною формою (щодо осі  $y$ ) [9]:

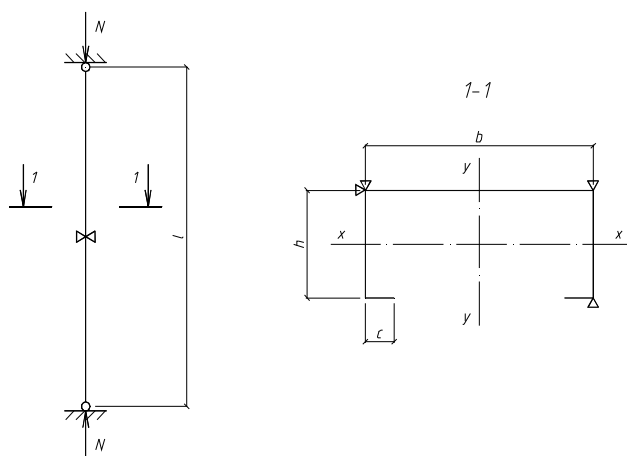


Рисунок 3 – Загальна схема розміщення прогиномірів у середньому перерізі зразка

$$c = \frac{N_{зг.-кр.}}{N_y}, \quad (17)$$

де  $N_{зг.кр.}$  – мінімальне з двох значень, що визначається за [9], яке відповідає знаку «мінус» у чисельнику.

Коефіцієнт  $c$ , отриманий експериментальним шляхом визначається як

$$c_{експ} = \frac{N_{експ. min}}{N_y}. \quad (18)$$

Із співвідношення коефіцієнтів, отриманих теоретичним і експериментальним шляхом можемо отримати:

$$\frac{c}{c_{експ}} = k_{експ}; \quad c_{метод} = \frac{c}{k_{експ} k_{зан}}, \quad (19)$$

тут  $k_{зан}$  – коефіцієнт запасу стійкості.

Таким чином, у розрахунках пропонується використовувати коефіцієнт  $c_{метод}$ . Наприклад, для випробуваних профілів мінімальна  $N_{експ. min} = 60.2 \text{ кН}$  несуча здатність, для цього профілю при  $k_{зан} = 1.2$ :

$$c = \frac{N_{зг.-кр.}}{N_y} = \frac{100.307}{160.554} = 0.625,$$

$$c_{експ} = \frac{N_{експ. min}}{N_y} = \frac{60.2}{160.554} = 0.375,$$

$$k_{експ} = \frac{c}{c_{експ}} = \frac{0.625}{0.375} = 1.667,$$

$$c_{метод} = \frac{c}{k_{експ} k_{зан}} = \frac{0.625}{1.667 \cdot 1.2} = 0.312,$$

при  $\lambda = 83.58 \rightarrow \varphi = 0.658$  (по таблиці 72 [3]),

$$[N_{метод}] = c_{метод} \cdot \varphi \cdot A \cdot R_y \cdot \gamma_c = 0.312 \cdot 0.658 \cdot 5.53 \text{ см}^2 \cdot 24 \text{ кН/см}^2 \cdot 1 = 27.25 \text{ кН}.$$

На рисунку 4 показані значення несучої здатності стержня  $[N]$  у залежності від гнучкості  $\lambda$ , розрахованих за вище зазначеними методами. Точками на графіку показані значення несучої здатності натурних зразків, які отримані експериментальним шляхом.

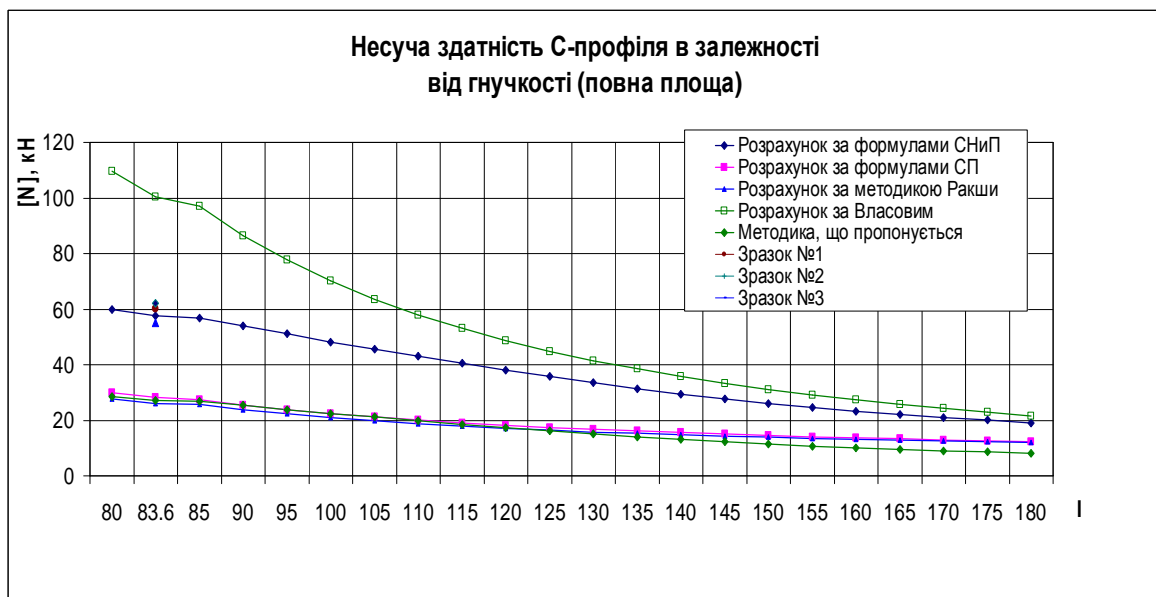


Рисунок 4 – Значення несучої здатності стержня  $[N]$  у залежності від гнучкості  $\lambda$ .

**Виводи та напрямок подальших досліджень.** Аналіз графіків, показаних на рисунку 4, вказує на хорошу збігаємість результатів розрахунків по методиці [6], результатів за методикою, що пропонується та даними експериментальних досліджень. У той же час, підсумок розрахунків за СНиП і методикою В.З. Власова дає завищене значення критичної сили  $[N]$ , причому збігаємість результатів поліпшується зі збільшенням гнучкості.

Наявність розбіжностей у результатах розрахунків центрально стиснутих тонкостінних стержнів відкритого перерізу за згинально-крутильною формою втраті стійкості пояснюється різними підходами до розв'язання поставлених завдань та вказує на необхідність проведення подальших досліджень з метою вдосконалення методики розрахунку наявних конструкцій.



*Выполнено сравнение теоретических методик расчета центрально сжатых тонкостенных стержней открытого профиля по изгибно-крутильной форме потери устойчивости. Проведен их анализ и предложена новая методика расчета на основе экспериментальных исследований. Намечены пути для последующих исследований тонкостенных стальных холодногнутых профилей с сечениями открытого типа.*

*A theoretical methods of torsional-flexural buckling calculation of the pure compressed thin-walled bars with cross-section of the opened types is presented. Their analysis is performed and the new method of calculation is offered on the basis of experimental researches. Ways for subsequent researches of the thin-walled steel cold-formed profiles with the cross-sections of the opened type are targeted.*

### **Бібліографічний список**

1. Власов В.З. Тонкостенные упругие стержни. – М.: Госфитматгиз, 1959.
2. Стрелецкий Н.С. Работа сжатых стоек. – М.: Госстройиздат, 1959. – 281 с.
3. СНиП II-23-81\*. Стальные конструкции / Госстрой СССР. – М.: ЦИТП Госстроя СССР, 1990. – 96 с.
4. Грабинский Н.Г. К вопросу о проверке на устойчивость тонкостенных стержней открытого профиля по СНиП II-23-81 // Известия вузов. Строительство, 1992. – № 9, 10. – с. 112-115.
5. Грабинский Н.Г. Расчет стержней на устойчивость с учетом изгибно-крутильных деформаций // Известия вузов. Строительство, 1994. – № 1. – с. 17-20.
6. Маневич А.И., Ракша С.В. О расчете по СНиП II-23-81 тонкостенных стержней на устойчивость по изгибно-крутильной форме // Известия вузов. Строительство, 2000. – № 12. – с. 119-123.
7. СП 53-102-2004. Общие правила проектирования стальных конструкций. – М.: ФГУП ЦПП, 2005. – 132 с.
8. Белов І.Д., Білик С.І., Усенко М.В., Джаубаєв М.М. Експериментальні випробування центрально-стиснутих тонкостінних сталевих гнутих профілів з перерізами відкритого типу // Ресурсоекономні матеріали, конструкції, будівлі та споруди. Збірник наукових праць. Випуск 16. Частина 2. – Рівне. – МОН України. Національний університет водного господарства, 2008. – с. 66-72.
9. Пособие по проектированию стальных конструкций (к СНиП II-23-81\*) – М.: ЦНИИСК им. Кучеренко, 1989. – 247 с.

*Рекомендовано до друку д.т.н., проф. Давиденко О.І.*

*к.т.н., доц. Иванов А.П.,  
аспирант Антошина Т.В.  
(ДонДТУ, г.Алчевск, Украина)*

## **ИЗУЧЕНИЕ РАБОТЫ ПЛАСТИН, ПРЕДВАРИТЕЛЬНО НАПРЯЖЕННЫХ ЛОКАЛЬНЫМ ТЕРМИЧЕСКИМ ВОЗДЕЙСТВИЕМ, НА СЖАТИЕ**

*Виконан аналіз результатів випробування пластин, заздалегідь розігрітих до різних температур в центрі, на стиснення по двох протилежних кромках.*

При изготовлении сварных двутавровых балок в их элементах (поясах и стенке) возникает остаточное напряженное состояние (ОНС), обусловленное высокотемпературными воздействиями в процессе сварки. При этом величины остаточных растягивающих напряжений (ОРН) могут достигать предела текучести. В других частях сечений возникают остаточные сжимающие напряжения (ОСН), которые уравнивают ОРН. Влияние ОНС неоднозначно. Применительно к двутавровым элементам ОНС может способствовать повышению устойчивости до 20%, что нашло отражение в действующих нормативных документах (ДБН В.2.3-14:2006 [1]).

Иногда сварочные деформации и напряжения могут быть полезными для конструкции – например, с помощью сварки можно создать строительный подъем балки при ее изготовлении, а в некоторых случаях и «преграду» на пути развития усталостных трещин [2].

Наличие ОНС требует серьезного подхода и к обеспечению устойчивости пластинчатых элементов – для предотвращения деформаций выпучивания обычно увеличивают толщину стенки или устанавливают дополнительные ребра жесткости, что приводит в большинстве случаев к неоправданному перерасходу материала. Избежать выпучивания стенки можно путем ее предварительного растяжения перед сваркой поясных швов [3, 4 и др.].

При нагреве до высоких температур строительные стали претерпевают различные изменения. В наиболее общем случае (при сварке) наблюдаются три зоны соединения [2, 3 и др.].

В зоне расплавления металл разогревается выше температуры  $T=1535^{\circ}\text{C}$ . Расплавленный металл изделия и электрода перемешивается, и после прекращения нагрева начинается его первичная кристаллизация.

Во время кристаллизации в металле сварного шва возникают растягивающие напряжения. Они могут вызвать появление "горячих" трещин, которые приводят к разрушению соединения, особенно при динамических нагрузках. Для зоны расплавления характерна столбчатая структура литого металла. В процессе охлаждения расплавленный металл претерпевает структурные и фазовые изменения и приобретает вторичную структуру. Качество металла этой зоны улучшается легированием и правильным выбором скорости охлаждения. Легирование осуществляют марганцем, кремнием и др., вводя их в расплавленный металл через электродную проволоку, флюсы и обмазки.

Зоной термического влияния называется прилегающий к шву участок основного металла. Ширина этой зоны составляет примерно 30...60 мм при ручной сварке и 20...40 мм при автоматической. На участках, разогретых до температуры 1000...1100 °С, расположен перегретый металл с сильно выросшим зерном. Металл этой зоны имеет пониженные механические характеристики по сравнению с основным металлом. На участках, разогреваемых до температур 900...1000 °С, металл претерпевает полную перекристаллизацию, имеет мелкое зерно и повышенные, по сравнению с основным металлом, механические характеристики. На участках, разогреваемых до температур 720...900 °С, металл испытывает частичную кристаллизацию и его качество не отличается от качества основного металла.

В зоне термического влияния при ее усиленном охлаждении возможно образование закалочных структур, например мартенсита. Растягивающие напряжения, возникающие при охлаждении, могут вызвать появление "холодных" трещин.

Весь остальной металл изделия сохраняет свои первоначальные свойства, так как температура нагрева не достигла критической точки  $A_{C3}=723$  °С. Предварительное напряжение локальными термическими воздействиями (ЛТВ) рекомендуется выполнять путем разогрева до температуры, превышающей критическую точку  $A_{C3}=723$  °С [3].

Теоретические и экспериментальные исследования влияния ОНС на работу конструкций приведены в работах А.И. Голоднова, В.И. Терещенко, А.А. Чонова, И.А. Мотовилова, Б.И. Мазо и др. [3-7 и др.].

**Цель** данной работы – проведение экспериментальных исследований устойчивости пластин (обычных и предварительно напряженных ЛТВ путем разогрева в центральной части до разных температур) при сжатии по двум противоположным кромкам.

В качестве экспериментальных образцов использованы пластины размерами 500х500 мм и толщиной 5 мм. Материал пластин – сталь марки Вст3Гсп по ГОСТ 380-94. Температура разогрева пластин в центре была различна и составляла примерно 800, 900, 1000 °С. Пластины

разогревались газовым резаком с одной стороны. Контроль температуры производился термопарой, установленной с обратной стороны пластины. Диаметр пятна при разогреве составлял 25...30 мм. Остывание пластин производилось естественным путем на воздухе (естественное) и путем обрызгивания водой (принудительное). Для сравнения были испытаны пластины в состоянии поставки, не подвергавшиеся ЛТВ.

Пластины испытывались на сжатие в специальной установке, смонтированной на машине ГРМ-100, до появления характерных линий сдвиговых деформаций (линий Чернова–Людерса). Схема установки и ее общий вид с пластиной показаны на рисунке 1, результаты испытаний «нагрузка – прогиб» приведены в таблице 1.

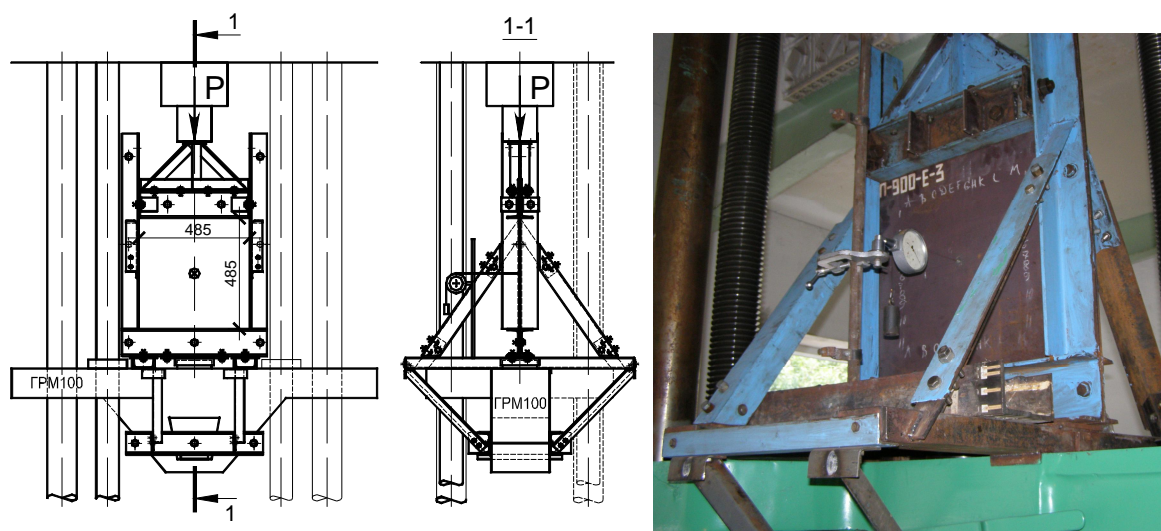


Рисунок 1 - Схема и общий вид установки для испытания пластин на сжатие

Таблица 1 – Результаты испытаний пластин на сжатие

Марка	Нагрузка Р, т / прогиб f, мм											
	10	16	20	22	24	26	27	28	29	30	31	
П1000	3,27	5,26	6,33	6,9	7,45	8,01	8,36	8,64	9,02	9,45	9,95	
П900	2,43	4,13	5,37	6,07	6,82	7,54	7,91	8,33	8,77	9,27	9,86	
П800	2,65	4,5	5,67	6,27	6,87	7,46	7,88	8,22	8,39	8,78	9,13	
П20	4,28	7	8,52	9,3	10,06	10,91	11,5	-	-	-	-	
П900пр	1,79	2,9	3,57	3,91	4,41	4,8	-	5,19	-	5,77	-	
Марка	Нагрузка Р, т / прогиб f, мм											
	32	32,5	33	34	36	38	40	42	43	44		
П1000	10,6	11,06	12,36	-	-	-	-	-	-	-		
П900	10,97	11,57	-	-	-	-	-	-	-	-		
П800	9,71	11	-	-	-	-	-	-	-	-		
П900пр	6,16	-	-	6,64	7,11	7,61	8,14	9,25	9,84	10,47		

В процессе испытаний производились замеры прогиба центра пластины (выгиба из плоскости). Графики зависимости «нагрузка – прогиб» для некоторых пластин представлены на рисунке 2.

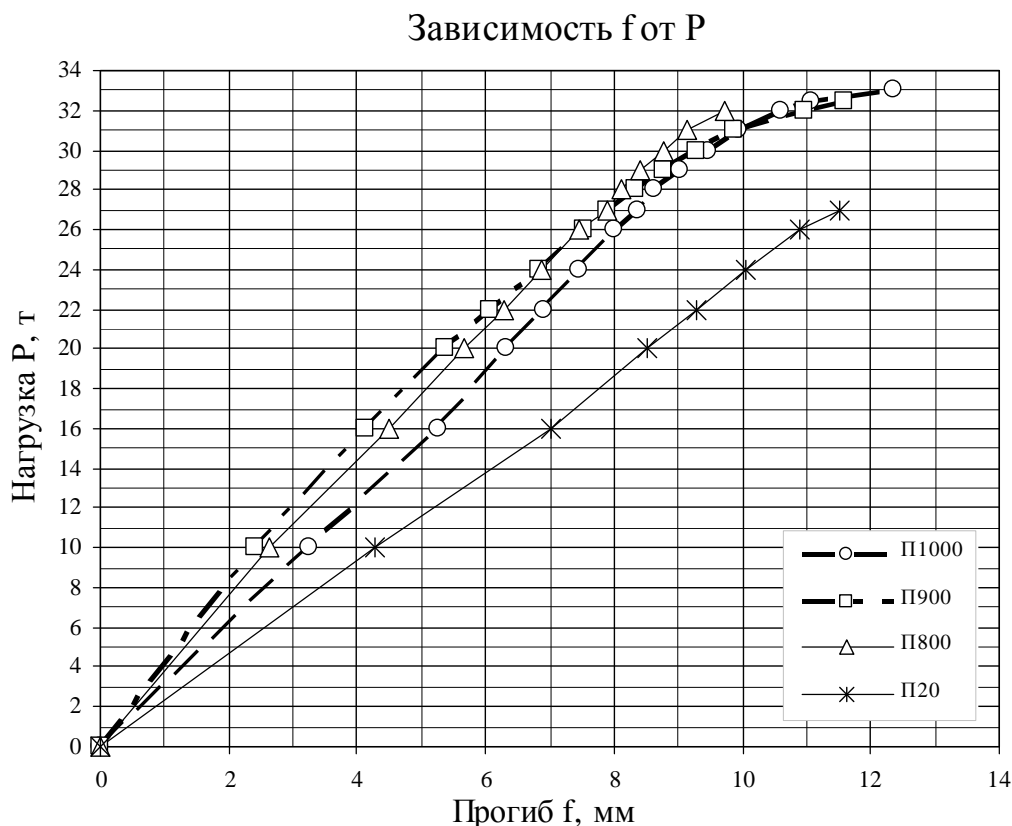


Рисунок 2 - Зависимость «нагрузка – прогиб» для пластин при разных температурах нагрева:

- а) П1000 – пластина с температурой нагрева до 1000 °С;
- б) П900 – пластина с температурой нагрева до 900 °С;
- в) П800 – пластина с температурой нагрева до 800 °С;
- г) П20 – пластина в состоянии поставки.

Как видно из представленных графиков, прогиб центра пластин, предварительно напряженных ЛТВ, при одной и той же нагрузке меньше, чем у пластины в состоянии поставки, а величина критической силы больше примерно на 20 %.

Пластины нагревались в свободном состоянии и после остывания имели деформированную форму поверхности. Максимальная величина выгиба для разных пластин составляла 3 мм. Для исключения влияния остаточного выгиба была выполнена правка пластины с температурой нагрева до 900 °С.

После правки пластина была испытана по приведенной выше схеме. Графики зависимости «нагрузка – прогиб» для пластин, предварительно напряженных ЛТВ путем разогрева до температуры 900 °С (с ес-

тестовым охлаждением без правки и аналогичной пластины после правки) представлены на рисунке 3.

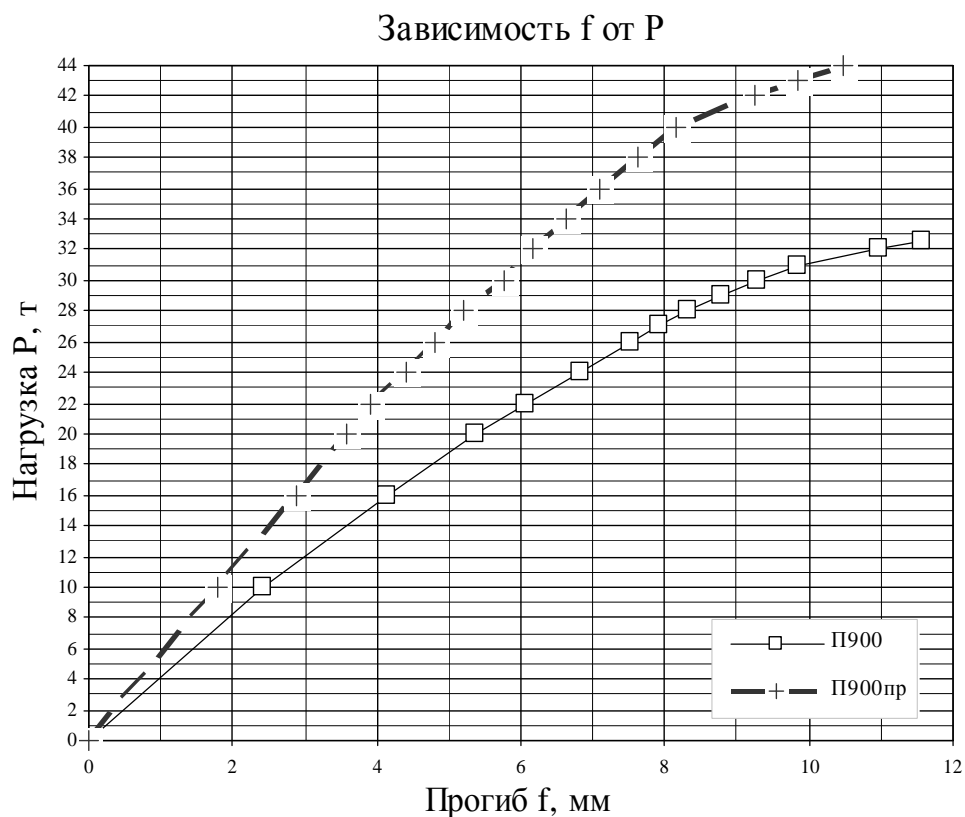


Рисунок 3 - Зависимость «нагрузка – прогиб» для пластин с температурой нагрева до  $900^{\circ}\text{C}$ :

- а) П900 – пластина с естественным охлаждением без правки;
- б) П900пр – аналогичная пластина после правки.

Как видно из графиков, представленных на рисунке 3, прогиб центра пластины с температурой нагрева  $900^{\circ}\text{C}$  после правки (П900пр.) меньше, чем прогиб пластины в естественном состоянии (П900). Величина критической нагрузки для пластины П900пр примерно на 35% выше, чем пластины П900, и примерно на 62% выше, чем для пластины в состоянии поставки (П20).

На основании проведенных исследований сделаны следующие выводы.

1. После предварительного напряжения ЛТВ (путем разогрева в центре до температуры, превышающей  $800^{\circ}\text{C}$ ) отмечено повышение величин критических сил (несущей способности) сжатых по двум краям пластин. Повышение критических сил можно объяснить наличием ОНС, при котором в центре была сформирована зона ОРН.

2. Наличие остаточного выгиба снижает величину критических сил. Ликвидация остаточного выгиба способствует повышению несущей способности пластины примерно на 35%.

3. С целью уменьшения неравномерных деформаций элементов конструкций, в частности пластин, необходимо производить симметричный нагрев с обеих сторон с ограничением краевых перемещений.

*Виконаний аналіз результатів випробування пластин, попередньо розогрітих до різних температур в центрі, на стиснення по двом протилежним кромкам.*

*The analysis of results of test of plates preliminary warmed-up to different temperatures in a center is done, on the compression on two opposite edges.*

#### **Библиографический список**

1. ДБН В.2.3-14:2006. Споруди транспорту. Мости та труби. Правила проектування / Мінбуд України. - К.: Мінбуд України, 2006. – 359 с.

2. Недосека А.Я. Основы расчета и диагностики сварных конструкций. – К.: ИНДПРОМ, 2001. – 815 с.

3. Голоднов А.И. Регулирование остаточных напряжений в сварных двутавровых колоннах и балках. – К.: Сталь, 2008. – 150 с.

4. Терещенко В.И. Продольные деформации в двутаврах с предварительным натяжением стенки // Автомат. сварка. – 1963. - № 7. - С. 50-59.

5. Чонов А.А. Устойчивость подкрепленных панелей с учетом пластичности при нестационарном нагреве и нагружении // Учен. Зап. ЦАГИ. - 1990. – 21. - №2.- С. 101-110, 131.

6. Мотовиловец И.А. Об устойчивости пластины при локальном нагреве // Прикладная механика. – 1996. – 32. - №9. - С. 72-79.

7. Мазо Б.И. Исследования стальных балок, предварительно напряженных термическим способом, без специальных напрягающих элементов: Автореф. дис ... канд. техн. наук: 05.480 / ЛИСИ. – Ленинград, 1972. – 25 с.

***Рекомендовано к печати д.т.н., с.н.с. Голодновым А.И.***

*к.т.н., доц. Симонова И.Н.,  
к.т.н., доц. Долголаптев В.М.,  
к.т.н., доц. Николаева Е.К.,  
аспирант Симонов С.И.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **«ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНЫЕ ЗДАНИЯ» КАК НОВОЕ НАПРАВЛЕНИЕ В СТРОИТЕЛЬСТВЕ**

*Досліджений сучасний світовий досвід застосування «енергоефективних будівель» і сформульовані завдання по ефективному використанню теплової енергії*

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

"Энергоэффективные здания" как новое направление в экспериментальном строительстве появились после мирового энергетического кризиса 1974 года. Энергопотребление зданий, которое не было определяющим показателем в прошлом, стало доминирующим критерием качества проекта. Проект первого энергоэффективного здания начал осуществляться в 1972 году в Манчестере, штат Нью-Хэмпшир, США архитекторами Николасом Исааком (Nicholas Isaak) и Эндрю Исааком (Andrew C. Isaak), [1]. Второе здание, которое было запроектировано и построено как энергоэффективное, - это здание "EKONO-house" в г.Отаниеми, Финляндия. Важно отметить, что уже 30 лет назад в обоих зданиях было предусмотрено использование тепла солнечной радиации и возможностей компьютерной техники для управления инженерным оборудованием. Первая тенденция продолжает успешно развиваться, в том числе даже в такой северной стране, как Финляндия, - например, в экспериментальном строительстве жилого района VIIKKI (Хельсинки, Финляндия), а вторая тенденция выросла в крупное направление в инженерии зданий, получившее название "Интеллектуальные здания", [2].

К настоящему времени в мире построено немало энергоэффективных зданий, но, к сожалению, они не стали образом архитектуры конца XX века. Вместе с тем, реализация этих проектов связана с защитой окружающей среды, повышением качества среды обитания человека, сохранением природных богатств - защитой интересов будущих поколений и в этом, несомненно, практическая и научная ценность исследований данного вопроса.



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

Научные основы проектирования энергоэффективных зданий, являются оригинальными разработками Ю. А. Табунщикова и М. М. Бродач. Они основываются на рассмотрении здания и окружающей природной среды как единой энергетической системы. В соответствии с принципами системного анализа проектирование энергоэффективного здания рассматривается как оптимизация взаимосвязанных энергетических подсистем, описываемых математическими моделями.

Вместе с тем ощущается явная нехватка информации о научных методах, на основе которых осуществляется проектирование зданий. Не менее остро ощущается также и необходимость уточнения терминологии энергоэффективности.

Выше указанными авторами предлагается использовать два понятия: энергоэффективные здания и энергоэкономичные здания. Энергоэффективное здание включает в себя совокупность архитектурных и инженерных решений, наилучшим образом отвечающих целям минимизации расходования энергии на обеспечение микроклимата в помещениях здания. Энергоэкономичное здание включает в себя отдельные решения или систему решений, направленных на снижение расхода энергии на обеспечение микроклимата в помещениях здания. Из приведенных определений ясно различие между энергоэффективным и энергоэкономичным зданиями. Первое есть результат выбора определенными научными методами совокупности технических решений, наилучшим образом отвечающих поставленной цели. Второе есть результат суммирования ряда энергосберегающих решений в одном объекте, [3].

В соответствии с методологией системного анализа, математическую модель теплового режима здания как единой теплоэнергетической системы целесообразно представить в виде трех взаимосвязанных моделей, более удобных для изучения [4, 5, 6]:

- математической модели теплоэнергетического воздействия наружного климата на здание;
- математической модели теплоаккумуляционных характеристик оболочки здания;
- математической модели теплоэнергетического баланса помещений здания.

Подробное описание математических моделей отдельных элементов здания и здания как единой энергетической системы дано в [4, 5, 6].

Оптимизационная задача для энергоэффективного здания имеет следующее содержание: определить показатели архитектурных и инженерных решений здания, обеспечивающих минимизацию расхода энергии на создание микроклимата в помещениях здания.

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

Жилищно-коммунальное хозяйство, по оценкам разных авторов в разных странах, потребляет 25–40% энергоресурсов [1]. Какие изменения произошли в странах, использовавших энергетические программы?

За последние полтора-два десятилетия различным странам удалось не только задержать, но и существенно снизить рост энергопотребления в строительном секторе. Например, Дания уже к 1985 году потребляла на 28% меньше тепловой энергии на эти цели по сравнению с 1972 годом, что с учетом возрастания жилой площади за этот период фактически привело к энергосбережению на 47% по отношению к 1 м<sup>2</sup> жилья.

В настоящее время Европейским парламентом и Советом Европейского союза разработана Директива по энергетическим характеристикам зданий, обязательная для применения во всех странах, входящих в Европейский союз. Целью Директивы является улучшение энергетических параметров жилых зданий, потребляющих около 40% производимой энергии (с учетом местных климатических и внутренних условий, а также с учетом эффективного использования финансовых средств).

Государства, входящие в Евросоюз, должны обеспечить такие условия, чтобы перед началом строительства новых зданий полезной площадью более 1000 м<sup>2</sup> были бы рассмотрены следующие источники энергии (в зависимости от местных условий):

- системы централизованного теплоснабжения района или квартала при их наличии;
- автономные установки комбинированного производства тепловой и электрической энергии;
- установки децентрализованного энергоснабжения, основанные на возобновляемых источниках энергии;
- тепловые насосы (при определенных условиях).

Представленным перечнем констатируется, что базовое решение проблемы источника энергии, а именно сжигание топлива в котле, предназначенном для передачи воде тепла, высвобождаемого в процессе горения, не является оптимальным решением.

Подчеркивается, что наибольший эффект в энергосбережении достигается в том случае, когда жители сами могут управлять энергопотреблением и оценивать результаты своей деятельности. Они должны иметь возможность регулировать свое потребление тепла и горячей воды. Инженерные системы следует проектировать таким образом, чтобы эта возможность была обеспечена.

Активную позицию по вопросам энергосбережения в зданиях занял Госстрой России. В 1995 году Госстроем были приняты новые нор-

мативные требования к тепловой защите зданий. В основу их был положен принцип поэтапного снижения расходов тепловой энергии на отопление с тем, чтобы за пять лет снизить уровень энергопотребления строящихся и реконструируемых зданий не менее чем на 40% [1].

Большая работа проведена НИИСФ РААСН по созданию системы территориальных строительных норм по энергетической эффективности зданий и внедрению ее в 37 регионах РФ с населением свыше 70 млн. человек.

В основных положениях Энергетической стратегии России на период до 2020 года отмечено, что природные топливно-энергетические ресурсы и созданный производственный, научно-технический и кадровый потенциал энергетического сектора экономики – национальное достояние России. Эффективное его использование является необходимой основой выхода страны из кризиса и перехода на траекторию устойчивого развития, обеспечивающего рост благосостояния народа, [1].

Следует отметить большие достижения в энергосбережении эталонных жилых зданий, построенных в Москве: в 8-м микрорайоне Куркино, энергоэффективный жилой дом в микрорайоне Никулино-2. Проект “Энергоэффективный жилой дом в микрорайоне Никулино-2” был реализован в 1998-2002 гг. Министерством обороны РФ совместно с Правительством Москвы, Минпромнауки России, Ассоциацией “НП АВОК” и ОАО “ИНСОЛАР-ИНВЕСТ” в рамках “Долгосрочной программы энергосбережения в г. Москве”.

Базовой серией для реализации проекта была выбрана типовая серия жилых домов 111-355. МО, рис.1 Эта серия наиболее полно отвечает требованиям энергоэффективности с точки зрения архитектурных и объемно-планировочных решений и по своим энергосберегающим показателям действительно является перспективной для жилищного строительства.

НИИСФ предложены основные положения новой стратегии жилищного строительства России на период до 2015 года. Суть этой стратегии заключается в нахождении путей создания Комфортных Энерго-Ресурсо- Минимизирующих жилых зданий (КЭРМ-хаус) со сниженным в 3–4 раза потреблением первичной энергии по сравнению с базовым годом (2001) и действующими нормами. Очевидно, что создание зданий КЭРМ-хаус с удельным конечным энергопотреблением 18–35 кВт•ч/(м<sup>2</sup>•год) при 3000 градусо-сутках или 21,6–43 кДж/(м<sup>2</sup>•°С•сут) требует разработки системы общих энергетических показателей здания и квалитетических методов их оценки как для сооружения в целом, так и по видам расходуемой энергии.

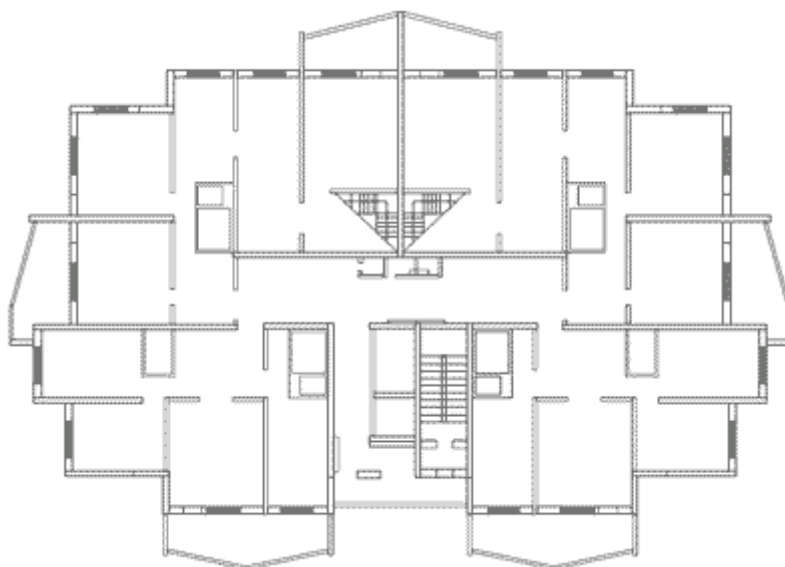


Рисунок 1 - План типового этажа жилого дома



Такое существенное снижение энергопотребления требует разработки новых объемно-планировочных и конструктивных решений КЭРМ–хаус с точки зрения их энерго– ресурсо– минимизации, формирования его объема с оптимизацией ориентации и площади наружных ограждений, дифференциации размещения помещений в зависимости от требуемых комфортных условий и их функциональной направленности.

Проектирование таких зданий должно вестись с использованием высокоэффективных, экологически чистых и долговечных материалов и технологий. При этом должны быть исследованы возможности применения как новых, так и традиционных строительных материалов, включая особо легкие ячеистые бетоны и дерево, а также использованы разнообразные технологии утилизации теплоты в процессе теплопередачи, при удалении вентиляционного воздуха, при поступлении в здание солнечной радиации, системы низкотемпературной тепловой энергии грунта, воды,

воздуха. Нужны долговечные автоматизированные системы управления микроклиматом. Будут учтены и совокупные затраты энергии на производство строительных материалов и выбраны наиболее энергоэффективные материалы [1].

Интересны данные по определению уровня эффективности домов. В Европе он определяется по величине годового энергопотребления здания в кВт/ч на 1 кв.м отапливаемых площадей или по годовому расходу дизельного топлива в литрах на 1 кв.м отапливаемых площадей здания. В настоящее время эти показатели обязательно указываются при продаже домов в качестве важнейшей энергетической характеристики. Стоимость энергоэффективных домов на вторичном рынке, например в Германии в существенной степени зависит от уровня его энергоэффективности и наибольшим спросом пользуются дома ультранизкого потребления и пассивные дома, потому что эти дома отличаются, прежде всего, повышенным комфортом внутреннего микроклимата помещений.

Сегодня в Германии дом с низким энергопотреблением уже норма. И такого уровня домов построено более 100 000. Однако еще более быстрыми темпами осваиваются дома с ультранизким энергопотреблением и пассивные дома, что объясняется высоким спросом на эти дома. Дома с нулевым и плюсовым энергопотреблением строятся больше в экспериментальном плане и являются домами будущего.

С целью решения проблемы энергосбережения в строительных объектах и обеспечения энергоэффективности зданий Министерство строительства, архитектуры и жилищно-коммунального хозяйства Украины с 1 апреля нынешнего года вводит ДБН В.2.6-31:2006 «Конструкції будинків і споруд. Теплова ізоляція будівель».

До введения этих норм здания проектировались по СНиП II-3-79\*\*, который был разработан в 1979 году, в него вносились определенные изменения, последние из которых (украинские) датируются 1994 годом. В основу СНиП II-3-79\*\* были заложены еще те концепции строительства, которые существовали во времена, когда понятия энергетического кризиса просто не существовало. В связи с этим, СНиП II-3-79\*\* требовал изменений и переработки, что и осуществлено введением ДБН В.2.6-31:2006. Данный документ построен на методологических принципах, существующих в нормативной базе европейских стран, то есть он полностью отвечает требованиям, устанавливаемым в Директиве Европейского парламента 2002/91/ЕС «Об энергетической эффективности здания». В ДБН В.2.6-31:2006 установлено понятие энергоэффективности здания и вводится классификация зданий по показателю энергетической эффективности, а, кроме того, правила проектирования устанавливаются с учетом особенностей современных ограждающих конструкций.

Как уже отмечалось, в ДБН В.2.6-31:2006 повышены нормы теплоизоляции здания. В новых нормах здание рассматривается с точки зрения его энергоэффективности, что подразумевает не просто энергосбе-

режение, а обеспечение оптимального микроклимата в помещении при оптимальном расходовании энергоресурсов. Здание рассматривается как единая теплоизолирующая оболочка, элементы которой взаимосвязаны, и уровень теплоизоляции каждого из них можно оптимизировать. Все это приводит к тому, что повышаются требования к инженерному обеспечению проектной проработки здания, вводятся альтернативные методы проектирования теплоизоляции здания за счет оптимизации энергопотерь через различные элементы ограждающей оболочки здания.

Результативность энергосбережения в Украине можно проследить на примере двух централизованных программ, осуществление которых обеспечивает Госкомэнергосбережение. Это опыт деятельности Украинской энергосберегающей сервисной компании УкрЭСКО и проведение энергосберегающих мероприятий в бюджетной сфере.

УкрЭСКО осуществляет финансирование и выполнение «под ключ» энергосберегающих проектов в Украине на средства кредита ЕБРР на сумму 20 млн. долларов США. Результаты свидетельствуют, что, несмотря на достаточно высокую кредитную ставку (12—13 процентов годовых в валюте), имеется значительный рынок для разворачивания деятельности УкрЭСКО. Так, к концу третьего квартала 2001 г. в стадии реализации было 8 проектов на общую сумму 2,5 млн. долл. США, в стадии подписания контрактов — 3 проекта на сумму 6,1 млн. долл. и в процессе подготовки — еще 17 проектов на сумму 15 млн. долл., [7].

Институтом КиевЗНИИЭП разработаны первоочередные меры по энергосбережению. К ним относят:

- *установка приборов учета потребления тепловой энергии.* Срок окупаемости — 0,5-2 года, экономятся средства на теплоснабжение (20-50%);
- *автоматическое регулирование тепловой мощности.* Системы отопления, вентиляции и горячего водоснабжения должны быть оборудованы регулируемыми клапанами, которые уменьшают оборот теплоносителя в зависимости от потребностей. Энергия и средства экономятся на 10-15%, срок окупаемости — 2-4 года;
- *снижение тепловой мощности в нерабочее время.* Ночью, в выходные дни, а также во время каникул в учебных заведениях температура в помещениях должна снижаться, а системы горячего водоснабжения — отключаться. Такой режим автоматически обеспечивает специальный регулятор. При этом, экономия энергии и средств — 20-25%, срок окупаемости—0,5-1год;
- *утепление крыши малоэтажных домов.* Во время ремонта кровель домов целесообразно усилить их тепловую изоляцию. В этом случае, например, для 2-этажного здания экономия энергии и средств составит 15-20%, срок окупаемости — 2,5-3 года.

С целью повышения качества проектных решений жилых и общественных зданий, разрабатывается информационно-поисковая система

*"Каталог продукции и видов деятельности в области гражданского строительства в Украине" (ИПС "СТРОЙИНФО"). В качестве приоритетных тематических разделов базы данных ИПС определены номенклатурные группы продукции, применяемые в энергоэффективных системах или устройствах, производимых серийно или партиями.*

Идея возникла в связи с тем, что справочная информация поставщиков продукции, применяемой в гражданском строительстве, как правило не содержит многих необходимых технико-экономических и эксплуатационных показателей изделий. Это увеличивает сроки принятия решений при проектировании.

Кроме того, в поддержку энергосбережения вышли следующие законодательные акты: Закон України від 24.06.04 №1869-4 "Про Загальнодержавну програму реформування і розвитку житлово-комунального господарства України на 2004-2010 роки", наказ Міністерства будівництва, архітектури та житлово-комунального господарства України (Мінбудархітектури) від 09.09.2006р. № 301 «Про надання чинності ДБН В.2.6.-31:2006 "Конструкції будівель і споруд. Теплова ізоляція будівель"» та Програма реконструкції житлових будинків перших масових серій, затвердженої постановою Кабінету Міністрів України від 14 травня 1999 р. N 820.

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

Повышение энергоэффективности зданий в основном достигается:

- увеличением сопротивления теплопередаче ограждающих конструкций (используются эффективные утеплители)
- применением систем вентиляции с возвратом тепловой энергии удаляемого воздуха (при этом 1 кВт электроэнергии обеспечивает до 7 кВт тепловой энергии)
- использованием индивидуальных или коллективных установок возобновляемой энергии и энергоэффективных отопительных систем (солнечные коллекторы и батареи, тепловые насосы, биоэнергетические установки, ветровые электростанции, инфракрасные нагреватели, карбоновые нагреватели, энергосберегающие осветительные и нагревательные приборы и др.)
- применением систем автоматического управления режимами работы инженерного оборудования и бытовых электроприборов (оптимизируются режимы экономии расхода энергии и автоматически поддерживается комфортный микроклимат внутри помещений)
- энергоэффективными архитектурно-планировочными решениями (выбор энергоэффективной формы и дома, энергетически рациональная ориентация дома по частям света и розе ветров, энергетически рациональное расположение буферных зон, зимних садов, атриумов оконных и дверных проемов и т.д.)

На основании вышесказанного можно дать исчерпывающее понятие энергоэффективности здания: это совокупность архитектурно-планировочных, конструктивных и инженерных решений в здании, обес-

печивающих комфортность проживания и минимум затрат тепловой энергии, приходящейся на поддержание микроклимата в помещении.

Учитывая опыт Европейских стран по эффективному использованию тепловой энергии, необходимо решение следующих задач:

- разработка энергетических паспортов зданий;
- проведение энергоаудита зданий с определением фактических энергетических расходов на отопление;
- эффективная теплоизоляция вновь возводимых и реконструируемых зданий с учетом требований современных нормативных документов (ДБН В.2.6.-31:2006 "Конструкції будівель і споруд. Теплова ізоляція будівель");
- разработка энергетической доктрины в строительстве и реконструкции, имеющей целью значительное сокращение энергоемкости строящихся и эксплуатируемых зданий.

*Исследован современный мировой опыт применения «энергоэффективных зданий» и сформулированы задачи по эффективному использованию тепловой энергии.*

*The explored modern world experience of the using "energy efficient buildings" and is worded problems on efficient use the heat energy.*

### **Библиографический список**

1. Доклад на сессии Общего собрания Российской академии архитектуры и строительных наук «Ресурсо– и энергосбережение как мотивация творчества в архитектурно-строительном процессе», 28 – 31 мая 2003 года, Казань) В. А. Ильичев, вице-президент РААСН.

2. Табуничиков Ю.А. Энергоэффективное здание как симбиоз творчества архитектора и инженера. Настоящие труды РААСН, 2003.

3. Ю.А.Табуничиков, М.М.Бродач, Н.В.Шилкин, “Энергоэффективные здания”.

4. Табуничиков Ю.А. Основы математического моделирования теплового режима здания как единой теплоэнергетической системы. Докторская диссертация. - М.: НИИСФ, 1983.

5. Табуничиков Ю.А., Хромец Д.Ю., Матросов Ю.А. Тепловая защита ограждающих конструкций зданий и сооружений. - М.: Стройиздат, 1986.

6. Tabunschikov Y. Mathematical models of thermal conditions in buildings, CRC Press, USA 1993.

7. Энергосбережение: больше чем клондайк для экономики Украины или цена прерванной культурной традиции Автор: Виктор ЖОВТЯНСКИЙ (заместитель председателя Госкомэнергосбережения, доктор физико-математических наук).

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Давиденко А.И.*



*к.т.н., доц. Симонова И.Н.,  
к.т.н., доц. Долголаптев В.М.,  
к.т.н., доц. Николаева Е.К.,  
аспирант Симонов С.И.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ПУТИ СНИЖЕНИЯ ЭНЕРГОЗАТРАТ ЖИЛЫХ ЗДАНИЙ НА СТАДИИ ПРОЕКТИРОВАНИЯ**

*Позначені проблеми теплозахисту будівель і намічені завдання дослідження енергоефективних проектних рішень.*

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

Требования к повышению тепловой защиты зданий и сооружений, основных потребителей тепловой энергии, являются объектом государственного регулирования в большинстве стран мира. Эти требования рассматриваются не только с точки зрения дороговизны цен на энергоносители, основными потребителями которых является коммунальный сектор, но также с точки зрения охраны окружающей среды, уменьшения влияния «парникового» эффекта, возникающего преимущественно за счет выбросов в атмосферу CO<sub>2</sub>.

К решению задач по энергосбережению зданий нужно подходить комплексно, необходимо принимать меры по повышению эффективности инженерного оборудования как существующих зданий, так и вновь строящихся, снижению потерь энергии при ее выработке и особенно транспортировке, а также по сокращению расхода тепловой энергии путем автоматического управления оборудования и инженерных систем в целом.

Одним из наиболее энергозатратным является жилой фонд 5-ти этажных жилых домов первых массовых серий, которыми застраивались все города Украины и которые составляют четверть всего жилого фонда страны. Поэтому значительная часть энергетических ресурсов просто расточительно расходуется на поддержание необходимого микроклимата в помещениях из-за несовершенства объемно-планировочных решений здания и ограждающих конструкций, а доля эксплуатационных расходов на отопление зданий весьма велика. Поэтому в настоящее время вышел целый комплекс нормативных документов по проектированию современных зданий и сооружений, направленных на экономию тепловой энергии, согласно которым должны проектировать-

ся современные здания и сооружения. Эти нормы не только в несколько раз увеличили требуемые сопротивления теплопередачи современных ограждающих конструкций, закрепили правила проектирования ограждений, но и предусматривают введение новых показателей энергетической эффективности зданий – удельного расхода тепловой энергии на отопление за отопительный период с учетом инфильтрации, теплопоступлений и ориентации здания по сторонам света, устанавливают их классификацию по показателям энергетической эффективности [1].

Современные здания необходимо проектировать с учетом требований к:

- приведенному сопротивлению теплопередаче всех ограждающих конструкций зданий, а также учета теплопередачи через конструкции внутренних стен, что разделяют помещения, температура воздуха в которых отличаются на  $3^{\circ}$  и больше;
- ограничению температуры и недопущению конденсации влаги на внутренней поверхности ограждения;
- удельному показателю расхода тепловой энергии на топление зданий;
- теплоустойчивости ограждающих конструкций в теплый период года и помещений здания в холодный период года;
- защите от переувлажнения ограждающих конструкций;
- теплоусвоению поверхности полов;
- классификации, определению и повышению энергетической эффективности проектируемых и существующих зданий;
- контролю нормируемых показателей, включая энергетических паспорт здания.

**Анализ исследований и публикаций.** Анализ опыта различных стран в решении проблемы энергосбережения свидетельствует, что одним из наиболее эффективных путей ее решения является сокращение потерь тепла через ограждающие конструкции зданий и сооружений. Кроме того, современная планировка домов и квартир в них должна отвечать требованиям повышения комфортности жилища за счет совершенствования планировочных решений квартир, эксплуатационных качеств ограждающих конструкций и систем инженерного оборудования.

Опыт проведения энергосберегающих мероприятий на Украине имеется. Про это свидетельствуют результаты применения целой серии эффективных энергосберегающих способов процессе реконструкции 5-ти этажного 6-ти секционного панельного дома в г. Харькове [2].

Этот проект является одним из наиболее удачных с точки зрения экономии объемов расхода тепловой энергии и стимулирования жителей к экономии и дает возможность оценить потенциал энергосбережения,

так как за основу реконструкции выбирался наиболее энергозатратный дом, сопротивление теплопередаче наружных стен которого в 3-4 раза меньше принятых в 2006 году нормативов к теплозащите зданий и это не учитывая современных норм, введенных с января 2008 года.

В связи с проведением радикальных реформ на рынках Украины, появилась возможность вкладывать капитал в строительство жилья, так как приобретение недвижимости – это один из путей борьбы с инфляцией. Конечно же, заказчик не захочет вкладывать деньги в стандартную типовую застройку, он потребует особого комфорта и предъявит повышенные требования к качеству жилья.

Безусловно, качество жилья должно улучшаться, что, несомненно, приводит к применению конструктивных схем здания значительно расширяющих внутреннее пространство помещения и увеличивающих их высоту. Используемые для оценки объемно-планировочного решения здания коэффициенты  $K_1$  и  $K_2$  явно устарели для современного строительства и недостаточны для технико-экономической оценки проекта. Одним из вариантов улучшения комфортности жилья и расширения внутреннего пространства помещений является применение для возведения зданий массового строительства каркасной строительной системы на основе существующих серий, что позволит таким домам вписаться в любой ландшафт города, даже в его старую застройку.

Однако такие дома с большими площадями квартир требуют значительного расхода тепловой энергии в зимнее время, поэтому возникает необходимость разработать для современных зданий энергосберегающие мероприятия, приводящие к улучшению комфортных условий в квартире, но не удорожающих стоимость проживания.

Одним из способов экономии тепловой энергии здания является применения эффективной теплоизоляции зданий, поэтому дальнейшие исследования будут направлены на анализ существующего рынка утеплителей в Украине, так как на современном рынке существует огромное количество утеплителей, не имеющих сертификата качества и не отвечающих современным требованиям, а также на разработку различных вариантов утепления зданий, выбор наиболее оптимальных по стоимости и конструктивному решению и составлению энергетических паспортов жилых домов с различными конструктивными схемами.

Энергетический паспорт здания даст не только общую информацию о строящемся или существующем здании, но и укажет расчетные параметры воздуха, геометрические и теплофизические показатели здания, а также их энергетические показатели: удельную тепловую характеристику здания, максимальные допустимые значения удельных затрат на отопление, класс энергетической эффективности здания.

Эффективность теплоизоляции зданий может быть оценена только повсеместной паспортизацией зданий с назначением класса энергетической эффективности. Кроме того, энергетический паспорт дает потенциальным покупателям и жильцам конкретную информацию о том, что они могут ожидать от здания с точки зрения теплоснабжения и энергетической эффективности. Следовательно, энергетический паспорт является обоснованным документом для экономического стимулирования энергосбережения (льготное налогообложение, кредитование, дотации и т.д.) и объективной оценки стоимости жилья.

**Постановка задачи.** Основной задачей является исследование зданий повышенной комфортности с различными конструктивными схемами и объемно-планировочными решениями, а также разработка рекомендаций по экономии тепловой энергии здания и рационального выбора ограждающих конструкций.

Основным заданием проекта является разработка рациональных конструктивных и объемно-планировочных решений жилых домов на основе использования существующих серий железобетонных каркасов и выявление закономерностей между архитектурно-планировочными решениями здания и его температурно-влажностным состоянием как единой энергетической системы. Для достижения цели и решения намеченных задач необходимо:

- разработать рабочие чертежи жилых зданий с учетом современных требований к объемно-планировочным решениям, используя различные конструктивные схемы;
- провести анализ использования рациональности применения различных видов утепления фасадов здания с целью экономии тепловой энергии;
- разработать математическую модель температурно-влажностного состояния здания как единой энергетической системы с учетом его объемно-планировочного решения;
- провести экспериментальные исследования распределения влажности и температуры в толщине наружного ограждения;
- разработать энергетический паспорт с присвоением каждому из вариантов разработанных зданий класса энергетической эффективности;
- провести расчеты экономической эффективности применения различных видов утепления наружных ограждений.

**Изложение материала и его результаты.** Основная идея состоит в том, что для улучшения качества жилья должны применяться конструктивные схемы здания значительно расширяющих внутреннее пространство помещения и увеличивающих их высоту. Одним из вариантов улучшения комфортности жилья и расширения внутреннего простран-

ва помещений предлагается применение для возведения зданий массового строительства каркасной строительной системы на основе существующих серий, тем более, что перспективность такого подхода подтверждается опытом стран СНГ, где подобные проекты уже реализованы на основе конструкций серий 1.020, Б1.020.1-7 (сборно-монолитный каркас АРКОС-1). В них применен сборно-монолитный каркас с плоскими дисками перекрытий, который состоит из сборных колонн и многопустотных плит, объединенных несущими и связевыми ригелями. Внутренние объемы разделены произвольно размещаемыми перегородками.

Применение каркасных домов позволяет не только более эффективно использовать индустриальную базу нашего государства, но и расширить номенклатуру жилищно-гражданских объектов и как следствие обогатить опыт проектирования. Тем более, что научно-проектное архитектурное бюро «ЛИЦЕНЗИАРХ», которое является коллективным членом Украинской Академии Архитектуры, на основе разработанных патентно-лицензионных предложений и изобретений, связанных с совершенствованием и дополнением существующих сборных железобетонных каркасных систем, выполнило ряд конкретных проектов по строительству объектов культурно-бытового назначения, малоэтажных жилых комплексов повышенной комфортности.

Однако комфортность проживания в таких зданиях в решающей степени зависит от температурно-влажностных условий в помещениях. Рынок Украины предлагает огромное количество утеплителей как отечественного, так и импортного производства, требующих исследования. Растущие требования к тепловой защите зданий будут стимулировать дальнейшее активное применение теплоизоляционных материалов, но главной задачей является применение наиболее эффективного способа утепления здания, т. е. рационального проектирования ограждающих конструкций и исследование их эксплуатационных качеств для различных температурных зон Украины.

Рационально запроектированные наружные ограждающие конструкции должны удовлетворять следующим теплотехническим требованиям: обладать достаточными теплозащитными свойствами, чтобы лучше сохранять тепло в помещениях в холодное время года или защищать помещения от перегрева в летнее время; не иметь при эксплуатации на внутренней поверхности слишком низкой температуры, значительно отличающейся от температуры внутреннего воздуха, во избежание образований в ней конденсата и охлаждения тела человека от теплотерии излучением; сохранять нормальный влажностный режим, так как увлажнение ограждения ухудшает температурно-влажностный климат в помещении и др.

Практическая реализация этих требований привела к появлению различных конструктивно-технологических решений утепления фасадов как реконструируемых, так и вновь возводимых зданий. При этом все многообразие существующих строительно-технологических решений можно свести к двум видам:

- «мокрые» фасады;
- вентилируемые фасады.

Целесообразность той или иной системы утепления определяется по ряду показателей:

- сопротивление теплопередаче конструкций из условий энергосбережения;
- ее экономическая эффективность применения (приведенные затраты);
- противопожарную безопасность;
- архитектурную выразительность;
- стойкость к погодным условиям и др.

Поэтому помимо существенной экономии энергии, системы наружной теплоизоляции в значительной степени способствуют повышению качества и комфортности жилья, создают более здоровый климат в помещениях, обеспечивая температуру внутренней поверхности наружных стен практически равной температуре воздуха внутри здания, избавляют жилье от сквозняков, делают его прохладнее летом и теплее зимой. Кроме того, устройства теплоизоляции здания защищает стену от попеременного замерзания, оттаивания и других атмосферных воздействий; выравнивает температурные колебания основного массива стены, благодаря чему исключается появление в нем трещин вследствие неравномерных температурных деформаций; сдвигает точку росы, благодаря чему исключается отсыревание внутренней части стены, т.е. создаются благоприятные условия проживания.

Применение утепленных фасадов снижает нагрузку на фундамент, увеличивает полезную площадь помещений при равной площади застройки, что существенно повышает ценность недвижимости.

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

Результаты исследований позволят строить современные дома повышенной комфортности, выполняя одно из требований нормативных документов по увеличению объемно-планировочных решений зданий, что обогатит опыт проектирования, улучшит само качество проживания.

Начиная с 1 января 2008 года вступает в действие ДБН В2.6-31-2006 "Теплова ізоляція будівель". Этот документ обуславливает новые, повышенные требования к энергоэффективности всех строящихся и реконструируемых зданий. И хотя понятие «энергосберегающий дом» в украинских нормативах пока отсутствует, наши дальнейшие разработки

должны для нашего региона ввести такое понятие, как норма. Мы вкладываем в понятие «энергосберегающий дом», в первую очередь, теплый дом, характеризующийся низким уровнем потребления тепловой энергии, необходимой для создания и поддержания в нем комфортного проживания не только за счет создания эффективной теплоизоляции наружных ограждений, но и благодаря придуманным архитектурно-строительным решениям, грамотно запроектированными и тщательно просчитанными конструкциями. Расположение и высота здания, направление ветров, отношение площади наружных стен к объему, взаимное расположение постоянно отапливаемых помещений, их высота, размещение тамбуров, число и размеры окон – все эти факторы должны учитываться при строительстве энергосберегающего дома.

Кроме того, после выхода в свет второго доклада международной группы специалистов по проблеме изменения климата (IPPC) больше не остается оснований сомневаться в реальности вредного воздействия парниковых газов на окружающую среду. Проблема парникового эффекта, возникающего за счет выбросов в атмосферу  $\text{CO}_2$  возникает в основном из-за отопления и кондиционирования среды зданий.

Одним из наиболее эффективных и быстродостижимых способов сокращения выбросов в  $\text{CO}_2$  атмосферу является уменьшение потребления энергии. В жилом секторе наиболее эффективно экономия энергии может быть достигнута путем применения современных теплоизоляционных материалов. Поэтому разработка и применение предлагаемого объемно-планировочного и конструктивного решения предлагаемых жилых домов повышенной комфортности найдет свое повсеместное применение в современных условиях.

Основная задача, решаемая при проектировании жилого дома в настоящее время – это повышение комфортности проживания, а также уменьшение удельных затрат тепловой энергии на отопление, что достигается различными способами утепления наружных ограждений.

При выполнении проекта будут:

- исследованы различные варианты архитектурно-планировочных решений зданий с целью разработки наиболее рациональных и оптимальных решений по стоимости и экономии тепловой энергии;

- проведены тепловизионные исследования зданий различных конструктивных схем.

- разработаны виды эффективной наружной теплоизоляции, при которой наружные стены будут оставаться сухими, так как точка росы (зона конденсации пара) будет выноситься за пределы ограждающей конструкции, что потребует качественного теплотехнического расчета по современным нормам Украины, а также расчетов распределения температуры и влажности в толще ограждения;

- произведена оценка энергосберегающих мероприятий посредством составления энергетического паспорта, который даст не только общую информацию о строящемся здании, укажет расчетные параметры воздуха, геометрические и теплофизические показатели здания, но и их энергетические показатели: удельную тепловую характеристику здания, максимальные допустимые значения удельных затрат на отопление, класс энергетической эффективности здания;
- произведены расчеты экономической эффективности применения различных видов утепления наружных ограждения.

*Обозначены проблемы теплозащиты зданий и намечены задачи исследования энергоэффективных проектных решений.*

*The marked problems heat-protection buildings and is intended problems of the study energy efficient design decisions.*

#### **Бibliографический список**

1. ДБН В.2.6-31:2006. Теплова ізоляція будівель. – На заміну СНиП II-3-79. – Київ.: Міністерство будівництва, архітектури та житлово-комунального господарства України, 2006. – 70 с.
2. Теплозбереження в п'ятиповерховому житловому фонді /В.М. Кірюшин и др. //Будівництво України. – 2007.-№2. – С. 17-21.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Давиденко А.И.*



*к.т.н., доц. Емец Е.В.*  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

## **АНАЛИЗ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ИЗГИБАЕМЫХ ЭЛЕМЕНТОВ**

*Стаття присвячена вивченню роботи жорстких вузлів сполучення несучих конструкцій багатопверхових каркасних будівель. В статті наведені результати випробувань моделі жорсткого вузлу, характер зміни жорсткості вузлів при зростанні навантаження.*

В настоящее время при проектировании строительных конструкций не теряют своей актуальности вопросы определения деформаций, образования трещин и ширины их раскрытия. Для правильного решения этих вопросов необходимы подробные сведения о напряженно-деформированном состоянии отдельных элементов конструкций, а также узлов их сопряжения при различных видах воздействий и уровнях напряжений.

В строительной механике изучаются самые современные методы расчета идеализированных расчетных схем, но любой из этих методов должен быть построен на объективной информации. Экспериментальные исследования работы железобетонных конструкций дают возможность создать методы и средства, позволяющие получить объективную информацию о свойствах конструкционных материалов, поведении элементов конструкций и действительной работе сооружений.

Целью испытаний, проведенных автором, является выявление реальной картины работы конструкции под нагрузкой и проведение экспериментальной проверки теоретических разработок. Расчет железобетонных конструкций со сложным напряженно-деформированным состоянием на ЭВМ с учетом изменений, происходящих в процессе нагружения, стал при этом неотъемлемой частью эксперимента. Результаты эксперимента послужили основой для совершенствования методики расчета каркасных зданий на неравномерно деформируемом основании, расчетной схемы и условий сопряжения элементов конструкций, а также уточнения законов деформирования бетона и арматуры.

Экспериментальные исследования работы жестких узлов сопряжения железобетонного ригеля и колонны проводились на моделях, изготовленных в лабораторных условиях, с целью определения прочности, жесткости и трещиностойкости конструкций.

Испытываемый образец железобетонных конструкций представляет собой жесткий узел сопряжения колонны и ригеля, изготовленный по серии 1.020.1-4 в масштабе 1:3.

Каркасы испытываемых образцов конструкций изготовлены из рабочей арматуры класса А-II диаметром стержней 12 мм и распределительной – проволоки Вр-I диаметром 6 мм.

Для определения деформаций в зоне опасных сечений на арматурные стержни наклеивались проволочные тензорезисторы типа 2ПКБ-2-100Б. Для измерения напряжений и деформаций бетона в зоне опасных сечений на бетонную поверхность образцов наклеивались тензорозетки на фибровые и боковые грани ригеля и на сжатые и наиболее растянутую грани колонны.

Для получения информации о характере деформирования и повреждениях, вызванных приложением нагрузки определенной величины было предусмотрено рациональное размещение механических приборов.

Для определения относительных деформаций сжатия и растяжения бетона были применены индикаторы часового типа (МИГ – 10). На рисунке 1 указаны места закрепления индикаторов.

Модель узла сопряжения ригеля с колонной была испытана на восприятие изгибающего момента.

По полученным в процессе эксперимента данным построена диаграмма деформирования бетона с учетом нисходящей ветви, что дало возможность качественно и количественно оценить напряженно-деформированное состояние конструкций в процессе нагружения, проанализировать характер трещинообразования в узле, а также получить картину разрушения конструкции жесткого узла.

Анализ результатов экспериментальных исследований разрушения нормальных сечений от действия изгибающего момента

В процессе обработки данных эксперимента был получен ряд показателей, характеризующих напряженно-деформированное состояние конструкции в период нагружения вплоть до ее разрушения при работе на изгиб.

Экспериментальные исследования работы жесткого узла сопряжения ригеля и колонны, загружаемого последовательно возрастающей нагрузкой вплоть до исчерпания им несущей способности, позволили выявить три характерные стадии напряженно-деформированного состояния в опасном сечении.

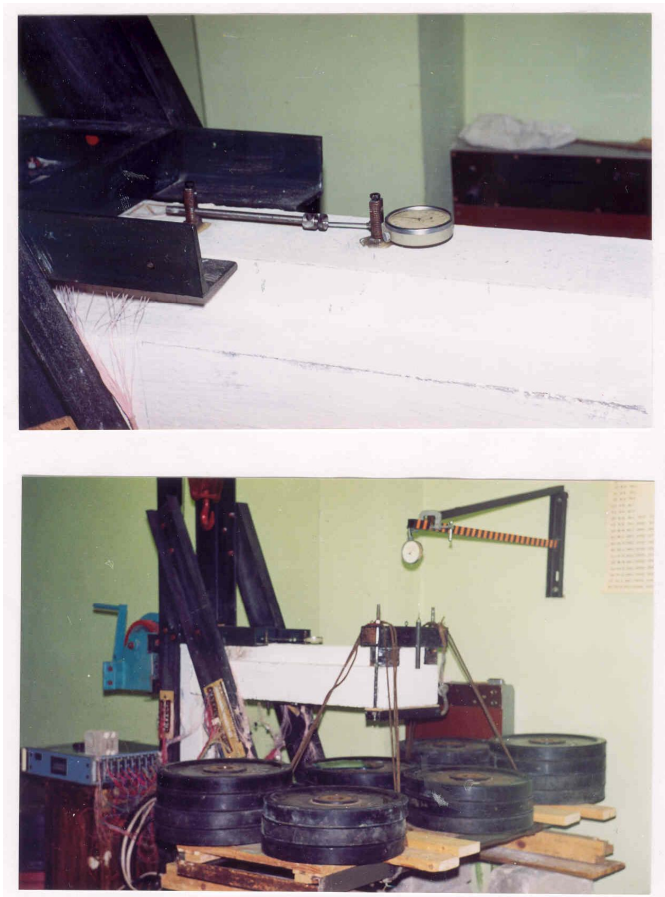


Рисунок 1 – Места закрепления механических приборов

На рисунке 2 изображены стадии напряженно-деформированного состояния в узле. На первой стадии при малых значениях нагрузки, напряжения в бетоне и арматуре невелики и деформации бетона носят преимущественно упругий характер. Зависимость между напряжениями и деформациями близка к линейной, эпюры нормальных напряжений в сжатой и растянутой зонах бетона считаются треугольными, а положение нейтральной оси ( $y_0$ ) совпадает с центром тяжести сечения, как указано на рисунке 3. Это состояние предшествует появлению трещин. Оно характеризуется равномерным распределением напряжений арматуры и бетона и совместностью их деформаций.

При нагрузке  $P = 3,5$  кН происходит разрушение бетона растянутой зоны сечения. При таком состоянии в растянутой зоне в сечении с трещиной внутренние растягивающие усилия воспринимаются арматурой верхнего ряда и частично растянутым бетоном над трещиной. На участках между трещинами сцепление арматуры с бетоном полностью не нарушается и бетон продолжает работать на растяжение.

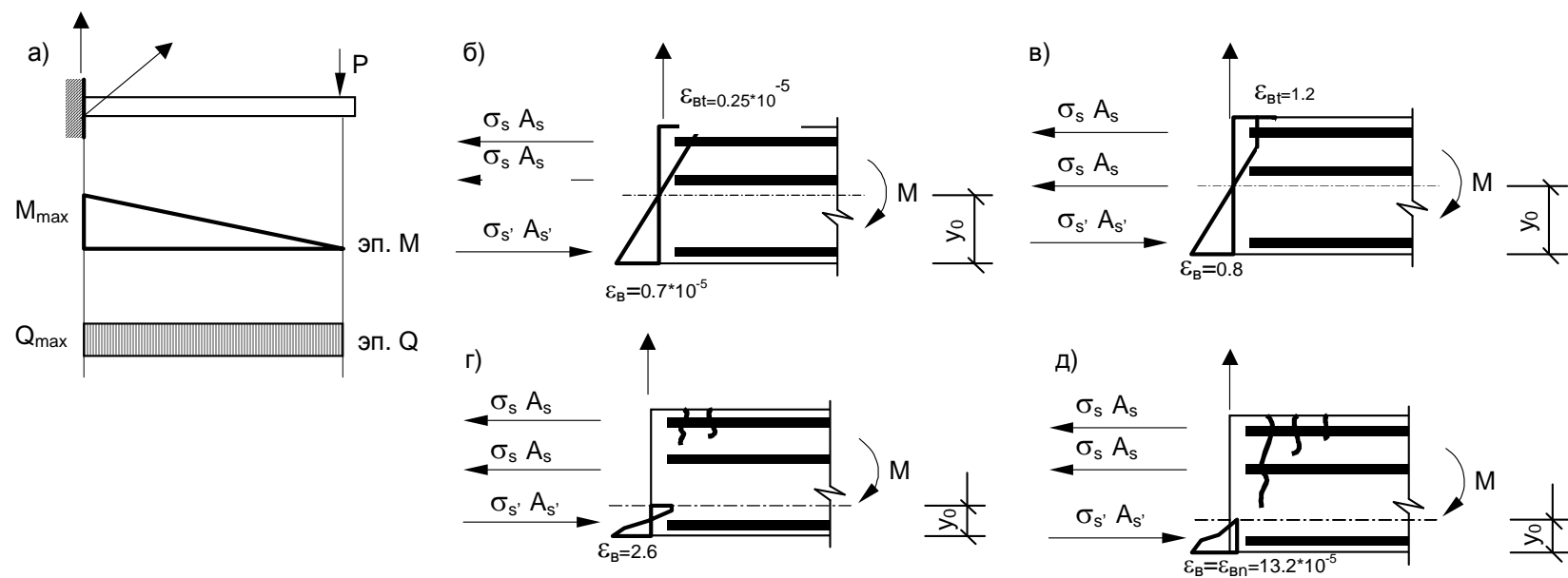


Рисунок 2 - Стадии напряженно-деформированного состояния в узле

а) расчетная схема испытываемой конструкции;

б) при  $M = 2$  кНм;

в) при  $M = 3$  кНм;

г) при  $M = 7$  кНм;

д) при  $M = 14$  кНм

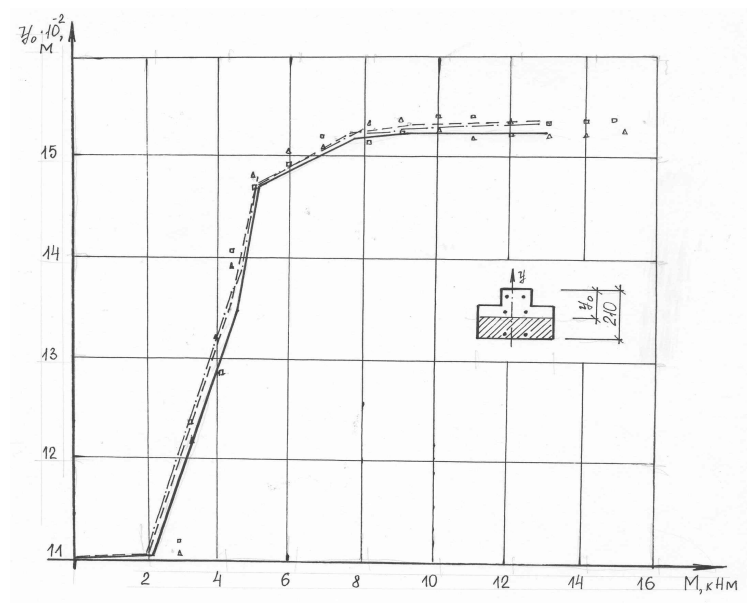


Рисунок 3 - График зависимости координаты нейтральной оси сечения от изгибающего момента

- расчет (диаграмма “ $\sigma$ - $\epsilon$ ” аппроксимирована уравнением эллипса);
- расчет (диаграмма “ $\sigma$ - $\epsilon$ ” аппроксимирована полиномом  $n$ -й степени);
- расчет (диаграмма “ $\sigma$ - $\epsilon$ ” аппроксимирована кривой 2-го порядка)
- данные эксперимента 1;  $\Delta$  - данные эксперимента 2;

При увеличении нагрузки до 7 кН деформации в арматуре интенсивно растут, трещина разрыва в бетоне продолжает развиваться, тем самым сокращая область еще работающего на растяжение бетона. Так как деформации растянутой зоны растут быстрее, чем сжатой, то нулевая линия смещается к сжатому краю сечения, а область сжатой зоны уменьшается.

При дальнейшем увеличении нагрузки трещина разрыва в растянутой зоне распространяется до нулевой линии. В данном случае все усилия растяжения в опасном сечении воспринимаются только арматурой. Напряжения и деформации в верхнем ряду арматуры в сечении с трещиной приближаются к предельным значениям.

В опасном сечении и в прилегающих к нему сечениях напряжения в сжатой арматуре также увеличиваются, но незначительно.

Последующее увеличение нагрузки приводит к тому, что по всей длине зоны изгиба не остается участков, на которых арматура и бетон деформировались совместно. При нагрузке, близкой к разрушающей

( $P = 14$  кН) неупругие деформации растяжения бетона распространяются на значительную часть сжатой зоны сечения. Напряжения в арматуре достигают значений, равных временному сопротивлению. Равнодействующая сопротивлений сжатой зоны при последующем увеличении нагрузки остается постоянной.

Момент внутренних сил по мере увеличения нагрузки возрастает за счет уменьшения высоты сжатой зоны и, следовательно, увеличения плеча внутренней пары сил ( $z$ ). При этом точка приложения равнодействующей сопротивления сжатой зоны более смещается к нулевой линии. В конце концов наступает такое состояние, при котором уменьшение высоты сжатой зоны уже не сопровождается увеличением внутреннего момента. Наступление этого состояния характеризуется нарушением силового равновесия сечения, т. е. нарушается условие  $M_u \leq \sigma_s A_s z$  и наступает разрушение образца. Характер разрушения узла соответствует случаю б) [1]. Деформирование образца завершилось физическим разрушением сжатой зоны бетона. Процесс физического разрушения сжатой зоны внешне проявляется в лущении бетона на ее поверхности и в появлении мелких продольных трещин.

Анализ результатов эксперимента показал, что разрушение жесткого узла сопряжения ригеля и колонны происходит только в месте непосредственного примыкания конструкций, т. е. в сечении с максимальным моментом.

В сечениях, прилегающих к опасному сечению, также наблюдается рост напряжений в арматуре и бетоне, однако они далеки от критических. В сечениях, прилегающих к опасному, напряжения в растянутой арматуре составляют 79 % и ниже от предельных. Это зависит от величины изгибающего момента в сечениях, удаленных от опасного.

На рисунке 3 для сравнения изображены экспериментальные и расчетные кривые зависимости координаты нейтральной оси сечения ( $y_0$ ) от величины изгибающего момента ( $M$ ). Расчет координаты нейтральной оси сечения ( $y_0$ ) от величины изгибающего момента ( $M$ ) выполнялся на основе материалов [2]. Результаты расчета сравнивались со средними значениями соответствующих величин, полученными в эксперименте по данным двух испытаний. Как видно из графиков, полученные расчетом значения удовлетворительно согласуются с экспериментальными данными.

Согласно результатам предварительного расчета достижение предельных деформаций в растянутой арматуре наступает несколько раньше, чем в действительности, при нагрузке (моменте) 12,7 кН (кНм). Разрушение образца при этом не происходит. Результаты экспериментальных исследований показали, что разрушение образца произошло при нагрузке (моменте), превышающей расчетное значение и равной

14,6 кН. Это вызвано тем, что расчет производился с учетом диаграммы деформирования арматуры с площадкой текучести, равной  $10 \times \varepsilon_s$ , т. е. предусматривается, что разрыв арматуры происходит не в момент достижения  $R_s$ , а несколько позже. Это не противоречит требованиям ДСТУ на испытания железобетонных конструкций. Расхождения между экспериментальными и расчетными значениями разрушающей нагрузки составляют 10-12 %.

Изменение жесткости в опасном сечении экспериментального узла при его нагружении приведено на рисунке 4.

Состояние в узле, которому предшествует появление трещин, характеризуется равномерным распределением напряжений в арматуре и бетоне и совместностью их деформаций. Согласно расчету первая трещина должна появиться при нагрузке 2 кН. Образование первой трещины в эксперименте было зафиксировано при нагрузке 3 кН, которая считается контрольной по образованию трещин (с учетом коэффициента безопасности по нагрузке  $C=1,25$ ).

Нормальная трещина образовалась в зоне действия изгибающего момента и начиналась от растянутой грани ригеля, в месте его примыкания к колонне.

Состояние, при котором появилась первая трещина, характеризуется резким возрастанием деформаций и в арматуре и уменьшением деформаций в бетоне в растянутой зоне сечения.

Фактическая нагрузка, при которой была замерена ширина раскрытия трещины, считается контрольной по раскрытию трещин и равна 3,5 кН. Появление и дальнейшее раскрытие трещин вызывает резкое снижение жесткости конструкций вследствие того, что часть бетона в растянутой зоне выходит из работы, т. е.  $\sigma_b \rightarrow R_{bt}$ . До образования трещин жесткость считалась равной начальному значению  $5,4 \cdot 10^3$  кН·м<sup>2</sup>. Но уже при нагрузке 3,5 кН жесткость сечения снижена на 40 %. На рисунке 4 этот момент изображен резким скачком.

Увеличение нагрузки до 6 кН вызывает лишь раскрытие ранее образованной трещины. На этом этапе раскрытие трещин сопровождается дальнейшим снижением жесткости узла. При нагрузке, равной 5,5 кН жесткость узла составляет 35 % от начальной. Это вызвано тем, что бетон над трещиной постепенно продолжает выключаться из работы, уменьшая, тем самым, рабочую площадь сечения узла. Позднее, при нагрузке свыше 6 кН, в зоне с преобладающим влиянием поперечной силы, появляются наклонные трещины. Они возникают в средней части колонны с наклоном к ее продольной оси. По мере дальнейшего восприятия нагрузки траектория наклонной трещины искривляется в сторону груза.

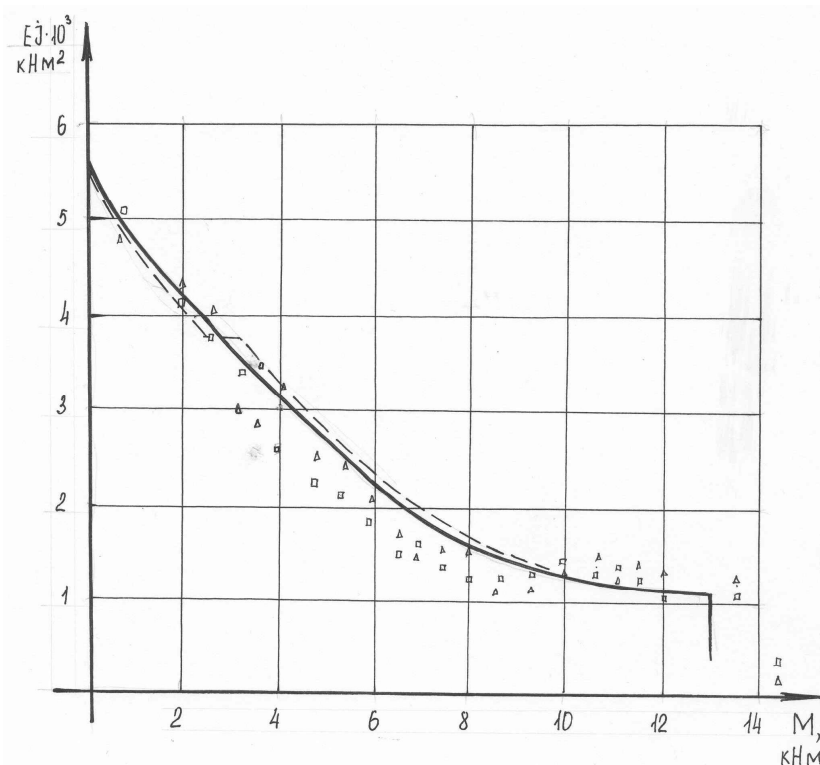


Рисунок 4 - Изменение жесткости опасного сечения с ростом изгибающего момента

- - расчетная [2];
- - - - - по нормам;
- - данные эксперимента 1;
- △ - данные эксперимента 2.

Раскрытие старых и появление новых трещин также сопровождается снижением жесткости сечения, но незначительно. Однако, к моменту разрушения при нагрузке 14 кН ширина раскрытия трещин намного превышает предельно допустимые значения. При этом жесткость узла снижена почти на 76 % по сравнению с первоначальной.

## ВЫВОД

1. Результаты проведенных экспериментов позволяют проанализировать работу жесткого узла сопряжения ригеля с колонной и подтвердить достоверность предлагаемой методики расчета жесткостных характеристик ЖБК. Результаты эксперимента подтверждают, что расчетная модель и методика расчета жесткостных характеристик ЖБК достоверно отображает работу конструкций здания, о чем свидетельствуют качественные и количественные совпадения основных результатов численных исследований с данными, полученными в результате испыта-



ний. Абсолютные максимальные отклонения расчетных и экспериментальных значений жесткости находятся в пределах 10-12 %.

2. Результаты эксперимента показали, что разрушение жесткого узла сопряжения ригеля и колонны происходит только в месте непосредственного примыкания конструкций, т. е. в сечении с максимальным моментом. В сечениях, прилегающих к опасному сечению, также наблюдается рост напряжений в арматуре и бетоне, однако они далеки от критических. В сечениях, прилегающих к опасному, напряжения в растянутой арматуре составляют 79 % и ниже от предельных. Это зависит от величины изгибающего момента в сечениях, удаленных от опасного.

*Статья посвящена изучению работы жестких узлов сопряжения несущих конструкций многоэтажных каркасных зданий. В работе приведены результаты испытаний модели жестких узлов, характер изменения жесткости узлов при возрастании внешней нагрузки.*

*Article deal with work of reinforced concrete hard joint of junction of construction of many-storeyed frame builds. Article includes experience results of hard joint model, character of change of joint rigidity with increasing load.*

### **Библиографический список**

1. ДСТУ Б. В. 2.6-7-95 Вироби будівельні бетонні та залізобетонні збірні. Методи випробувань навантажуванням. Правила оцінки міцності, жорсткості та тріщиностійкості.

2. Емец Е.В. Совершенствование методов расчета конструкций каркасных зданий при неравномерных осадках основания // Современные проблемы строительства / Ежегодный научно-технический сборник. – Вып. 1(6). - Донецк: Донецкий ПромстройНИИпроект, ООО “Лебідь”, 2003 г. – С.46-50.

3. Дыховичный А.А. Статически неопределимые железобетонные конструкции. - К.: Будівельник, 1978. – 108 с.

4. Сердюков В.М., Григоренко А.Г., Кривелев Л.И. Испытание сооружений. К.: Будівельник, 1976 – 200 с.

5. Тетиор А.Н., Померанец В.Н. Обследование и испытание сооружений. - К.: Вища школа, 1988. – 207 с.

*Рекомендовано д.т.н., проф. Дрозд Г.Я.*

**ЭЛЕКТРОТЕХНИКА.  
РАДИОТЕХНИКА**



*д.т.н., проф. Заблодский Н.Н.,  
аспирант Лупанов А.В.  
(ДонГТУ, г.Алчевск, Украина)*

## **МЕТОДИКА РАСЧЁТА МАГНИТНОЙ ЦЕПИ ПОГРУЖНОГО ПОЛИФУНКЦИОНАЛЬНОГО ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ ЭНЕРГИИ**

*Наведено методику розрахунку магнітного ланцюга заглибного електротепломеханічного перетворювача з торцевими частинами статору.*

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

Погружные полифункциональные электромеханические преобразователи (ПЭМП) относятся к новому классу электромеханических устройств, поэтому при их проектировании и усовершенствовании встает вопрос, связанный с выбором методов и методик расчёта. Известные методы расчёта для обычных машин не отражают особенности геометрии ротора, конфигурации магнитной системы, поэтому методику расчёта для обычных машин необходимо корректировать. Одной из составляющих расчёта ПЭМП является расчёт магнитной цепи, состоящей из цилиндрической и торцевой частей, методики расчёта, которой пока не предложено.

**Анализ исследований и публикаций.** Метод расчета, предложенный Ф.Пунгой и уточнённый Т.Г.Сорокером широко используется в расчётной практике[1]. Однако реальные двигатели имеют неодинаковые уровни насыщения спинок сердечников статора, которые в высокоиспользуемых машинах весьма заметны. При этом насыщение зубцов уплощает кривую индукции, а насыщение спинок наоборот заостряет. Кроме того, существующие методики расчета не охватывают конструкции электромагнитных систем погружных ПЭМП с кольцевыми обмотками, имеющие торцевые активные зоны [2].

**Постановка задачи.** Создание методики расчёта магнитной цепи ПЭМП с торцевыми частями при учете уровней насыщения.

**Изложение материала и результаты.** Использование вычислительной техники позволяет провести более точный численный расчёт магнитной цепи ПЭМП на основе схемы замещения[1]. Конструкция активной части погружного ПЭМП[3] представлена для половины по-

люсного деления, поскольку магнитопровод симметричен относительно оси полюсного деления на рисунке 1. Для магнитных систем с различными высотами пазов и спинок этот расчёт является более простым из возможных. Шаг разбиения равен зубцовому делению статора, так как это наиболее соответствует реальной магнитной системе. Магнитопровод массивного ротора заменяется некоторым эквивалентным, неподвижным относительно статора с неизменной индукцией в массиве.

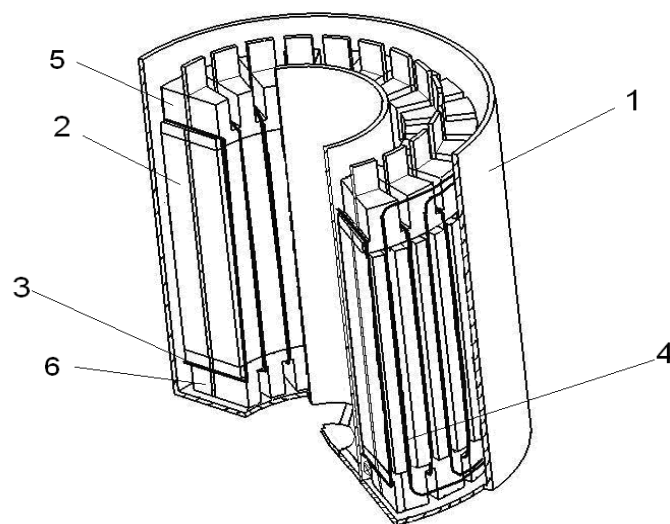


Рисунок 1 - Конструкция активной части погружного ПЭМП

- 1-полый массивный коаксиальный ротор; 2-пакет статора с обмотками;
- 3-кольцевая обмотка; 4-внешняя обмотка барабанного типа;
- 5-верхний торцевой индуктор; 6-нижний торцевой индуктор

Расчёт проводится при обычном допущении: насыщение магнитной цепи определяется основной гармоникой магнитного поля в воздушном зазоре. Высшие пространственные гармоники не оказывают заметного влияния на насыщение машины.

На первом этапе создания расчёта магнитной цепи будем вести расчёт по основной гармонике.

При расчёте принимаем синусоидальное распределение индукции  $B_{\delta}(\alpha) = B_{\delta 1} \sin p\alpha$ , а затем рассчитываем соответствующее ему распределение МДС и выделяем из него основную гармоническую. Для этого определяем суммарные напряжения по контуру кольцевой обмотки для всех поперечных ветвей схемы замещения.

Из-за наличия торцевых частей ротора и статора, формула расчёта суммы МДС имеет слагаемые:

$$\begin{aligned} \sum F(i) = & \sum F_{\text{внутр}}(i) + \sum F_{\text{внешн}}(i) + \sum F_{\text{торц.верхн}}(i) + \\ & \sum F_{\text{торц.нижн}}(i) + F_{\text{аг.внешн}}(n) + F_{\text{аг.внутр}}(n) + F_{\text{аг.торц}}(n), \end{aligned} \quad (1)$$

где  $\sum F_{\text{внутр}}(i)$  - падение магнитного напряжения на внутренней поверхности статора  $i^{\text{го}}$  элемента;

$\sum F_{\text{внешн}}(i)$  - падение магнитного напряжения на внешней поверхности статора  $i^{\text{го}}$  элемента;

$\sum F_{\text{торц.верхн}}(i)$   $\sum F_{\text{торц.нижн}}(i)$  - падение магнитного напряжения в верхней и нижней торцевой части  $i^{\text{го}}$  элемента.

Символ (i) и (n) обозначает порядковый номер элемента от середины полюса на расчётной схеме падений магнитных напряжений.

Для анализа распределения МДС на полюсном делении статора и определения локальных максимумов и минимумов магнитных напряжений целесообразно представить массив выражений в виде расчётной схемы распределения падений магнитных напряжений в ПЭМП (рисунок 2).

$$\sum F_{\text{внешн}}(i) = F_{\delta \text{ внешн}}(i) + F_{\text{ZS внешн}}(i) + \sum_{n=1}^{i-1} [F_{\text{aS внешн}}(n)] \quad (2)$$

$$\sum F_{\text{внутр}}(i) = F_{\delta \text{ внутр}}(i) + F_{\text{ZS внутр}}(i) + \sum_{n=1}^{i-1} [F_{\text{aS внутр}}(n)] \quad (3)$$

$$\begin{aligned} \sum F_{\text{торц.верхн}}(i) = \sum F_{\text{торц.нижн}}(i) = & F_{\delta \text{ торц}}(i) + F_{\text{ZS торц}}(i) + \\ & \sum_{n=1}^{i-1} [F_{\text{aS торц}}(n)] \end{aligned} \quad (4)$$

где  $F_{\delta}(i)$  - падение магнитного напряжения в воздушном зазоре статора  $i^{\text{го}}$  элемента;

$F_{\text{ZS}}(i)$  - падение магнитного напряжения в зубцевой зоне статора  $i^{\text{го}}$  элемента;

$F_{\text{aS}}(n)$  - падение магнитного напряжения в спинке статора  $i^{\text{го}}$  элемента.

Символ *торц*, *внутр*, *внешн* поясняет принадлежность элемента к торцевой зоне, внутренней или внешней зоне статора соответственно.

$F_{\text{aR торц}}(n)$ ,  $F_{\text{aR внешн}}(n)$ ,  $F_{\text{aR внутр}}(n)$  не входят в формулы 2-4 для расчёта суммарных МДС участков, поскольку параметры (комплексное магнитное сопротивление) входящие в них изменяются и без применения итераций их рассчитать невозможно.

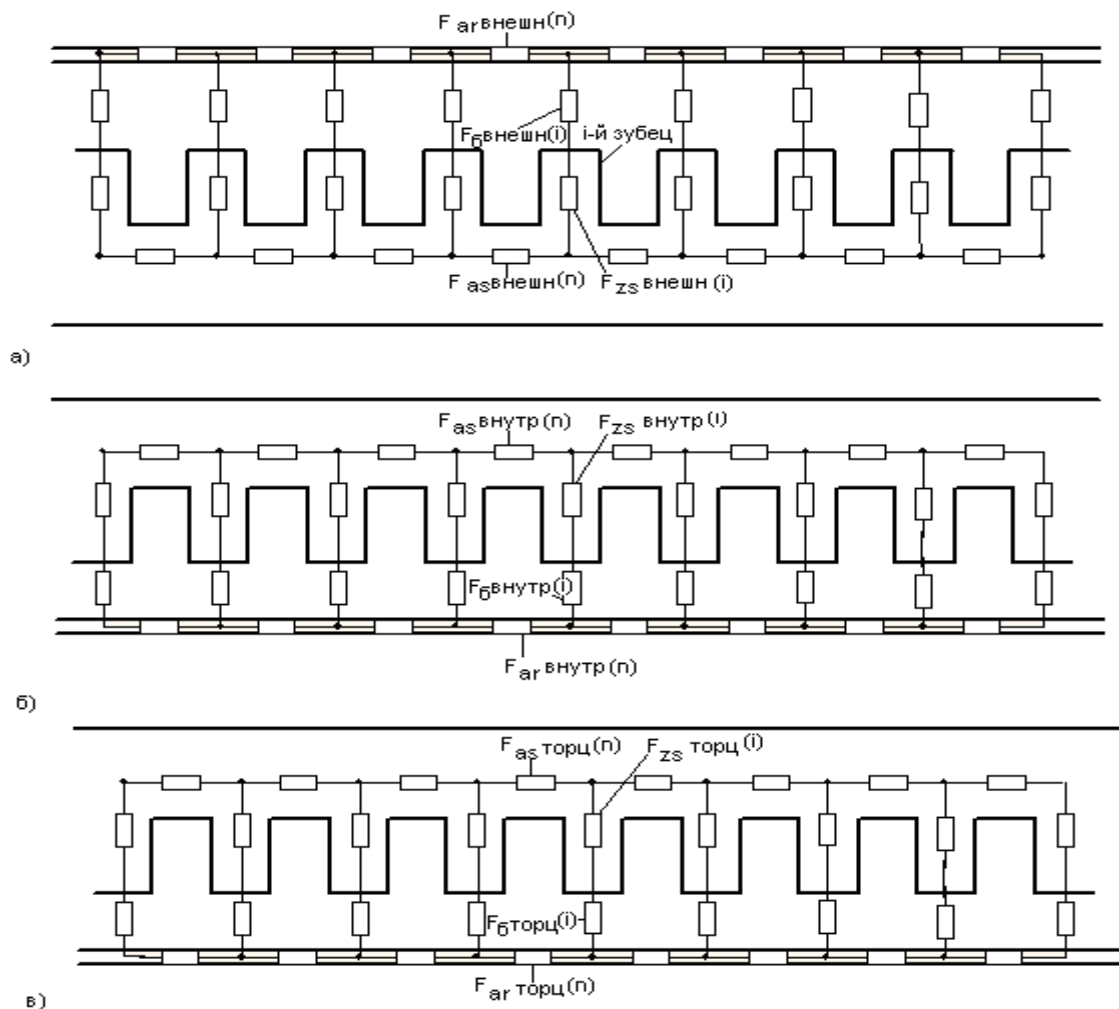


Рисунок 2 - Расчётная схема падений магнитных напряжений ПЭМП:  
а) - внешняя цилиндрическая зона,  
б) - внутренняя цилиндрическая зона, в) -торцевая зона

Данная схема позволяет учесть неравномерность падений магнитных напряжений участков вдоль ярма в зависимости от расположения центра полюсного деления. На расчётной схеме (рисунок 2в) представлено изображение падений магнитных напряжений торцевой части статора по средней линии магнитопровода, считая индукцию усреднённой.

Падение магнитных напряжений определяют с использованием основной кривой намагничивания  $H = f(B)$ . При этом используются следующие соотношения:

Для зубцовой зоны статора

$$\begin{aligned} B_{zs}(i) &= \frac{B_\delta t_{zs}}{k_c b_{zs}} \sin \frac{2\pi p(i-1)}{Z_s}, \\ F_{zs}(i) &= H_{zs}(i) h_{zs}(i) \end{aligned} \quad (5)$$

где  $B_\delta$  -индукция в воздушном зазоре;

$t_{zs}$  -зубцовое деление статора;

$k_c$  -коэффициент воздушного зазора;

$b_{zs}$  -ширина зубца статора;

$Z_s$  -число зубцов статора;

$p$  -число полюсов;

$h_{zs}$  -высота зубца статора;

$H_{zs}$  -напряженность магнитного поля статора.

Для спинки внешнего статора

Поскольку на внешней части статора расположены две обмотки(кольцевого и барабанного типов), то расчёт индукций от двух обмоток проводим по методу суперпозиции.

$$\begin{aligned} B_{aS_{внешн}}(n) &= \frac{D}{h_{aS}(n)} \left( \frac{B_{\delta k}}{p_k} \cos \frac{2\pi p_k(n-1)}{Z_s} + \frac{B_{\delta \sigma}}{p_\sigma} \cos \frac{2\pi p_\sigma(n-1)}{Z_s} \right) \\ F_{aS_{внешн}}(n) &= H_{aS}(n) \frac{\pi}{Z_s} (D - 2h_{zs}(n) - h_{aS}(n)) \end{aligned} \quad (6)$$

Для спинки внутреннего статора

$$\begin{aligned} B_{aS_{внутр}}(n) &= \frac{B_\delta D}{p h_{aS}(n)} \cos \frac{2\pi p(n-1)}{Z_s} \\ F_{aS_{внутр}}(n) &= H_{aS}(n) \frac{\pi}{Z_s} (D - 2h_{zs}(n) - h_{aS}(n)) \end{aligned} \quad (7)$$

Для спинки ротора в цилиндрической зоне

$$F_{ar_{внешн}}(n) = k_\phi k_\Lambda p_\kappa \sqrt{\frac{\sqrt{s_n} \operatorname{Re}(\dot{A}) P_n(L_2 + r)}{\pi l_{\delta_{внешн}} m \sqrt{\rho_2 \mu_e f_1}}} \pm k_\phi k_\Lambda p_\sigma \sqrt{\frac{\sqrt{s_n} \operatorname{Re}(\dot{A}) P_n(L_2 + r)}{\pi l_{\delta_{внешн}} m \sqrt{\rho_2 \mu_e f_1}}} \quad (8)$$



$$F_{R_{\text{внутр}}}(n) = k_{\phi} k_{\Lambda} p \sqrt{\frac{\sqrt{s_n} \operatorname{Re}(\dot{A}) P_n (L_2 + r)}{\pi l_{\delta \text{ внутр}} m \sqrt{\rho_2 \mu_e f_1}}}. \quad (9)$$

В формуле для расчёта МДС спинки внешнего ротора добавлена составляющая потому, что в роторе наводятся вихревые токи от двух обмоток.

где  $\dot{A} = 1,13 + j1,85$  - коэффициент для расчёта комплексного магнитного сопротивления введённый Нейманом. [4]

$P_n$  - расчётная мощность ротора;

$\rho_2 = f(t_{\text{рот.}})$  - удельное сопротивление стали ротора;

$\mu_e$  - относительная магнитная проницаемость материала ротора;

$L_2$  - длина активной части ротора;

$k_{\phi}$  - коэффициент формы поля;

$k_{\Lambda} = f(l_{\delta} / \tau)$  - коэффициент относительного удлинения ротора.

Для воздушного зазора

$$F_{\delta}(i) = 0,8 \cdot 10^4 B_{\delta} \delta k_{\delta} \sin \frac{2\pi p(i-1)}{Z_s}. \quad (10)$$

Для зубцовой зоны статора в торцевой зоне

$$B_{ZS \text{ торц}}(i) = \frac{B_{\delta \text{ торц}} \cdot t_{ZSmSmo}}{k_c b_{ZSmSmo}} \sin \frac{2\pi p(i-1)}{Z_s} \quad (11)$$

$$F_{ZS \text{ торц}}(i) = H_{ZSmSmo}(i) h_{ZSmSmo}(i)$$

Для спинки статора в торцевой зоне

$$B_{aS \text{ торц}}(n) = \frac{B_{\delta \text{ торц}} D_{\text{мтор.ср}}}{p h_{aSmo}(n)} \cos \frac{2\pi p(n-1)}{Z_s}, \quad (12)$$

$$F_{aS \text{ торц}}(n) = H_{aSmo}(n) \frac{\pi}{Z_s} D_{\text{ср.торц}}$$

где  $D_{\text{ср.торц}} = (D_n - D_i) / 2$  - средний диаметр торцевой зоны статора.  
 $D_n$  и  $D_i$  - наружный и внутренний диаметры магнитопровода статора[5].

Для спинки ротора в торцевой зоне

$$F_{\text{ар торц}}(n) = k_\phi k_\Lambda P \sqrt{\frac{\sqrt{s_n} \operatorname{Re}(\dot{A}) P_n (L_2 + r)}{\pi l_{\delta \text{ торц}} \cdot m \sqrt{\rho_2 \mu_e f_1}}}, \quad (13)$$

где  $l_{\delta \text{ торц}} = \pi D_{\text{ср.торц}}$  - длина воздушного зазора торцевой части на средней линии.

Для воздушного зазора в торцевой зоне

$$F_{\delta \text{ торц}}(i) = 0.8 \cdot 10^4 B_{\delta \text{ торц}} \cdot \delta_{\text{торц}} \cdot k_{\delta \text{ торц}} \cdot \sin \frac{2\pi p(i-1)}{Z_s}. \quad (14)$$

Намагничивающий ток рассчитывается в соответствии с выражением:

$$I_\mu = p F_y / (0.9 m \omega_{sA} k_0). \quad (15)$$

Исходя из этого, что амплитуда МДС магнитной цепи на пару полюсов равна  $F_\mu = 4F_{m1}$ . Амплитуда первой гармонической МДС  $F_{m1}$  определяется при разложении МДС в воздушном зазоре в ряд Фурье.

Коэффициент насыщения

$$K_\mu = F_y / F_\delta. \quad (16)$$

Изначально задаём значение индукции в воздушном зазоре торцевой зоны  $B_{\delta \text{ торц}}$  спинки статора и ротора, где находится их наиболее узкое сечение, для предотвращения насыщения магнитопровода.

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

Создана методика расчёта учитывающая размещение и взаимодействие в пространственной и временной области двух обмоток: кольцевой и барабанной.

При расчёте МДС целесообразно обособить расчёт участков массивного ротора вследствие его переменных параметров, зависящих от скольжения и температуры.

Для более точных расчётов распределения индукции вдоль активной длины проводника, необходимо провести дальнейшие исследования с применением численных методов, предполагая в дальнейшем уточнение ряда факторов таких как: насыщение, значение МДС с учётом пространственных и временных гармоник.

*Приведена методика расчёта магнитной цепи погружного электропривода с торцевыми частями.*

*The method of calculation of magnetic chain of submersible electrotermomechanical with butt parts converter is resulted.*

### **Библиографический список**

1. Лопухина Е.М. Автоматизированное проектирование электрических машин малой мощности. - М.: Высш.шк., 2002.-511с.:ил.
2. Заблодский Н.Н. Полифункциональные электромеханические преобразователи технологического назначения. – Монография. – Алчевск: ДонГТУ. – 2008. – 340 с.
3. Заблодский Н.Н., Лупанов А.В., Квасов В.А. Эффективность применения кольцевых обмоток // Вісник Кременчуцького державного політехн. ун-ту: Наук. праці КДПУ. – Кременчук: КДПУ, 2008. – Вип. 4 / 2008 (51). Частина 1. – С. 67-69.
4. Куцевалов В.И. Вопросы теории и расчета асинхронных машин с массивными роторами. – М. – Л.: Энергия, 1966. – 302 с.
5. Давыдов Л.И., Оноприч Л.В. Определение главных размеров торцевых асинхронных двигателей при проектировании // Електротехніка.-2007.-№5

*д.т.н., проф. Заблодский Н.Н.,  
аспирант Квасов В.А.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЙ БАЛАНС ПОЛИФУНКЦИОНАЛЬНОГО ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ КАК ЕДИНОЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ**

*Створена схема формування матеріальних та енергетичних потоків поліфункціонального електро механічного перетворювача й складено баланс потоків енергії.*

**Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.** Проблема создания энергосберегающих и экологически чистых технологий переработки сырья в различных отраслях промышленности и сельском хозяйстве стала особенно острой в связи с ростом цен на энергоносители и возникающей по этой причине нецелесообразности эксплуатации энергоемких комплексов старого образца. Разумной альтернативой традиционным комплексам, состоящим из отдельно сформированных единиц оборудования, становятся электротехнические комплексы на базе полифункциональных электро механических преобразователей (ПЭМП) технологического назначения, предусматривающих полное использование диссипативной энергии, структурную, функциональную и тепловую интеграцию [1].

ПЭМП и технологии на их основе, относящиеся к новому типу электро механических преобразователей энергии, предназначены для осуществления целого ряда технологических процессов переработки сыпучих и легкоплавких веществ [2, 3,4].

**Анализ исследований и публикаций.** Для оценки эффективности функционирования конкретной технологической системы независимо от уровня ее сложности (отдельный аппарат, установка, агрегат в составе производства или производство в целом) целесообразно воспользоваться моделью «черного ящика» с сосредоточенными входами и выходами потоков вещества и энергии [5].

Известные результаты исследований в области термодинамики неравновесных процессов [6,7,8] не могут в полной мере быть использованы для описания процессов, происходящих в ПЭМП, поскольку оптимизации подлежат одновременно три процесса преобразования энер-

гии (электрической в механическую, электрической в тепловую и механической в тепловую).

В работе Сафонова М.С. [5] рассматривается энергетический баланс потоков энергии технологической системы с учетом материальных потоков, но уравнения энергетического баланса из данной работы не могут быть использованы для случая с ПЭМП, поскольку ПЭМП отличается от большинства технологических систем структурной, функциональной и тепловой интеграцией и сложностью процессов преобразования энергии.

**Постановка задачи.** Целью данной работы является создание схемы формирования материальных и энергетических потоков ПЭМП и составление баланса потоков энергии.

**Изложение материала и его результаты.** В рамках термодинамики неравновесных процессов любой преобразователь свободной энергии может быть представлен «черным ящиком», который преобразует свободную энергию на входе в выходную свободную энергию, но таким образом рассматриваются только энергетические потоки, без учета материальных.

Составим схему формирования материальных и энергетических потоков ПЭМП (рис. 1).

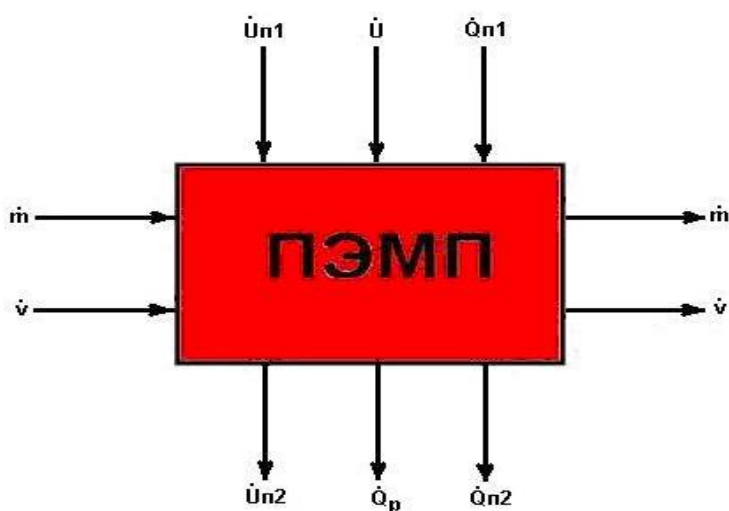


Рисунок 1 – Схема формирования материальных и энергетических потоков ПЭМП

Энергетические потоки (рис. 1) классифицируются следующим образом:

$\dot{U}$  – электрическая энергия, которая преобразуется в тепловую –  $\dot{Q}$  и механическую –  $\dot{M}$  энергии;

$\dot{U}_{n1}$  – удельная полная энергия потока материала на входе в ПЭМП, она состоит из кинетической энергии материала –  $\dot{m} \cdot \frac{1}{2} \omega_1^2$ , где  $\omega_1^2$  – линейная скорость материала на входе в ПЭМП; механической энергии –  $\dot{M}$ , которая расходуется на перемещение материала; тепловой энергии –  $\dot{Q}$ , которая идет на разогрев влаги до кипения и образование пара;

$\dot{Q}_{n1}$  – удельная полная энергия потока воздуха на входе в ПЭМП (кинетическая энергия воздуха –  $\dot{v} \cdot \frac{1}{2} v_1^2$ , где  $v_1^2$  – линейная скорость воздуха на входе в ПЭМП);

$\dot{v}$  – поток воздуха на входе в ПЭМП и поток паровоздушной смеси – на выходе;

$\dot{m}$  – поток материала;

$\dot{Q}_p$  – теплота рассеяния;

$\dot{U}_{n2}$  – удельная полная энергия потока материала на выходе ПЭМП, она равна кинетической энергии материала –  $\dot{m} \cdot \frac{1}{2} \omega_2^2$ , где  $\omega_2^2$  – линейная скорость материала на выходе из ПЭМП;

$\dot{Q}_{n2}$  – удельная полная энергия потока паровоздушной смеси на выходе из ПЭМП, которая равна кинетической энергии паровоздушной смеси –  $\dot{v} \cdot \frac{1}{2} v_2^2$ , где  $v_2^2$  – линейная скорость паровоздушной смеси на выходе из ПЭМП.

Используя методику, предложенную в [5], составим интегральное уравнение сохранения энергии в ПЭМП.

Пусть ПЭМП перерабатывает поток материала  $\dot{m}$ . Скорость изменения полной энергии материала при прохождении его через ПЭМП равна  $\dot{m} \cdot (U_{n2} - U_{n1})$ , Дж/кг.

По законам механики силы внешнего давления на соответствующих границах контрольного объема (противоположно направленные) равны  $p_1 \cdot A_1$  и  $p_2 \cdot A_2$ , где  $A_1, A_2$  – соответственно сечение трубопровода на входе и выходе ПЭМП;  $p_1, p_2$  – соответственно давление воздуха на входе и паровоздушной смеси (рабочего вещества) на выходе ПЭМП, а

скорость совершения работы силами внешнего давления в сумме составит  $p_1 \cdot A_1 \cdot v_1 - p_2 \cdot A_2 \cdot v_2$ . Произведения  $A_1 \cdot v_1$  и  $A_2 \cdot v_2$  представляют собой объемные расходы рабочего вещества ( $\text{м}^3/\text{с}$ ) на входе и выходе, причем  $A_1 \cdot v_1 = \dot{v}/\rho_1$  и  $A_2 \cdot v_2 = \dot{v}/\rho_2$ , где  $\rho_1, \rho_2$  – плотность рабочего вещества. Таким образом, скорость совершения работы силами внешнего давления над ПЭМП выразится как  $\dot{v} \cdot (p_1/\rho_1 - p_2/\rho_2)$ .

Просуммировав все потоки энергии, получаем уравнение сохранения энергии в ПЭМП:

$$\dot{m} \cdot (U_{n2} - U_{n1}) + \dot{v} \cdot (Q_{n2} - Q_{n1}) - \dot{v} \cdot (p_1/\rho_1 - p_2/\rho_2) = \dot{U} - \dot{Q}_p$$

Энергетический баланс ПЭМП позволяет определить глубину происходящих процессов преобразования одних форм энергии в другие, а также обнаружить потери энергии в окружающую среду.

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

1. Создана схема формирования материальных и энергетических потоков ПЭМП и составлен баланс потоков энергии.

2. Уравнение энергетического баланса ПЭМП связывает между собой следующие категории трансформации энергии: 1) изменение полной энергии выходящих из ПЭМП материальных потоков (перерабатываемый материал, охлаждающий воздух) по отношению к полной энергии поступающих в ПЭМП потоков энергии; 2) совершаемую ПЭМП (над ПЭМП) макроскопическую работу; 3) обмен тепловой энергией между ПЭМП и материальными потоками; 4) рассеяние теплоты в окружающую среду.

3. Дальнейшие исследования должны быть направлены на поиск методов оптимизации процессов преобразования энергии при заданных технологических критериях обработки материала.

*Создана схема формирования материальных и энергетических потоков ПЭМП и составлен баланс потоков энергии.*

*The chart of forming of financial and power streams of PEMP is created and made balance of streams of energy.*

### **Библиографический список**

1. Заблодский Н.Н. Полифункциональные электромеханические преобразователи технологического назначения. – Монография. – Алчевск: ДонГТУ. – 2008. – 340 с.
2. Пат. 39226 Україна. МКИ 7H05B 6/10. Заглибний електронагрівач / Заблодський М.М., Верімієнко В.І. – Бюл. № 5, част. 1. – 2001.
3. Пат. 50242 Україна. МКИ 7F26B 17/18. Шнековий сушильний апарат / Заблодський М.М., Захарченко П.І., Шинкаренко В.Ф., Плюгін В.Є. та інші. – Бюл. № 1. – 2005.
4. Заблодский Н.Н. Формирование динамических и энергетических характеристик электротепломеханических преобразователей // Вестник НТУ «ХПИ». Тем. вып. «Проблемы автоматизированного электропривода. Теория и практика. – Харьков: НТУ «ХПИ». – 2002. - № 12. – Т.2. – С. 432-433.
5. Сафонов М.С. К теории термодинамического совершенства технологических систем (<http://www.chem.msu.su/rus/teaching/safonov/part002.html>).
6. Эткин В.А. Термокинетика (термодинамика неравновесных процессов переноса и преобразования энергии). Тольятти, 1999.
7. Заблодский Н.Н. Модель электромеханического преобразователя как системы с неравновесными термодинамическими процессами преобразования энергии // Вісник Кременчуцького держ. політехн. ун-ту: Наукові праці КДПУ, 2006. – Вип. 3/2006 (38). Ч. 2. – С. 117-121.
8. Эткин В.А. К теории производительности технических систем ([http://zhurnal.lib.ru/e/etkin\\_w\\_a](http://zhurnal.lib.ru/e/etkin_w_a)).



к.т.н., доц. Бондаренко А.Ф.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина,  
bondarenkoaf@gmail.com)

## МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ФОРМИРОВАТЕЛЯ ИМПУЛЬСОВ ДЛЯ КОНТАКТНОЙ МИКРОСВАРКИ СО СПЕЦИАЛЬНЫМ ЗАКОНОМ ИЗМЕНЕНИЯ МОЩНОСТИ

*Запропоновано математичні моделі вузлів формувача імпульсів, а також проведено моделювання формувача як замкненої системи із зворотнім зв'язком за потужністю при формуванні зварювального імпульсу спеціальної форми.*

В последнее время за рубежом наблюдается повышенный интерес к формирователям импульсов, которые используются в составе установок контактной микросварки. Такой интерес может быть объяснен, во-первых, постоянным расширением областей применения контактной микросварки, а во-вторых, определяющей ролью формирователей импульсов в получении высококачественного соединения. Современные тенденции миниатюризации соединяемых деталей приводят к повышению требований к параметрам формируемых импульсов и делают необходимым более глубокий учет электрофизических процессов в свариваемом контакте, что в свою очередь еще больше усиливает роль применяемых формирователей импульсов.

Параметры сварочного импульса определяются динамическими характеристиками элементов и узлов формирователя. Для оценки этих характеристик и их оптимизации необходимы математические описания элементов и узлов формирователя – их математические модели.

Известны работы [1, 2], в которых приводятся структуры формирователей импульсов для контактной микросварки со специальным законом изменения мощности, а также затрагиваются некоторые вопросы, связанные со схемотехнической реализацией таких формирователей. Следует отметить, что вопросы, касающиеся разработки математических моделей таких формирователей рассмотрены лишь в работе [3]. При разработке моделей в [3] наиболее полно была рассмотрена силовая часть формирователя, в то же время недостаточно затронуты вопросы, касающиеся моделей узлов системы управления. Кроме того, в известных работах не рассматривалась задача моделирования системы в целом. Соответственно сведений, позволяющих оценить динамические

характеристики существующих формирователей импульсов, а также провести их оптимизацию, недостаточно.

Целью данной работы является разработка математических моделей узлов системы управления формирователя импульсов и проведение моделирования формирователя как замкнутой системы с обратной связью по мощности при формировании импульса специальной формы.

Математические модели формирователя импульсов получим на основе функциональных схем силовой части и системы управления, приведенных на рисунке 1. На схеме силовой части приняты следующие обозначения: ЗУ – зарядное устройство, ИСТ – источник сварочного тока, РСТ – регулятор сварочного тока. Узлы системы управления обозначены следующим образом: ДТ – датчик сварочного тока, ДН – датчик напряжения между электродами, БП – блок перемножения, УС – устройство сравнения, Р – регулятор (корректирующее устройство), БУ – буферный усилитель, ГПИ1 и ГПИ2 – управляемые генераторы прямоугольных импульсов, УИ – управляемый интегратор, ФП – функциональный преобразователь и У – усилитель.

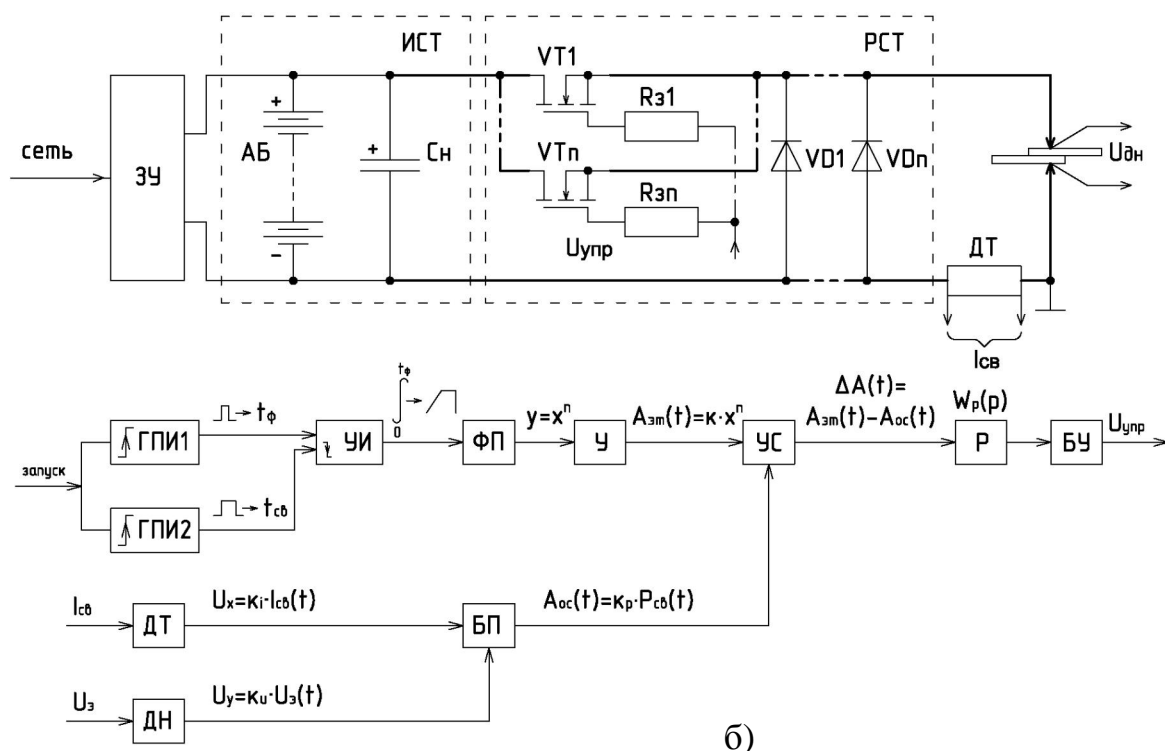


Рисунок 1 – Функциональная схема силовой части (а) и системы управления (б) формирователя импульсов

Получим математические модели узлов контура обратной связи. Будем полагать, что в качестве датчиков обратных связей по сварочному току и напряжению между электродами, устройства сравнения и буфер-

ного усилителя используются схемы на операционных усилителях. Математические модели этих узлов можно представить в виде апериодического звена первого порядка с усилением [4].

Таким образом, для датчика тока с учетом ограничений, накладываемых напряжением питания операционного усилителя, можно записать выражение для выходного напряжения в виде

$$u_{ДТ}(t) = \begin{cases} \pm K_{ДТ} \cdot R_{Ш} \cdot i_{СВ} (1 - e^{\frac{-t}{\tau_{ОУ}}}), & U_{ДТ} < \pm U_{ОУ\max}; \\ \pm U_{ОУ\max}, & U_{ДТ} \geq \pm U_{ОУ\max}. \end{cases} \quad (1)$$

где  $R_{Ш}$  – сопротивление шунта датчика тока;

$i_{СВ}$  – сварочный ток;

$\tau_{ОУ}$  – постоянная времени, определяемая частотными свойствами операционного усилителя;

$U_{ОУ\max}$  – максимальная амплитуда напряжения на выходе операционного усилителя;

$\pm K_{ДТ}$  – коэффициент усиления схемы датчика тока на базе операционного усилителя (знак «плюс» соответствует неинвертирующей схеме, «минус» – инвертирующей).

Используя преобразование Лапласа, на основании (1) получим изображение выходного напряжения датчика тока в виде

$$u_{ДТ}(p) = \begin{cases} \frac{\pm K_{ДТ} \cdot R_{Ш} \cdot i_{СВ}(p)}{T_{ДТ}p + 1}, & U_{ДТ} < \pm U_{ОУ\max}; \\ \pm U_{ОУ\max}, & U_{ДТ} \geq \pm U_{ОУ\max}. \end{cases} \quad (2)$$

Реализация датчика тока в виде алгоритмической структурной схемы представлена на рисунке 2.

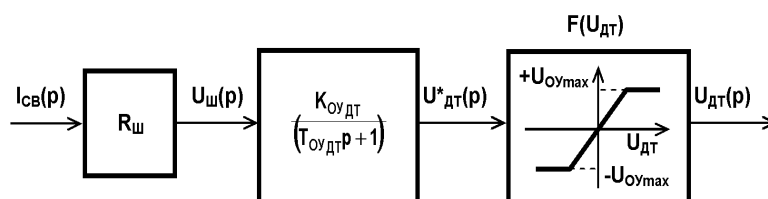


Рисунок 2 – Алгоритмическая структурная схема датчика тока

Для датчика напряжения, аналогично датчику тока, с учетом ограничений накладываемых напряжением питания операционного усилителя можно записать выражение для выходного напряжения в виде

$$u_{ДН}(t) = \begin{cases} \pm K_{ДН} \cdot u_{\mathcal{E}} (1 - e^{\frac{-t}{\tau_{ОУ}}}), & U_{ДН} < \pm U_{ОУ \max}; \\ \pm U_{ОУ \max}, & U_{ДН} \geq \pm U_{ОУ \max}. \end{cases} \quad (3)$$

где  $u_{\mathcal{E}}$  – напряжение между электродами.

Используя преобразование Лапласа, на основании (3) получим изображение выходного напряжения датчика напряжения в виде

$$u_{ДН}(p) = \begin{cases} \frac{\pm K_{ДН} \cdot u_{\mathcal{E}}(p)}{T_{ДН} p + 1}, & U_{ДН} < \pm U_{ОУ \max}; \\ \pm U_{ОУ \max}, & U_{ДН} \geq \pm U_{ОУ \max}. \end{cases} \quad (4)$$

Реализация датчика напряжения в виде алгоритмической структурной схемы приведена на рисунке 3.

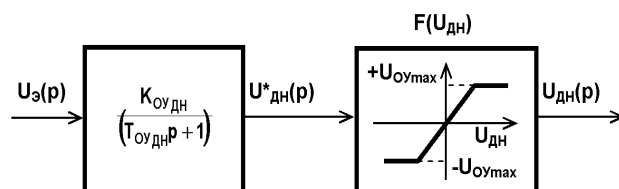


Рисунок 3 – Алгоритмическая структурная схема датчика напряжения

Будем полагать, что управляющее напряжение с выхода буферного усилителя подается на затворы транзисторов регулятора относительно истоков, а также, что буферный усилитель реализуется в виде схемы на операционных усилителях с дифференциальным выходом. Математическое описание такой схемы соответствует выражениям (3) и (4), а алгоритмическая структурная схема соответствует схеме, приведенной на рисунке 3 при условии, что  $K_{ДН} = K_{БУ}$ ,  $T_{ДН} = T_{БУ}$ ,  $U_{ДН} = U_{УПР}$  и  $U_{\mathcal{E}} = U_{ВЫХрег}$ .

Математическое описание устройства сравнения (сумматора) получим в виде

$$u_{УС}(t) = \begin{cases} K_{УС} \cdot (a_{\mathcal{E}T} - a_{ОС}) (1 - e^{\frac{-t}{\tau_{ОУ}}}), & U_{УС} < \pm U_{ОУ \max}; \\ \pm U_{ОУ \max}, & U_{УС} \geq \pm U_{ОУ \max}. \end{cases} \quad (5)$$

где  $a_{\mathcal{E}T}$  – напряжение эталонного сигнала;

$a_{ОС}$  – напряжение сигнала обратной связи.

Используя преобразование Лапласа, на основании (5) получим изображение выходного напряжения устройства сравнения (сумматора) в виде

$$u_{YC}(p) = \begin{cases} \frac{K_{YC} \cdot (a_{ЭТ}(p) - a_{ОС}(p))}{T_{YC}p + 1}, & U_{YC} < \pm U_{ОУ\max}; \\ \pm U_{ОУ\max}, & U_{YC} \geq \pm U_{ОУ\max}. \end{cases} \quad (6)$$

Реализация устройства сравнения (сумматора) в виде алгоритмической структурной схемы приведена на рисунке 4.

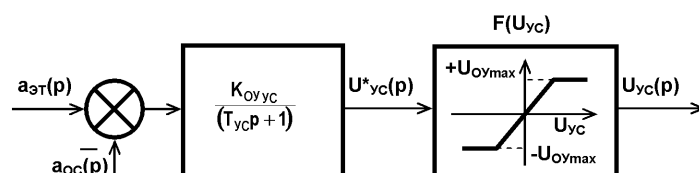


Рисунок 4 – Алгоритмическая структурная схема устройства сравнения

Математическое описание блока перемножения получим, предполагая, что он реализован на основе специализированной микросхемы – аналогового перемножителя. Для этого будем использовать функциональную схему этой микросхемы и амплитудно-частотную характеристику для каждого из каналов преобразования.

Возьмем за основу данные, приводимые фирмой Analog Devices в описании аналогового перемножителя AD530 (полный аналог отечественного К525ПС2), а именно его функциональную схему и амплитудно- и фазочастотные характеристики для каждого из каналов (рисунок 5). Очевидно, что по каждому из каналов перемножитель может быть представлен аperiодическим звеном первого порядка (на рисунке 5 наклон АЧХ  $\approx 20$  дБ/дек и фазовый сдвиг  $\approx 90$  эл. град.). Считая частоты среза АЧХ равными для обоих каналов, а также, принимая во внимание его функциональную схему, можно записать приближенное выражение для определения выходного напряжения в виде:

$$u_Z(t) = \begin{cases} K_{\Pi} \cdot u_X(1 - e^{\frac{-t}{\tau_{\Pi}}}) \cdot u_Y(1 - e^{\frac{-t}{\tau_{\Pi}}}) = \\ \pm U_{ВЫХ\max} \end{cases}$$

$$= \begin{cases} K_{\Pi} \cdot u_X \cdot u_Y (e^{\frac{-2t}{\tau_{\Pi}}} - 2e^{\frac{-t}{\tau_{\Pi}}} + 1), & U_Z < \pm U_{ВЫХ\max}; \\ \pm U_{ВЫХ\max}, & U_Z \geq \pm U_{ВЫХ\max}. \end{cases} \quad (7)$$

где  $\tau_{\Pi}$  – постоянная времени перемножителя по каждому из каналов;

$K_{\Pi}$  – статический коэффициент передачи перемножителя;

$U_{ВЫХ\max}$  – максимальная амплитуда напряжения на выходе перемножителя, ограниченная напряжением питания;

$U_X, U_Y$  – входные напряжения каналов  $X$  и  $Y$  соответственно;  
 $U_Z$  – выходное напряжение перемножителя.

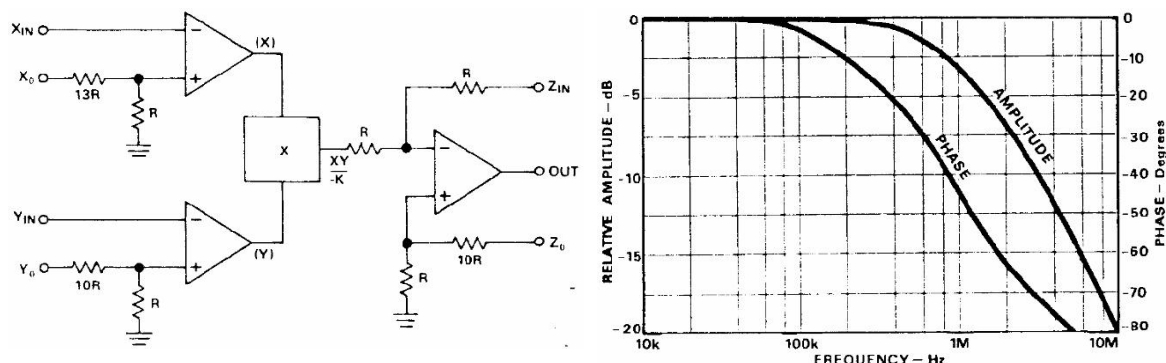


Рисунок 5 – Функциональная схема, АЧХ и ФЧХ для каждого из каналов аналогового перемножителя AD530

Используя преобразование Лапласа, на основании (7) получим изображение выходного напряжения перемножителя в виде

$$u_Z(p) = \begin{cases} \frac{K_{\Pi} \cdot u_X(p) \cdot u_Y(p)}{0,5T_{\Pi}^2 p^2 + 1,5T_{\Pi} p + 1} \\ \pm U_{BIX \max} \end{cases}$$

$$= \begin{cases} \frac{K_{\Pi} \cdot u_X(p) \cdot u_Y(p)}{(T_{\Pi} p + 1)(0,5T_{\Pi} p + 1)}, & U_Z < \pm U_{BIX \max}; \\ \pm U_{BIX \max}, & U_Z \geq \pm U_{BIX \max}. \end{cases} \quad (8)$$

Реализация перемножителя в виде алгоритмической структурной схемы приведена на рисунке 6.

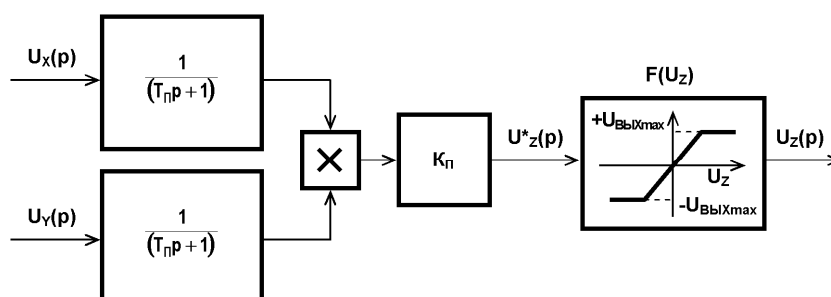


Рисунок 6 – Алгоритмическая структурная схема перемножителя

На основании полученных алгоритмических структурных схем элементов и узлов формирователя импульсов, без учета влияния источника сварочного тока, получена его полная алгоритмическая структур-

The diagram illustrates the control system for a power supply unit. The main control loop starts with the reference voltage  $a_{0T}(p)$ , which is compared with the feedback signal  $a_{oc}(p)$  at a summing junction. The resulting error signal is processed by the transfer function  $W_{YC}(p)$  and the saturation block  $YC$ . The output of  $YC$  is then passed through the block  $P$  and the transfer function  $W_{BY}(p)$  and the saturation block  $BY$ . The output of  $BY$  is the control signal  $U_{YHP}(p)$ , which is fed into the block  $F(U_{YHP})$ . The output of  $F(U_{YHP})$  is the control signal  $U^*_{YHP}(p)$ , which is then processed by the transfer function  $W_{FT}(p)$  and the saturation block  $PCT + H$ . The output of  $PCT + H$  is the control signal  $U_{ac}(p)$ , which is fed into the block  $R_{ac}$ . The output of  $R_{ac}$  is the control signal  $U_{oc}(p)$ , which is fed back to the summing junction. The feedback path also includes the block  $K_n$  and the saturation block  $BY$ . The output of the system is the power  $P_{CB}(p)$ .

С учетом принятых допущений передаточная функция объекта регулирования может быть получена в виде:

где  $R_{3C}$  – суммарное активное сопротивление сварочного контура;  
 $S$  – крутизна проходной вольтамперной характеристики транзисторов регулятора сварочного тока;  
 $n$  – количество параллельно соединенных транзисторов регулятора сварочного тока.

$$W_O(p) = \frac{k_O}{(T_{O1}p + 1)(T_{O2}p + 1)(T_{O3}p + 1)}, \quad (10)$$

414

Особенностью формирователя импульсов является то, что он представляет собой систему программного регулирования. Т.к. законы изменения формируемых импульсов на этапе формирования фронта представляют собой степенные функции (с различными показателями степени) [2-3], для минимизации ошибок требуется, чтобы система обладала астатизмом второго порядка и выше. Как известно, такие системы являются структурно-неустойчивыми и требуют особых методов настройки и выбора параметров регулятора. В свою очередь в системах с астатизмом первого порядка будет присутствовать скоростная ошибка и ошибка по ускорению, однако, при соответствующем выборе параметров регулятора существует возможность их минимизации.

Выбор типа регулятора и настройку его параметров рассмотрим на примере формирователя импульсов, силовая часть которого состоит из параллельно соединенных транзисторов MOSFET IRF2804 (количество  $n = 10$  шт., крутизна переходной характеристики  $S = 130$  См, постоянная времени входной цепи транзистора  $T_2 = R_3 C_{BX} = 350$  нс, пороговое напряжение  $U_{ПОР} = 2...4$  В) и сварочного контура (сопротивление зоны сварки  $R_{ЗС} = 1...3$  мОм, индуктивность контура  $L_{СК} = 100...300$  нГн, безындуктивный шунт 75ШСМ-50-0,5, постоянная времени сварочного контура  $T_1 = L_{СКЭкв} / R_{НЭкв} = 33$  мкс).

Таким образом, на основании (10) имеем постоянные времени  $T_{O1} = 33$  мкс,  $T_{O2} = 17$  мкс,  $T_{O3} = 350$  нс и коэффициент передачи объекта  $k_O = 126,75$ . Для проведения синтеза, исходя из наихудших условий, увеличим постоянную времени  $T_{O3}$  на порядок, примем  $T_{O3} = 3,5$  мкс. Согласно [5], для объекта регулирования с такими параметрами необходимо использовать ПИД-регулятор, с настройкой на симметричный оптимум.

С учетом полученных выше результатов и особенностей динамических характеристик формирователя импульсов как нелинейного объекта регулирования проведено исследование его работы при отработке заданного закона изменения мощности сварочного импульса. При этом использовалась разработанная алгоритмическая структурная схема, представленная на рисунке 7 и программа MATLAB (пакет Simulink).

В разработанной модели учтены все малые постоянные времени и нелинейности элементов формирователя импульсов, а также нелинейный характер изменения сопротивления нагрузки (сварочного контакта) в процессе сварки.

Исследование работы формирователя проводилось при показателе степени  $n = 2$  и различных значениях амплитуды импульса мощности.





Рисунок 8 – Временные диаграммы эталонного сигнала, мощности сварочного импульса и сигнала рассогласования при различных амплитудах формируемого импульса

На рисунке 8 представлены временные диаграммы эталонного сигнала, мощности сварочного импульса и сигнала рассогласования при амплитуде формируемого импульса мощности 100%, 50% и 10% от номинальной. Из представленных временных диаграмм можно сделать следующие основные заключения: нелинейный характер нагрузки не оказывает существенного влияния на форму получаемого импульса мощности; наибольшее отклонение формы импульса от заданной, и, соответственно, относительная погрешность формирования наблюдается на начальном этапе при формировании фронта; с уменьшением амплитуды формируемого импульса на этапе фронта наблюдается увеличение относительной погрешности формирования.

Таким образом, разработаны математические модели узлов системы управления формирователя импульсов и проведено моделирование формирователя как замкнутой системы с обратной связью по мощности при формировании импульса специальной формы. Моделирование показало, что наибольшая погрешность при формировании импульса соответствует начальному участку на этапе формирования фронта, а также то, что нелинейность сопротивления нагрузки не оказывает существенного влияния на форму импульса.

*Предложены математические модели узлов формирователя импульсов, а также проведено моделирование формирователя как замкнутой системы с обратной связью по мощности при формировании сварочного импульса специальной формы.*

*The mathematical models of pulse former parts are offered. Also simulation of the former as power feedback system at forming of special form welding pulse is carried out.*

### **Библиографический список**

1. Леонов В.П. Малоинерционный источник питания для микро-сварки и пайки с обратной связью по электроэнергетическим параметрам / В.П. Леонов, В.Е. Атауи // В кн.: Припои для пайки современных материалов. – Киев: ИЭС им. Е.О. Патона, 1985. – С. 133-139.
2. Паэранд Ю.Э. Формирователь импульсов специальной формы для контактной микросварки / Ю.Э. Паэранд, А.Ф. Бондаренко // Технічна електродинаміка. – 2006. – Тем. вип. Силова електроніка та енергоефективність. – Ч. 5. – С. 27-32.
3. Паэранд Ю.Э. Моделирование формирователя импульсов сварочного тока специальной формы / Ю.Э. Паэранд, В.Д. Потапов, А.Ф. Бондаренко // Технічна електродинаміка. – 2007. – Тем. вип. Силова електроніка та енергоефективність. – Ч. 5. – С. 80-84.

4. Гутников В.С. Интегральная электроника в измерительных устройствах / В.С. Гутников. – 2-е изд., перераб. и доп. – Л.: Энергоатомиздат. Ленингр. отд-ние, 1988. – 304 с.

5. Лукас В.А. Теория автоматического управления: Учеб. для вузов / В.А. Лукас. – 2-е изд., перераб. и доп. – М., Недра, 1990. – 416 с.

***Рекомендовано к печати проф., к.т.н. Пазрандом Ю.Э.***

к.т.н., вед.н.с. Глебин А.Г.,  
к.т.н., с.н.с. Саратовский Р.Н.,  
к.т.н., с.н.с. Ушаков В.И.,  
к.т.н., доц. Кобец Д.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

## РЕГУЛИРУЕМЫЙ РЕЗОНАНСНЫЙ ИНВЕРТОР ТОКА С САМОВОЗБУЖДЕНИЕМ

*Розглядаються принципи частотного регулювання величин, що визначають живлення навантаження резонансного інвертора подвоєння частоти з діодами зустрічного струму при самозбудженні.*

Автоматизация электротермических установок, предназначенных для индукционного нагрева металлов и сплавов токами повышенной частоты, часто диктует жёсткие условия, предъявляемые к системам управления полупроводниковых преобразователей электрической энергии - источников питания таких установок. В первую очередь это связано с необходимостью регулирования, стабилизации мощности, передаваемой источником питания в нагрузку за период нагрева, тока или напряжения индуктора, что обеспечивает условия технологии, повторяемость результатов нагрева, качество электротермической обработки. Диапазон регулирования генерируемой преобразователем мощности зависит от требований электротехнологии и может достигать 1:20, точность поддержания требуемых параметров (например температуры – до  $10^{-3}$ ), быстродействие – от  $10^{-3}$  до  $10^{-2}$  с [1]). Несмотря на сравнительно высокий к.п.д. полупроводниковых преобразователей повышенной частоты, актуальным остаётся использование их установленной (номинальной) мощности, стоимость пуско-наладочных работ, что определяет капитальные и эксплуатационные затраты при внедрении преобразователей повышенной частоты в электротермическое оборудование для индукционного нагрева.

В качестве полупроводниковых преобразователей повышенной частоты для питания установок индукционного нагрева нашли широкое применение тиристорные преобразователи частоты (ТПЧ), построенные по схемам параллельных и резонансных инверторов тока [1-3]. Система управления ТПЧ осуществляет независимое или самовозбуждение, отличающиеся способом формирования импульсов управления тиристор инвертора. При самовозбуждении формирование импульсов управления производится в зависимости от электромагнитных процессов, происходящих в инверторе, периодичность которых зависит от пара-

метров реактивных элементов инвертора и его нагрузки [2, 4, 5]. По сравнению с независимым возбуждением самовозбуждение повышает быстродействие системы управления за счёт устранения инерционности задающего генератора импульсов управления тиристором инвертора. Самовозбуждение также позволяет изменять период следования импульсов управления путём внешнего управляющего воздействия на длительность периода следования импульсов, а, следовательно, регулировать частоту выходного напряжения инвертора. Благодаря резонансным свойствам нагрузочного контура инвертора, представляющего обычно параллельное соединение индукционной нагрузки и компенсирующей емкости, изменение частоты инвертора приводит к изменению мощности, передаваемой инвертором в нагрузку, тока, напряжения.

В статье рассматриваются принципы частотного регулирования величин, определяющих питание нагрузки резонансного инвертора удвоения частоты с диодами встречного тока при самовозбуждении.

Самовозбуждение резонансного инвертора осуществляется путём предварительного поочередного фиксирования, при каждом включении тиристора, длительности полуволны прохождения через него тока в одной из диагоналей моста инвертора и, с учётом сигнала управления, прогнозирования момента времени подачи импульса управления на тиристор следующей диагонали [5].

На рисунке 1 представлен фрагмент схемы построения замкнутой системы управления инвертора с самовозбуждением.

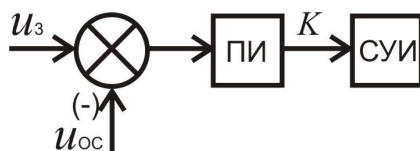


Рисунок 1 - Фрагмент схемы построения замкнутой системы управления инвертора с самовозбуждением

Задающий сигнал контролируемой величины  $u_z$  поступает на вход устройства сравнения вместе с сигналом отрицательной обратной связи  $u_{oc}$  контролируемой величины (тока, напряжения на нагрузке, фазового сдвига между ними и т.п.). Сигнал обратной связи должен соответствовать уровню задающего сигнала  $u_z$ . Разность между этими сигналами подаётся на вход ПИ-регулятора, на выходе которого формируется сигнал, соответствующий значению коэффициента управления  $k$ , устанавливающего зависимость между интервалом времени прохождения полуволны тока через тиристор и периодом следования импульсов управления тиристорами.

Благодаря свойствам ПИ-регулятора, в установившемся режиме работы разность между сигналами задания и контролируемой величины равна нулю, что соответствует определённому сигналу на выходе ПИ-регулятора, подаваемого на вход системы управления инвертором (СУИ), устанавливающей соответствующую частоту его выходного напряжения. При изменении параметров нагрузки инвертора или напряжения его питания, происходит изменение контролируемых величин, а, следовательно, разность между сигналами задания и контролируемой величины становится отличной от нуля, что приводит к соответствующему изменению сигнала на выходе ПИ-регулятора (изменению коэффициента  $k$  в необходимую сторону) до тех пор, пока разность между сигналом задания и контролируемой величиной не станет равной нулю. Таким образом, система производит автоматическую настройку на устанавливаемый режим работы.

По вышеописанному принципу была построена система управления резонансного инвертора с регулированием контролируемых величин: тока, напряжения на нагрузке, фазового сдвига между первыми гармоническими составляющими тока и напряжения нагрузочного контура инвертора. На рисунке 2 показана схема инвертора с нагрузкой и датчиками контролируемых величин.

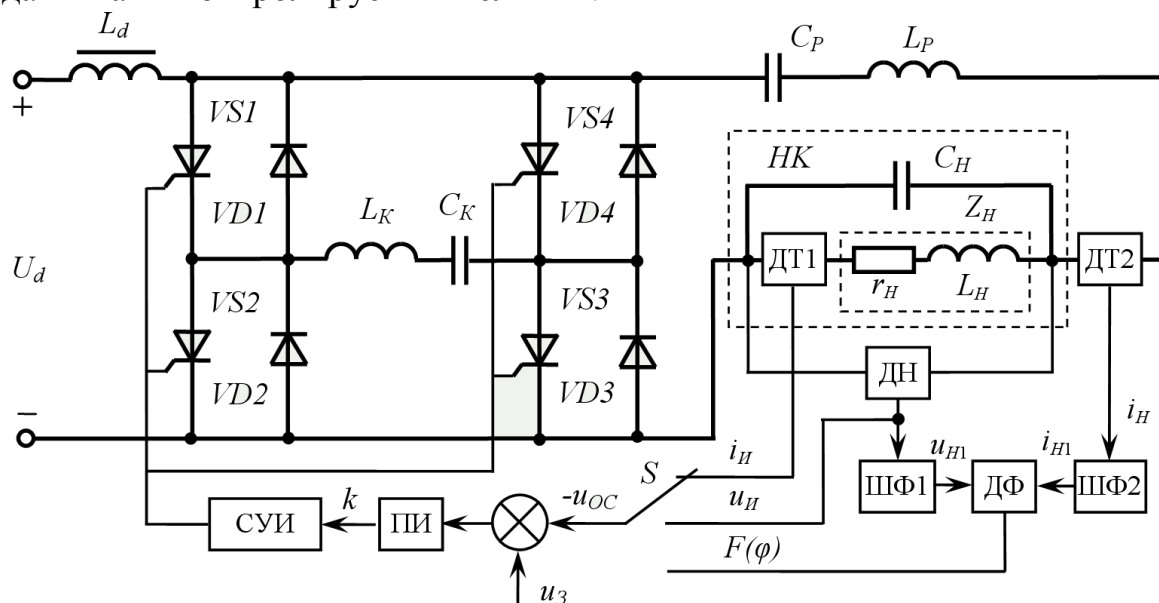


Рисунок 2 - Схема инвертора с нагрузкой и датчиками контролируемых величин:

НК – нагрузочный контур; ДТ1 - датчик тока нагрузки; ДТ2 - датчик тока НК; ДН – датчик напряжения; ШФ1, ШФ2 - широкополосные фильтры; ДФ – датчик фазы; ПИ – ПИ-регулятор; СУИ - система управления инвертором.

Исследование работы системы управления с регулированием контролируемых величин осуществлялось на физической модели резонансного инвертора номинальной мощностью  $P_{d\text{ ном}} = 0.5$  кВт и номинальной выходной частотой  $f_{\text{ном}} = 8$  кГц [6]. В качестве датчиков тока и напряжения использовались измерительные трансформаторы тока и напряжения, позволяющие осуществить гальваническую развязку между силовыми и измерительными цепями. В рассматриваемых в статье режимах работы изменение эквивалентных параметров соответствует изменению параметров индукционной плавильной печи при плавке ферромагнитных материалов, характеризующихся наибольшим диапазоном [2].

**Стабилизация тока индуктора.** На рисунке 3 приведены осциллограммы сигнала стабилизируемого тока индуктора ( $i_{II}$ ) при изменении его полного сопротивления для двух крайних значений ( $Z_{H\text{ max}}$  и  $Z_{H\text{ min}}$ ). Одновременно, для наглядности, приведены соответствующие осциллограммы сигнала напряжения на индукторе  $u_{II}$ . При этом контролировалось амплитудное значение тока индуктора  $I_{II\text{ max}}$ .

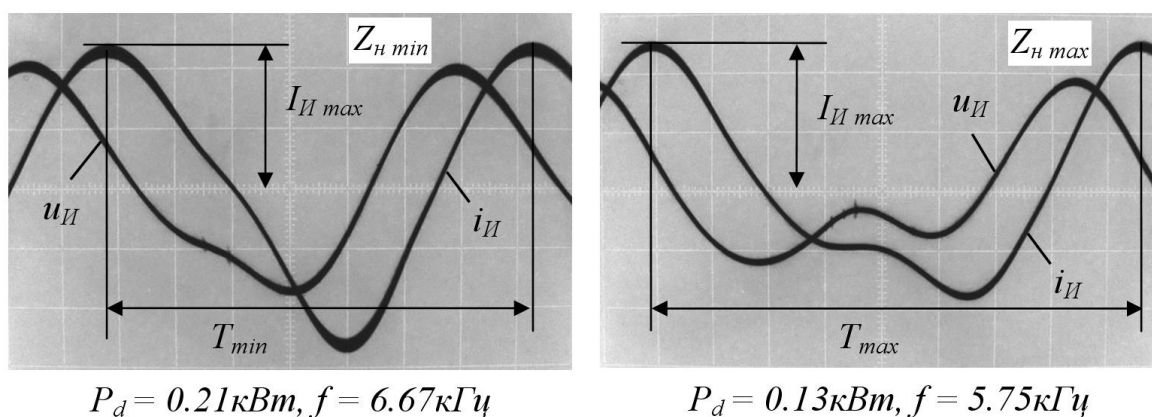
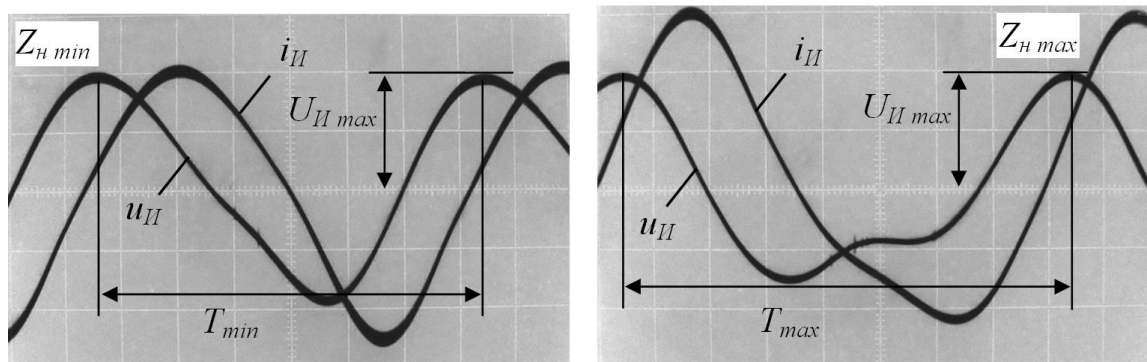


Рисунок 3 – Осциллограммы сигналов стабилизированного тока  $i_{II}$  и напряжения на индукторе  $u_{II}$  при изменении его параметров

Как видно из рисунка 3 при изменении параметров индуктора амплитуда тока в нём остаётся неизменной, а изменяются частота и напряжение на индукторе.

**Стабилизация напряжения на индукторе.** На рисунке 4 приведены осциллограммы сигнала стабилизируемого напряжения на индукторе  $u_{II}$  при изменении его полного сопротивления для двух крайних значений ( $Z_{H\text{ max}}$  и  $Z_{H\text{ min}}$ ). Одновременно приведены соответствующие осциллограммы сигнала тока в индукторе  $i_{II}$ . При этом контролировалось амплитудное значение напряжения индуктора  $U_{II\text{ max}}$ .



$$P_d=0.2\text{кВт}, f=7.35\text{кГц}$$

$$P_d=0.17\text{кВт}, f=6.33\text{кГц}$$

Рисунок 4 – Осциллограммы сигналов стабилизируемого напряжения на индукторе  $u_{II}$  и его тока  $i_{II}$  при изменении параметров индуктора

Как видно из рисунка 4 при изменении параметров индуктора амплитуда напряжения на нём остаётся неизменной, изменяются частота и ток в индукторе.

**Самонастройка инвертора на резонансную частоту нагрузочного контура.** При пуске инвертора, при изменении параметров его нагрузки часто возникает необходимость в настройке его на резонансную частоту нагрузочного контура. В этом случае полное сопротивление нагрузочного контура для первой гармонической составляющей тока имеет активный характер, инвертор не загружается реактивной составляющей тока, напряжение на индукторе становится практически синусоидальным, а инвертор генерирует в нагрузку максимальную мощность, зависящую от величины эквивалентного сопротивления нагрузочного контура [7]. Возникает необходимость в непрерывном фиксировании фазового сдвига между первыми гармоническими составляющими и соответствующими сигналами напряжения  $u_{H1}$ , тока  $i_{H1}$  нагрузочного контура и формировании соответствующего сигнала, пропорционального фазовому сдвигу. Первые гармонические составляющие сигналов в достаточно широком диапазоне изменения частоты удаётся получить с помощью простейших широкополосных фильтров этих гармоник [6], рисунок 2. Фильтры напряжения и тока принимаются одинаковыми. Хотя между первыми гармоническими сигналами этих гармоник на выходе фильтров, используемых для последующего формирования сигнала фазового сдвига, существует частотная зависимость, полученные разности между сигналами сводит частотную погрешность к нулю.

На рисунке 5 показаны кривые, поясняющие рассматриваемый и реализованный принцип формирования сигнала, пропорционального разности фаз между первыми гармоническими составляющими сигналов напряжения и тока нагрузочного контура для случаев опережения первой гармоники напряжения  $u_{H1}$  от первой гармоники тока  $i_{H1}$  ( $\varphi > 0$ ) и отставания ( $\varphi < 0$ ).



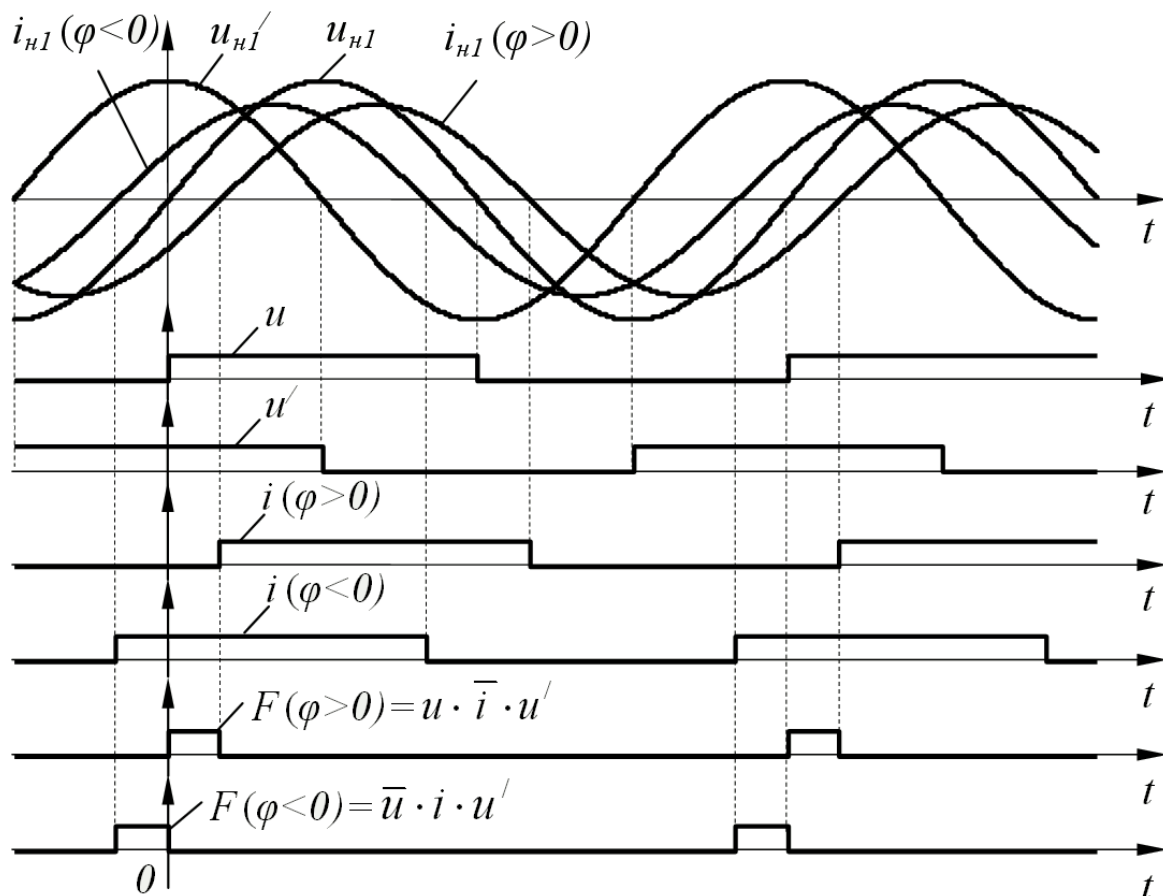
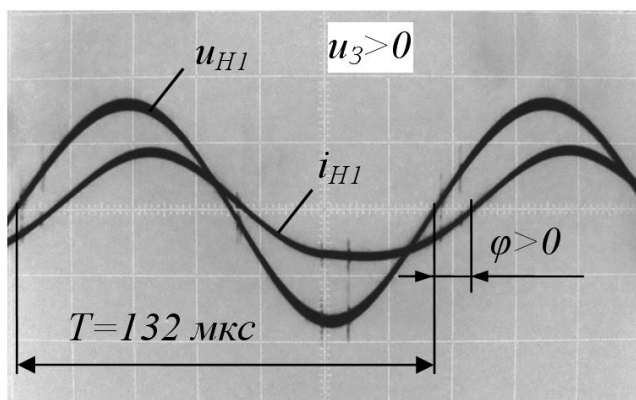


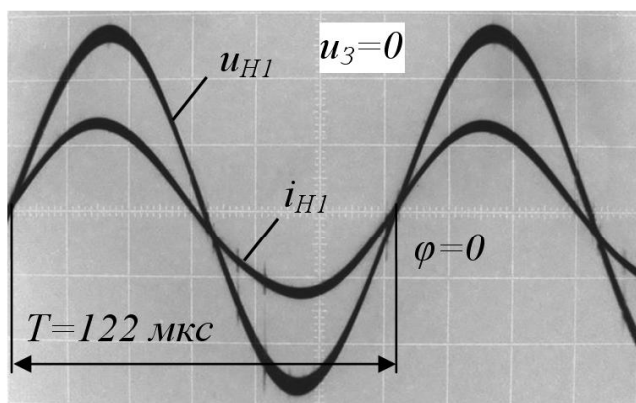
Рисунок 5 – Кривые, поясняющие принцип формирования сигнала, пропорционального разности фаз между первыми гармоническими составляющими напряжения и тока нагрузочного контура

Для установления знака угла сдвига фаз, а, следовательно, формирования полярности напряжения сигнала сдвига фаз, с помощью дифференцирующего или интегрирующего усилителя формируется синусоидальный сигнал  $u_{H1}'$ , сдвинутый по фазе относительно сигнала первой гармоники напряжения на угол 90 эл.град. Этот сигнал можно также получить из тока компенсирующей ёмкости нагрузки. С помощью однополярных компараторов по полученным синусоидальным сигналам  $u_{H1}, i_{H1}, u_{H1}'$  формируются прямоугольные импульсы, являющиеся логическими переменными для последующей обработки, соответственно  $u, i, u'$ . Если с имеющихся логических переменных сформировать логические функции  $F(\varphi > 0) = u \cdot \bar{i} \cdot u'$  и  $F(\varphi < 0) = \bar{u} \cdot i \cdot u'$ , то во времени будет формироваться соответствующие импульсы, длительность которых пропорциональна фазовому сдвигу в пределах  $\varphi = -90 \div 0 \div +90$  эл.град. Среднее значение стабилизированного по амплитуде этого импульсного напряжения  $F(\varphi)$  пропорционально значению фазового сдвига и не за-

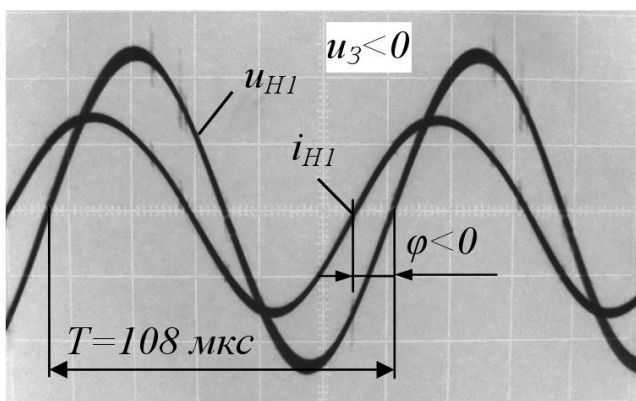
висит от частоты напряжения инвертора. Если импульсы  $F(\varphi > 0)$  и  $F(\varphi < 0)$  формировать разнополярными, то среднее значение будет знакопеременным, имеющим нулевое значение при резонансе  $F(\varphi) = 0$ . Таким образом, при задающем сигнале для СУИ  $u_3 = 0$ , инвертор будет генерировать напряжение с резонансной частотой нагрузочного контура, которая будет автоматически изменяться при изменении параметров индукционной нагрузки.



$$P_d = 0.3 \text{ кВт}, f = 7.57 \text{ кГц}$$



$$P_d = 0.27 \text{ кВт}, f = 8.2 \text{ кГц}$$



$$P_d = 0.21 \text{ кВт}, f = 9.26 \text{ кГц}$$

Рисунок 6 – Осциллограммы кривых сигналов первых гармоник тока  $i_{H1}$  и напряжения нагрузочного контура  $u_{H1}$  при разных заданиях угла фазового сдвига

На рисунке 6 представлены осциллограммы сигналов первых гармоник тока  $i_{H1}$  и напряжения нагрузочного контура  $u_{H1}$  для трёх значений задающего сигнала  $u_3 < 0$ ,  $u_3 = 0$  и  $u_3 > 0$ .

Обычно при частотном регулировании используется одна из ветвей резонансной кривой нагрузочного контура. При переходе фазового сдвига значения  $\varphi = 0$  появляется неоднозначность в регулировании. В этом случае изменение полярности сигнала угла сдвига фаз используется для ограничения изменения частоты инвертора, как предельного значения, ограничивающего дальнейшее изменение частоты.

## ВЫВОДЫ.

Экспериментально подтверждена возможность регулирования напряжения, тока, фазового сдвига между первыми гармоническими составляющими тока и напряжения нагрузочного контура резонансного инвертора удвоения частоты с самовозбуждением.

*Рассматриваются принципы частотного регулирования величин, определяющих питание нагрузки резонансного инвертора удвоения частоты с диодами встречного тока при самовозбуждении.*

*Principles of the frequency adjusting of sizes, determining the feed of loading of the resonance inverting of doubling of frequency with the diodes of meeting current at independent excitation are examined.*

## Библиографический список

1. Шапиро С.В. и др. Системы управления с тиристорными преобразователями частоты для электротехнологии / С.В. Шапиро, Ю.М. Зинин, А.В. Иванов; Под ред. С.В. Шапиро – М.: Энергоатомиздат, 1989. – 68 с.

2. Беркович Е.И., Ивенский Г.В., Иоффе Ю.С., Моргун В.В. Тиристорные преобразователи повышенной частоты для электротехнологических установок / – 2-е изд., перераб. и доп. – Л.: Энергоатомиздат, Ленинград. отд-ние, 1983. 208с.

3. Васильев А.С., Гуревич С.Г. Иоффе Ю.С. Источники питания электротермических установок. - М.: Энергоатомиздат, 1985. 248с.

4. Саратовский Р.Н., Глебин А.Г., Ушаков В.И., Прончатова Т.И.. Частотно-независимое фазосдвигающее устройство.// Вісник СНУ ім. В. Даля. – 2003. – №6 (64).- С.9-15.

5. Глебин А.Г. Принцип построения системы управления резонансным инвертором тока тиристорного преобразователя частоты для индукционного нагрева металлов // Електротехніка та електроенергетика. – Запорізький нац. техн. ун-т. – 2007. – №2. – С. 15 – 18.

6. Саратовский Р.Н., Ушаков В.И., Глебин А.Г. Результаты экспериментальных исследований резонансного инвертора удвоения частоты с устройством согласования с нагрузкой / Сб. науч. тр. Донбасского госуд. техн. ун-та. – 2007. – Вып. 23. – С. 379 – 388.

7. Саратовский Р.Н., Ушаков В.И., Баранов А.Н., Глебин А.Г. / Система управления устройством согласования тиристорного преобразователя частоты с индукционной плавильной печью // Технічна електродинаміка. – 2006. – №4. – С. 51 – 58.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Зеленовым А.Б.*

*к.т.н., доц. Морозов Д.И.,  
к.т.н. доц. Андреева Н.И.  
(ДонГТУ, г.Алчевск, Украина),  
преподаватель высшей категории Уманская Л.И.  
(Индустриальный техникум ДонГТУ, г.Алчевск, Украина)*

## **МОДЕЛЬ НЕПРИВЕДЕННОЙ АСИНХРОННОЙ МАШИНЫ В ПРОСТРАНСТВЕ РЕАЛЬНЫХ ФАЗОВЫХ КООРДИНАТ**

*Наведено математичний опис асинхронної машини з неприведеними параметрами в просторі реальних фазових координат. Побудована в пакеті MATLAB/Simulink модель може бути використана при дослідженні асинхронних електроприводів подвійного живлення.*

**Введение.** При построении математических моделей асинхронных машин (АМ) общепринятым и наиболее распространенным является рассмотрение процессов приведенных к статору или ротору. При этом в модели используются параметры, приведенные соответственно к статору или ротору. Кроме того, для упрощения математического описания процессы статора и ротора рассматриваются в единой пространственной системе координат (в том числе и трехосной) [1]. При этом исключаются переменные взаимные индуктивности, зависящие от угла положения ротора.

При исследовании электроприводов (ЭП) управляемых по статору целесообразно применять модели с неподвижной обобщенной системой координат, и параметрами, приведенными к статору; при управлении по ротору – с системой координат, связанной с ротором и параметрами, приведенными к ротору.

Однако, при исследовании асинхронного двигателя в системе двойного питания с управляемыми преобразователями в роторных и статорных цепях возникает необходимость в модели АМ без приведения параметров – в которой процессы в цепях статора и ротора будут соответствовать реальности по величине. Кроме того, такая модель необходима при анализе энергетических показателей в целом ЭП, управляемого по ротору. Для наблюдения реальных процессов в статоре и роторе модель должна строиться в отдельных пространственных системах координат. В настоящее время пакеты прикладных программ позволяют строить модели любой сложности, поэтому модель АМ в отдельных пространственных системах координат вполне реализуема.

**Целью** данной работы является построение математической модели АМ с реальными процессами в роторе и статоре, как по уровню, так и по частоте.

**Материал и результаты исследования.** Электрическая часть АМ в раздельных трехосных пространственных координатах, с использованием приведенных (к статору или ротору) параметров, описывается следующими уравнениями

$$\mathbf{u}_S = R_S \mathbf{i}_S + \frac{d}{dt} \boldsymbol{\Psi}_S; \mathbf{u}_R = R_R \mathbf{i}_R + \frac{d}{dt} \boldsymbol{\Psi}_R, \quad (1)$$

где  $\mathbf{u}_S = [U_A \ U_B \ U_C]^T$ ;  $\mathbf{u}_R = [U_X \ U_Y \ U_Z]^T$ ;  $\mathbf{i}_S = [I_A \ I_B \ I_C]^T$ ;  $\mathbf{i}_R = [I_X \ I_Y \ I_Z]^T$ ;  $\boldsymbol{\Psi}_S = [\Psi_A \ \Psi_B \ \Psi_C]^T$ ;  $\boldsymbol{\Psi}_R = [\Psi_X \ \Psi_Y \ \Psi_Z]^T$  – векторы напряжений, токов и потокосцеплений статора и ротора в косоугольных системах координат, связанных со статором (А, В, С) и ротором (х, у, z) соответственно. Потокосцепления определяются следующим образом

$$\begin{bmatrix} \boldsymbol{\Psi}_S \\ \boldsymbol{\Psi}_R \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{L}_S & \mathbf{M}_C \\ \mathbf{M}_C^T & \mathbf{L}_R \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{i}_S \\ \mathbf{i}_R \end{bmatrix} = \mathbf{L} \begin{bmatrix} \mathbf{i}_S \\ \mathbf{i}_R \end{bmatrix}, \quad (2)$$

где  $\mathbf{L}_S = \text{diag}(L_S \ L_S \ L_S)$ ;  $\mathbf{L}_R = \text{diag}(L_R \ L_R \ L_R)$ ;

$L_S = L_m + L_{\sigma S}$ ;  $L_R = L_m + L_{\sigma R}$ ;

$$\mathbf{M}_C = M_{12} \mathbf{C}, \quad \mathbf{C} = \begin{bmatrix} c1 & c2 & c3 \\ c3 & c1 & c2 \\ c2 & c3 & c1 \end{bmatrix},$$

$c1 = \cos \gamma_e$ ;  $c2 = \cos(\gamma_e + 2\pi/3)$ ;  $c3 = \cos(\gamma_e - 2\pi/3)$ ,

где  $M_{12}$  – максимальное значение взаимной индуктивности между

обмотками статора и ротора,  $M_{12} = \frac{2}{3} L_m$ ;

$L_m$  – индуктивность намагничивания;

$\gamma_e$  – электрический угол поворота вала двигателя

$\gamma_e = \int \omega_e dt = Z_p \int \omega dt$ .

Электромагнитный момент, развиваемый асинхронным двигателем, определим из токов статора и ротора

$$M_e = -Z_p \mathbf{i}_S^T \mathbf{M}_S \mathbf{i}_R, \quad (3)$$

$$\text{где } \mathbf{M}_S = M_{12} \mathbf{S}, \quad \mathbf{S} = \begin{bmatrix} s1 & s2 & s3 \\ s3 & s1 & s2 \\ s2 & s3 & s1 \end{bmatrix},$$

$s1 = \sin \gamma_e$ ;  $s2 = \sin(\gamma_e + 2\pi/3)$ ;  $s3 = \sin(\gamma_e - 2\pi/3)$ .

В справочниках для АМ с фазным ротором (ФР), как правило, приводятся реальные параметры (сопротивления, токи и напряжения) статора и ротора и коэффициент приведения напряжений ( $k_e$ ). Приве-

дение токов и сопротивлений (индуктивностей) осуществляется коэффициентами  $k_i = k_e$  и  $k_r = k_e^2$  соответственно.

Рассмотрим описание машины без приведения параметров. Далее верхними символами будем указывать приведение: s – к статору, r – к ротору.

Система уравнений (1) будет иметь такой же вид

$$\mathbf{u}_S^s = R_S^s \mathbf{i}_S^s + \frac{d}{dt} \boldsymbol{\psi}_S^s; \quad \mathbf{u}_R^r = R_R^r \mathbf{i}_R^r + \frac{d}{dt} \boldsymbol{\psi}_R^r. \quad (4)$$

Зная, что индуктивности приводятся также как и сопротивления, можем записать

$$M_{12}^s = M_{12}^r \cdot k_r.$$

Для удобства дальнейшего рассмотрения введем общее значение взаимной индуктивности

$$M_{12}^0 = \frac{M_{12}^s}{k_i} = \frac{M_{12}^r}{\sqrt{k_r}} = M_{12}^r \sqrt{k_r} = M_{12}^r k_i.$$

Переведем составляющие уравнений (2) в реальные координаты состояния

$$\boldsymbol{\psi}_S^s = \mathbf{L}_S^s \mathbf{i}_S^s + \mathbf{M}_C^s \mathbf{i}_R^r = \mathbf{L}_S^s \mathbf{i}_S^s + \mathbf{M}_C^s \frac{\mathbf{i}_R^r}{k_i} = \mathbf{L}_S^s \mathbf{i}_S^s + \frac{\mathbf{M}_C^s}{k_i} \mathbf{i}_R^r = \mathbf{L}_S^s \mathbf{i}_S^s + \mathbf{M}_C^0 \mathbf{i}_R^r, \quad (5)$$

$$\boldsymbol{\psi}_R^r = \mathbf{L}_R^r \mathbf{i}_R^r + \mathbf{M}_C^{rT} \mathbf{i}_S^s = \mathbf{L}_R^r \mathbf{i}_R^r + \mathbf{M}_C^{rT} \mathbf{i}_S^s k_i = \mathbf{L}_R^r \mathbf{i}_R^r + \mathbf{M}_C^{rT} k_i \mathbf{i}_S^s = \mathbf{L}_R^r \mathbf{i}_R^r + \mathbf{M}_C^{0T} \mathbf{i}_S^s,$$

$$\text{где } \mathbf{M}_C^0 = M_{12}^0 \mathbf{C}.$$

Рассуждая аналогично, получим выражение для электромагнитного момента в реальных координатах:

$$M_e = -Z_p \mathbf{i}_S^{sT} \mathbf{M}_S^0 \mathbf{i}_R^r, \quad (6)$$

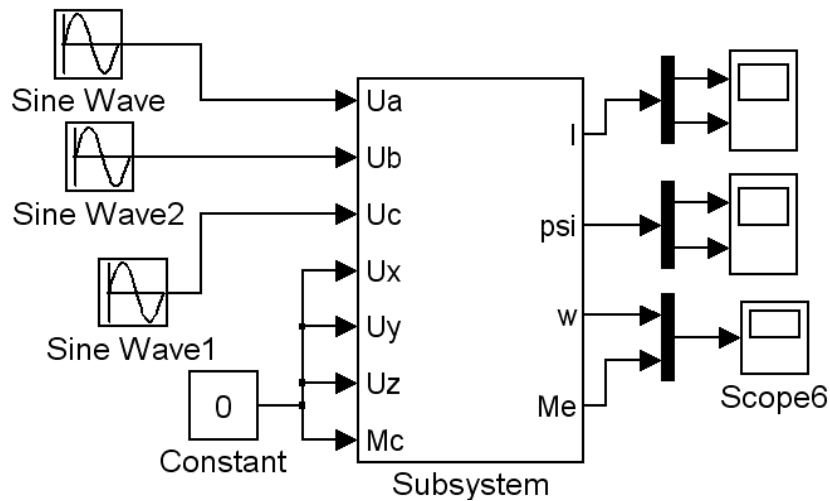
$$\text{где } \mathbf{M}_S^0 = M_{12}^0 \mathbf{S}.$$

Скорость вращения ротора определяется как решение уравнения движения

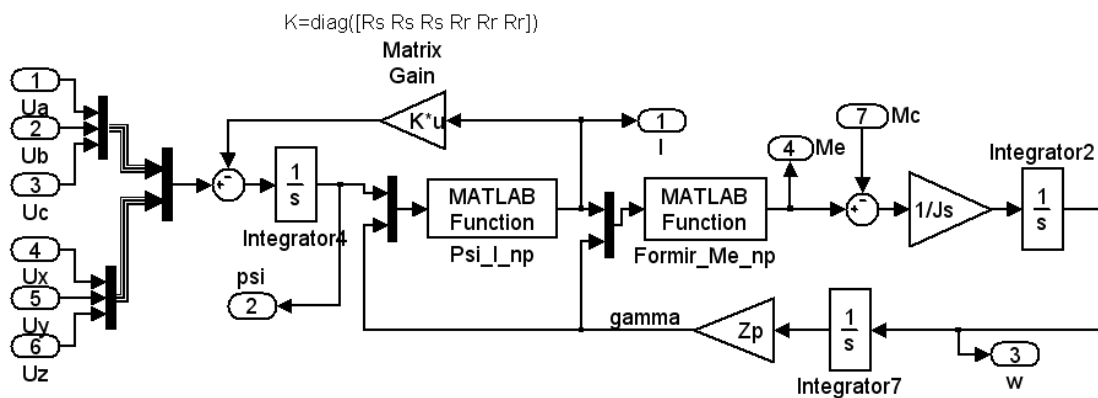
$$M_e - M_c = J \frac{d\omega}{dt}. \quad (7)$$

Уравнения (4-7) представляют собой математическую модель АМ с реальными параметрами.

Построим модель в пакете MATLAB, используя векторно-матричное представление [2,3]. Матричные алгебраические операции с векторными переменными реализуются блоками Matlab Fn, представляющими собой обращение к пользовательским функциям, описанным в виде m-файлов. Модель в фазовых координатах « $\mathbf{I}_S^s - \mathbf{I}_R^r$ » приведена на рисунке 1.



а)



б)

Рисунок 1 – Модель АМ в пакете MATLAB:  
а) подключение блока-подсистемы модели АМ;

б) структура подсистемы

Здесь функции Matlab Fn имеют следующее содержание:

1) Matlab Fn (Psi\_I\_np) формирует из вектора потокосцеплений  $[\psi_S \ \psi_R]^T$  и углового положения ротора вектор токов, согласно выражения 
$$\begin{bmatrix} i_S \\ i_R \end{bmatrix} = L^{-1} \begin{bmatrix} \psi_S \\ \psi_R \end{bmatrix};$$

2) Matlab Fn (Formir\_Me\_np) формирует электромагнитный момент (6) из вектора токов и положения вала ротора.

Matlab Fn (Psi_I_np)	Matlab Fn (Formir_Me_np)
<pre>function Io=Psi_I(u) global Ls Lr M12_0 Psio=u(1:6)'; Gamma=u(7); c1=M12_0*cos(Gamma); c2=M12_0*cos(Gamma+2*pi/3); c3=M12_0*cos(Gamma+4*pi/3); Lo=[Ls 0 0 c1 c2 c3;     0 Ls 0 c3 c1 c2;     0 0 Ls c2 c3 c1;     c1 c3 c2 Lr 0 0;     c2 c1 c3 0 Lr 0;     c3 c2 c1 0 0 Lr]; Psio=Psio(:); Io=inv(Lo)*Psio; Io=[Io'];</pre>	<pre>function Mem=Formir_Me(u) global Zp M12_0 Is=u(1:3)'; Ir=u(4:6); Gamma=u(7); m1=M12_0*sin(Gamma); m2=M12_0*sin(Gamma+2*pi/3); m3=M12_0*sin(Gamma+4*pi/3); MM=[m1 m2 m3;     m3 m1 m2;     m2 m3 m1]; Mem=-Zp*Is*MM*Ir;</pre>

На модели исследовались процессы пуска АМ с ФР типа АК-52-6 со следующими параметрами

$$U_{1H} = 380 \text{ В}; E_{2H} = 85 \text{ В}; I_{1H} = 8 \text{ А}; I_{2H} = 21,2 \text{ А}; k_r = k_e^2 = 18;$$

$$J = 0,1 \text{ кгм}^2; n_H = 910 \text{ об/мин}; R_S^s = 1,23 \text{ Ом}; R_R^r = 0,15 \text{ Ом};$$

$$x_m^r = 5,5 \text{ Ом}; x_1^r = 0,3 \text{ Ом}; x_2^r = 0,18 \text{ Ом}.$$

В результате расчета:

$$L_S^s = 0,332 \text{ Гн}; L_R^r = 0,0181 \text{ Гн}; M_{12}^0 = 0,0495 \text{ Гн}.$$

На рисунке 2 приведены графики переходных процессов пуска. Процессы  $M_e(t)$  и  $\omega(t)$  в полученной модели совпали с результатами моделирования этого двигателя в модели с координатами, приведенными к ротору [4]. Таким образом, энергетические процессы, описываемые данной моделью, соответствуют процессам в модели с приведенными параметрами, а процессы изменения токов и потокосцеплений статора и ротора являются реальными.



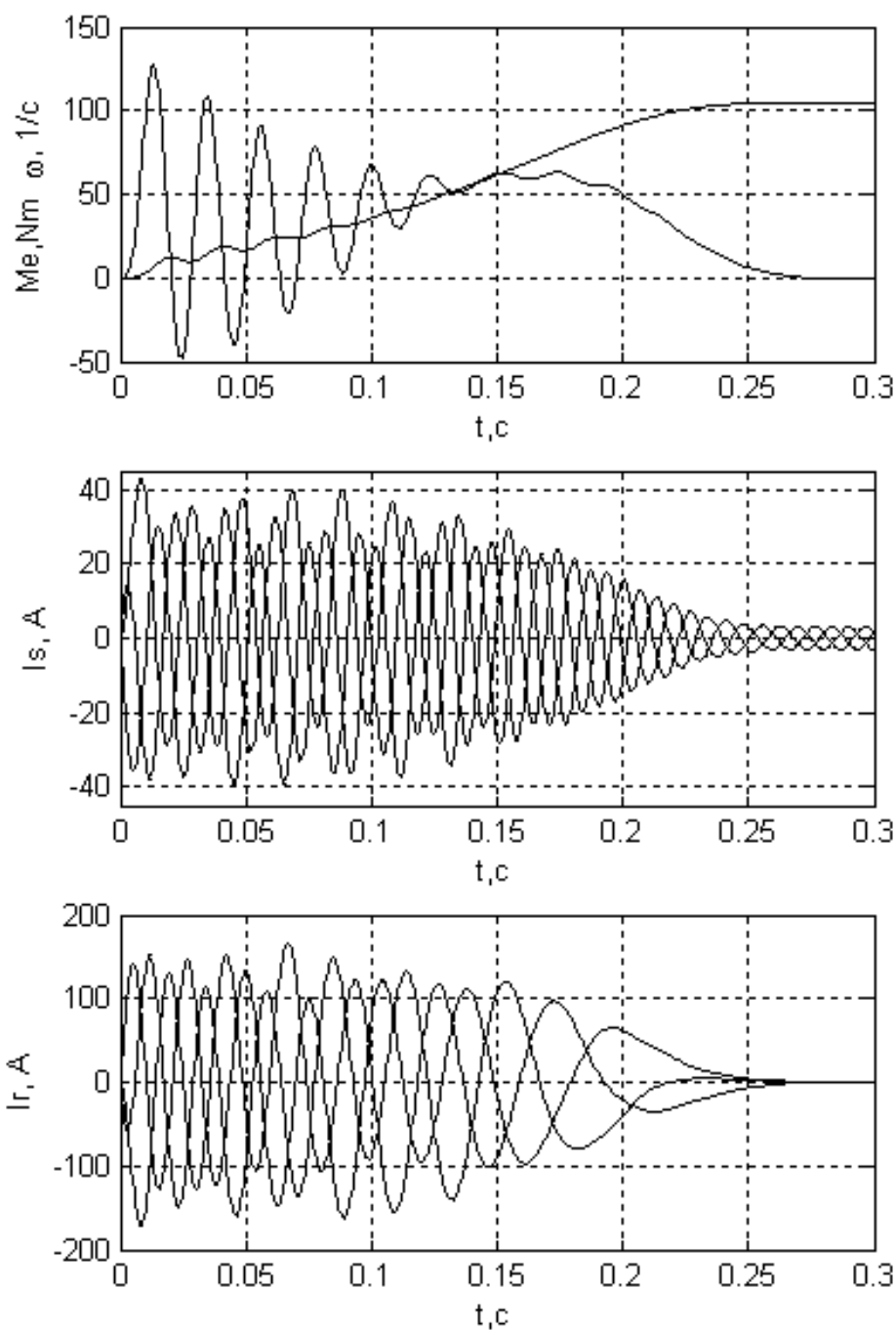


Рисунок 2 – Переходные процессы при пуске машины АК-52-6

**Вывод.** Получено математическое описание асинхронной машины в пространстве реальных фазовых координат с неприведенными параметрами. Для учета взаимного магнитного влияния статора и ротора предложено понятие общая взаимная индуктивность. Моделирование

подтвердило правильность принятого подхода. Полученная модель может быть использована при исследовании асинхронных электроприводов, построенных по системе двойного питания.

*Приведено математическое описание асинхронной машины с приведенными параметрами в пространстве реальных фазовых координат. Построенная в пакете MATLAB/Simulink модель может использоваться при исследовании асинхронных электроприводов двойного питания.*

*Mathematical description of asynchronous machine is resulted in space of the real phase coordinates with real parameters. Built in MATLAB/Simulink model can be used for research of asynchronous drives of double supply.*

#### **Библиографический список**

1. Сандлер А.С., Тарасенко Л.М. Динамика каскадных асинхронных электроприводов. – М.: Энергия, 1977. – 200 с.

2. Толочко О.І., Чекавський Г.С., Мірошник Д.М. Векторні моделі асинхронного двигуна у середовищі пакета MATLAB // Вестник ХГПУ: Електротехніка електроніка і електропривод – Проблеми АЕП: Теорія і практика / гл. ред. В.Б. Клепиков. – Харків, ХГТУ. – 2000. – С.34-38.

3. Морозов Д.И., Карпук И.А., Голубева С.М. Особенности цифрового моделирования асинхронной машины с переменными параметрами в многомассовой электромеханической системе // Вестник НТУ «ХПИ» – Проблемы автоматизированного электропривода. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2005. – №45. – С. 164-167.

4. Карпук І.А., Морозов Д.І., Шевченко І.С., Самчелєєв Ю.П. Вибір підходів для цифрового моделювання асинхронної машини з вентилями перетворювачами в роторному колі // Електротехніка та електроенергетика. – 2003. – №2. – С. 60-67.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Зеленовым А.Б.*

*к.т.н., провід. наук. співробітн. Комісаренко О.І.,  
к.т.н., директор НДПКІ «Параметр» Михайлова Л.Ф.,  
м.н.с. Кушнір О.В.  
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)  
к.т.н. Жученко Н. О.  
(СНУ ім. Даля, м. Луганськ, Україна)*

## **ДОСЛІДЖЕННЯ МОДЕЛІ ДУГОВОГО КОМУТАТОРА ГІБРИДНОГО АПАРАТУ**

*В ході чисельних і натурних експериментів встановлені співвідношення коефіцієнтів моделі дугового комутатора і параметрів різних схем гібридних апаратів з різним навантаженням. Використання розробленої моделі сприятиме більшій ефективності і зменшить витрати при дослідженнях та інженерному проектуванні гібридних апаратів постійного струму. Найбільший ефект може бути досягнутий при дослідженнях та проектуванні комутаційних і захисних апаратів для перетворювальної техніки.*

**Проблема та її зв'язок із науковими та практичними задачами.** Широке розповсюдження і постійне вдосконалення силових напівпровідникових приладів, не виключає потребу в апаратах, в яких при відключенні навантаження виникає електрична дуга. Навпаки, часто тільки такі апарати (наприклад, автоматичні вимикачі, плавкі запобіжники, імпульсні дугові комутатори) здатні ефективно захищати напівпровідникові прилади при виникненні аварійних режимів роботи. Такі апарати мають ряд цінних переваг: велика перевантажувальна здатність, простота устрою, мала вартість, велика глибина комутації, гальванічна розв'язка комутуваних ланцюгів, компактність та ін.. Їх недоліки, в основному, пов'язані з термічною дією електричної дуги і слабкою її керованістю. Для усунення або зменшення багатьох недоліків апаратів з дугою відключення розроблені пристрої, в яких поєднуються позитивні якості дугових комутаторів і напівпровідникових приладів - гібридні апарати [1].

При модернізації або розробці нових гібридних апаратів специфіка їх комутуючого вузла вимагає проведення великого числа натурних експериментів. Значні випробувальні струми і напруги потребують істотних витрат і необхідність встановлювати силове електроустаткування на великі потужності. В той же час, багато параметрів і закономірнос-

тей електромагнітних процесів при відключенні силових активно-індуктивних ланцюгів можна визначити шляхом комп'ютерного моделювання. Тому задача розробки адекватних моделей гібридних електричних апаратів з дуговим комутатором є актуальною.

**Аналіз досліджень і публікацій.** Моделювання напівпровідникової частини схеми гібридного апарату не представляє труднощі. Відомо немало комп'ютерних програм і прикладів досить точного моделювання процесів в силових електронних схемах. Це пов'язано з поширеністю таких задач в техніці, детермінованістю процесів, наявністю добре розробленого математичного апарату. В той же час, інша частина схеми і конструкції гібридного апарату - дуговий комутатор - важко піддається моделюванню. Це пов'язано зі складними електричними, термічними та газодинамічними процесами які відбуваються в дузі, і які мають у великій мірі стохастичний характер.

Існують методи математичного моделювання електричної дуги відключення, які використовуються, в основному, при дослідженнях звичайних контактних комутаційних апаратів змінного струму [2].

Наприклад, на основі рівняння, що описує динамічний стан дуги

$$\frac{dQ}{dt} = E \cdot i_{\delta} - P_0, \quad (1)$$

визначивши взаємозв'язок між опором дуги  $r_{\delta} = u_{\delta} / i_{\delta}$  та її тепловмістом  $Q$

$$r_{\delta} = R_0 \cdot e^{\frac{Q}{Q_0}} \quad (2)$$

знаходиться вираз динамічної вольт-амперної характеристики дуги:

$$\frac{d}{dt} \ln \frac{i_{\delta}}{E} = \frac{E \cdot i_{\delta} - P_0}{Q_0} \quad (3)$$

або для повної довжини дуги  $l_{\delta}$ , з урахуванням того що напруга на всій дузі  $u_{\delta} = l_{\delta} \cdot E$  маємо

$$\frac{d}{dt} \ln \frac{i_{\delta} \cdot l_{\delta}}{u_{\delta}} = \frac{u_{\delta} \cdot i_{\delta} - P_0 \cdot l_{\delta}}{Q_0 \cdot l_{\delta}}, \quad (4)$$

де  $Q$  - кількість тепла, що міститься в одиниці довжини дуги;

$E, i_{\delta}$  - градієнт напруги і струм дуги;

$P_0$  - потужність, що відводиться від одиниці довжини дуги;

$t$  - час;

$R_0$  - постійна величина;

$Q_0$  - кількість тепла, при внесенні якого в стовп дуги, опір дуги зміниться в  $e = 2,7$  рази.

Для випадку дуги в щільній камері Г. А. Кукековим був одержаний вираз:

$$\frac{d}{dt} \ln \frac{i_d}{E} = \frac{1}{\tau} \left[ \frac{E \cdot i_d}{P_0} - 1 \right], \quad (5)$$

де  $\tau$  - теплова постійна часу дуги, яка може бути визначена як  $\tau = Q_0/P_0$  [2].

**Постановка задачі.** Рівняння (3) або так зване рівняння Майра одержане при багатьох допущеннях: дуга представляється у вигляді циліндра постійного діаметру; враховується тільки термічна іонізація газу; коефіцієнт теплопровідності газу вважається постійним та інші. Та все ж воно застосовується для практичного використання. Причому, точність, з якою воно відображає реальні процеси, залежить від точності, з якою для конкретних умов визначені коефіцієнти  $Q_0$ ,  $P_0$ ,  $R_0$ , та довжина дуги  $l_d$ . Використовуючи (5) потрібні дані про  $\tau$ ,  $P_0$ ,  $R_0$ . Застосовуються найчастіше ці моделі для досліджень звичайних контактних комутаційних апаратів змінного струму. Тому було поставлене завдання розробити на базі рівняння Майра математичну (комп'ютерну) модель гібридного відключаючого апарату постійного струму з дуговим комутатором та дослідити її.

**Виклад матеріалу і його результати.** Дослідження проводилися з використанням пакету програм *MATLAB/Simulink*. Моделювались процеси вимикання навантаження гібридними комутаційними апаратами, в яких конструкція дугогасного пристрою дозволяє розбивати дугу на декілька частин і за рахунок цього відокремлювати навантаження від джерела живлення. У *Simulink* була складена схема, що моделює елементи і схему гібридного апарата і процес відключення ним активно-індуктивного ланцюга постійного струму. Схема представлена на рис.1. Вона містить джерело живлення постійної напруги  $U_d$ , дуговий комутатор *S1*, включений послідовно з навантаженням  $RL$ , паралельно навантаженню включені діод *VD* і другий дуговий комутатор *S2*. Решта елементів моделі служить для визначення параметрів процесу відключення.

Працює модель таким чином. Спочатку, з моменту  $t_1$ , використовуючи математичну модель дуги (5) з параметрами  $\tau_1$ ,  $P_{01}$ ,  $R_{01}$ , моделюється розмикання контакту *S1*. Коли напруга на *S1* становиться більше  $U_d$ , за рахунок ЕРС самоіндукції навантаження виконуються умови вмикання діода *VD* і струм навантаження перетікає з контуру, що містить контакти *S1* і джерело живлення  $U_d$  в шунтуючий контур:  $RL$ , *VD*,

замкнуті контакти  $S2$ . При цьому відбувається відділення джерела живлення від навантаження, що істотно знижує виділення енергії в контурі, що відключається [4]. Через проміжок часу, визначуваний особливостями конструкції дугогасного пристрою гібридного апарату, починаючи з моменту  $t_2$  моделюється розмикання контакту  $S2$ , при цьому використовується математична модель дуги (5) з параметрами  $\tau_2$ ,  $P_{02}$ ,  $R_{02}$ .

Дослідження схеми рис.1 проводились шляхом підбору коефіцієнтів  $\tau$ ,  $P_0$ ,  $R_0$  і порівняння осцилограм отриманих на моделі з осцилограмами, отриманими при експериментальних дослідженнях реальних гібридних апаратів. Експериментальні дослідження на натурних зразках проводились при напрузі джерела живлення  $U_d$  від 110 до 500В, струмах навантаження  $I_n$  від 20 до 300А та при різних постійних часу навантаження  $T_n = L_n/R_n$ . Досліджувались різні схеми гібридних апаратів постійного струму.

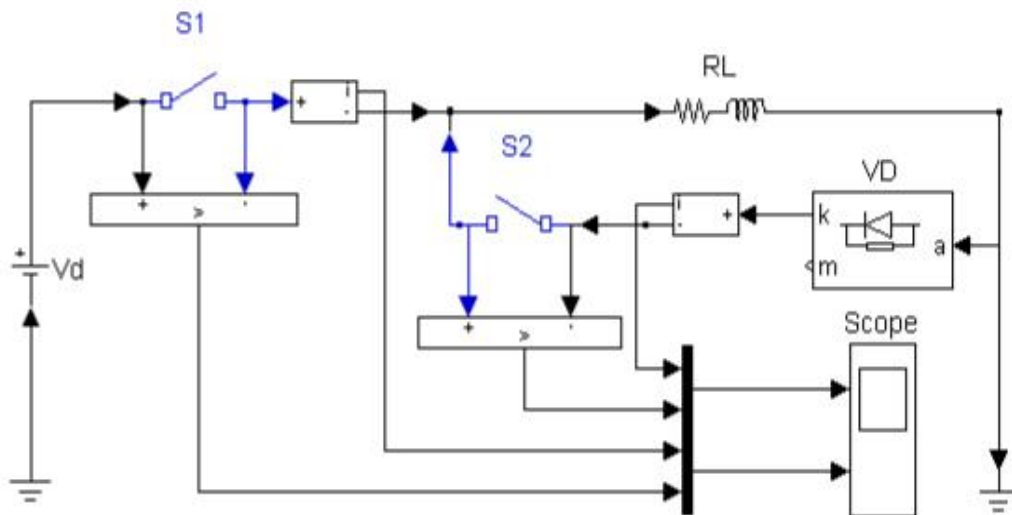


Рисунок 1 – Схема моделі відключення активно-індуктивного навантаження гібридним апаратом з дуговими комутаторами  $S1$  та  $S2$

На рис.2 зліва приведена осцилограма процесу відключення в схемі рис.1 при значеннях напруги джерела живлення, струму та постійної часу навантаження відповідних реальній осцилограмі, яка зображена на рис.2 справа.

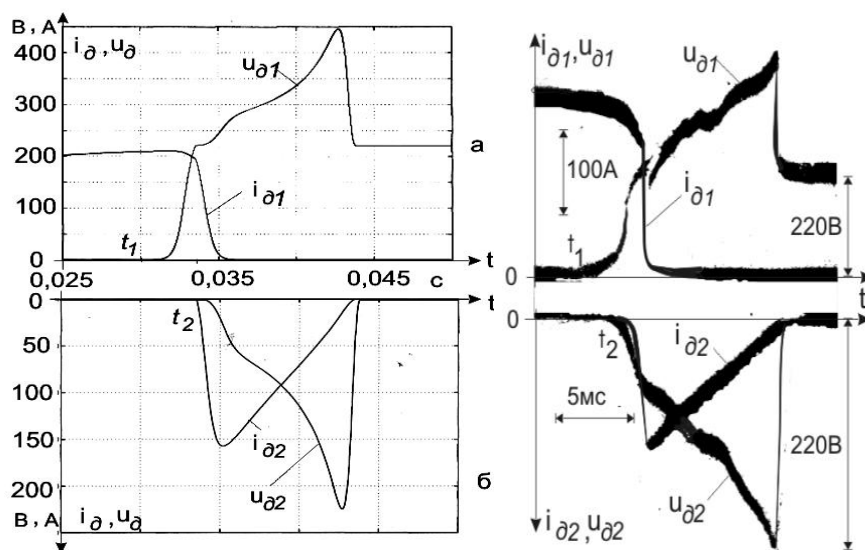


Рисунок 2 - Осцилограми моделі процесу відключення в схемі рис.1 (зліва) та реального процесу відключення навантаження гібридним апаратом рис.3 (справа) при  $U_d=220B$ ,  $I_n=200A$ ;  $T_n=0,009c$

Реальна осцилограма знята при випробуваннях гібридного апарата, схема якого приведена на рис. 3 [3].

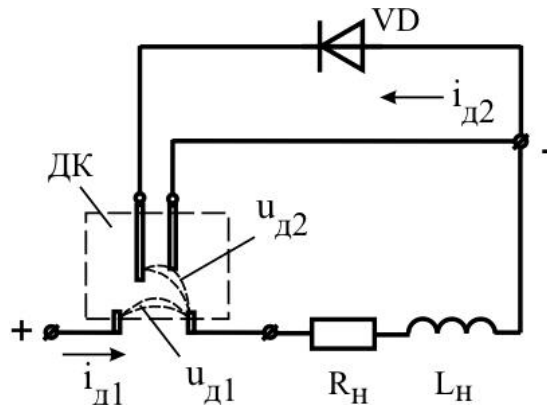


Рисунок 3 - Схема гібридного апарата постійного струму

Схема працює наступним чином. При розмиканні головних контактів електрична дуга, що утворилася на них (з напругою  $u_{\delta 1}$  позначеною на рис.3) рухається під дією електродинамічних сил у напрямку до металевих пластин які розташовані в дуговому комутаторі ДК і в момент торкання лівої пластини дуга поділяється на дві частини. Частина дуги, що горить між лівим контактом (під'єднаним до "плюсу" джерела живлення) і металевою пластиною, швидко гасне як тільки значення величини напруги на ній перевищить значення напруги джерела живлення. Це відбувається з тієї причини, що в даний момент за рахунок

ЕРС самоіндукції навантаження відкривається діод  $VD$  і дуга опиняється у безіндуктивному контурі: «плюс» джерела, лівий головний контакт, металева пластина, діод  $VD$ , «мінус» джерела. При цьому відбувається відокремлення джерела живлення від вимикаючого пристрою і навантаження  $R_n$ ,  $L_n$ , що значно знижує енерговиділення в контурі що відключається.

Запасена в електромагнітному полі навантаження енергія починає розсіюватися на активних опорах дуги з напругою  $u_{d2}$  і навантаження  $R_n$  в контурі, що утворився: металева пластина, діод  $VD$ , навантаження  $R_n$ ,  $L_n$ , правий головний контакт. Запас електромагнітної енергії навантаження розсіюється на його активному опорі і частині дуги з напругою  $u_{d2}$ , що залишилася, в контурі. При цьому зменшується час комутації, оскільки суттєво зменшується постійна часу розсіюючого контуру:

$$T_k = L_n / (R_n + r_d), \quad (6)$$

Позначення на осцилограмах співпадають з позначеннями на схемі. Порівняння осцилограм приведених на рис.2 показує, що зважаючи на специфічність дугових процесів вони доволі співпадають. Розрахунки енергетичних показників процесів відключення в тому і другому випадках підтверджують адекватність моделі - розбіг не перевищує 10%.

На рис.4 для демонстрації можливостей моделі показані осцилограми процесу відключення навантаження гібридним апаратом постійного струму з ємнісною системою комутації та іншими параметрами навантаження. Зліва осцилограма, отримана на комп'ютерній моделі, справа - на натурному зразку. Порівняння енергетичних характеристик, розрахованих по осцилограмам, показує їх відмінність не більше 15%.

**Висновки й напрямок подальших досліджень.** Проведені дослідження підтвердили адекватність розробленої моделі дугового комутатора реальним процесам. В ході чисельних і натурних експериментів встановлені співвідношення коефіцієнтів моделі дугового комутатора і параметрів різних схем гібридних апаратів з різним навантаженням. Використання розробленої моделі сприятиме більшій ефективності і зменшить витрати при дослідженнях та інженерному проектуванні гібридних апаратів постійного струму. Найбільший ефект може бути досягнутий при дослідженнях та проектуванні комутаційних і захисних апаратів для перетворювальної техніки.



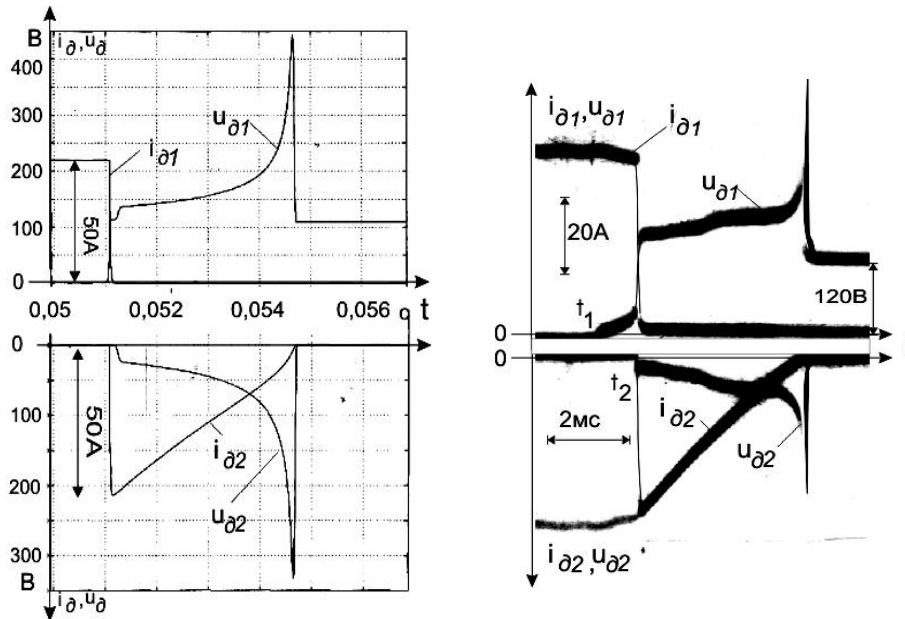


Рисунок 4 - Осцилограмми моделі процесу відключення (зліва) та реального процесу відключення навантаження гібридним апаратом з ємнісною системою комутації (справа) при  $U_d=110\text{В}$ ,  $I_H=50\text{А}$ ;  $T_H=0,005\text{с}$

*В ходе численных и натурных экспериментов установлены соотношения коэффициентов модели дугового коммутатора и параметров разных схем гибридных аппаратов с разной нагрузкой. Использование разработанной модели будет способствовать большей эффективности и уменьшит расходы при исследованиях и инженерном проектировании гибридных аппаратов постоянного тока. Наибольший эффект может быть достигнут при исследованиях и проектировании коммутационных и защитных аппаратов для преобразовательной техники.*

*During the numeral and models experiments correlations of coefficients of model of arc switchboard and parameters of different charts of hybrid vehicles are set with the different loading. The use of the developed model will be instrumental in greater efficiency and will decrease expenses at researches and engineering design of hybrid vehicles of direct current. Most effect can be attained at researches planning of interconnect and protective vehicles for an inverter technique.*

### Бібліографічний список

1. Могилевский Гибридные электрические аппараты низкого напряжения.- М.: Энергоатомиздат, 1986.-232 с.

2. Таев И. С. Электрические контакты и дугогасительные устройства аппаратов низкого напряжения / И. С. Таев. – М.: Энергия, 1973. – 424 с.

3. Комісаренко О. І. Експериментальні дослідження схеми безпечної комутації індуктивного навантаження //Праці ЛВ МАІ. - 2008. -№ 2 (17) с.154-158.

4. Комиссаренко А. И. О роли источника питания в энергетическом балансе отключаемой цепи постоянного тока / А. И Комиссаренко, С. Л. Ламанов, Ю. С. Ткаченко// Вісник Східноукраїнського національного університету. -2003. – № 4 (62). – С. 110-114.

*Рекомендовано до друку д.т.н., проф.. Зеленовим А.Б.*

*к.т.н., доц. Полилов Е.В.,  
аспирант Солдатенко Н. А.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **СТРУКТУРНЫЙ СИНТЕЗ СИСТЕМ ОПТИМАЛЬНОГО РЕЛЕЙНОГО УПРАВЛЕНИЯ ОБРАТНЫМ МАЯТНИКОМ В ФАЗОВОМ ПРОСТРАНСТВЕ ИСХОДНЫХ КООРДИНАТ**

*Розроблені ефективні алгоритми і структури релейних систем автоматичного регулювання положення і кута відхилення зворотного маятника (САКП-ЗМ і САКК-ЗМ) у фазовому просторі початкових координат, що забезпечують високу точність утримання стрижня маятника у вертикальному положенні у всіх можливих режимах позиціонування візка (мінімізація статичної і динамічної помилок), а також квазіінваріантність до координатних і параметричних обурень.*

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

Новые задачи управления сложными кинематическими механизмами обусловлены появлением робототехнических систем нетривиальной конструкции, к которым относятся роботы избыточной структуры, шагающие и многоколесные механизмы, маятнико-подобные и гироскопические системы. Несмотря на ограниченные функциональные возможности таких систем, они оказываются вполне пригодны для решения целого ряда специфических задач. К последним относятся задачи стабилизации положения неуправляемого конечного звена манипуляционного робота или робота нетривиальной конструкции (типа маятника на подвижной основе, например, маятника Фуруты), задачи стабилизации центра тяжести шагающего механизма, стабилизации положения многоканальной гироскопической системы, а также соответствующие задачи поддержания их колебательных движений или траекторного управления.

С точки зрения теории управления рассматриваемый класс механических объектов может быть отнесен к не полностью управляемым многоканальным объектам, а соответствующие задачи управления - к задачам частичной стабилизации.

**Анализ исследований и публикаций.** Анализ существующих принципов и способов построения систем управления перевёрнутым маятником показал, что для управления перевёрнутым маятником используются следующие способы управления: управление с помощью

пропорциональной обратной связи, управление с помощью обратной связи по полному вектору состояния, управление при помощи наблюдающего устройства [1]. Данные САР способны удерживать перевёрнутый маятник в вертикальном положении при различных сигналах задания. Каждый из предлагаемых способов обладает определёнными достоинствами и недостатками. Но всех их объединяет один недостаток: чувствительность к параметрическим и координатным воздействиям.

**Постановка задачи.** Синтезировать релейные САРП-ОМ и САРУ-ОМ методами релейно-модального управления и аналитического конструирования регуляторов в фазовом пространстве исходных координат с целью доказательства возможности применения алгоритмов для стабилизации маятника, а также обеспечения необходимой точности воспроизведения заданных траекторий движения и степени чувствительности к параметрическим и координатным возмущениям.

**Изложение материала и его результаты.** Рассмотрим в общем виде задачу синтеза релейного регулятора перемещения перевёрнутого маятника. При структурно-алгоритмическом синтезе релейной САРП-ОМ полагаем, что математическая модель объекта управления представлена автономной системой линейных дифференциальных уравнений в форме Коши в матричном представлении [2]:

$$p\mathbf{y} = \mathbf{A}\mathbf{y} + \mathbf{b}u, \quad y_i = \mathbf{e}_i^T \mathbf{y}, \quad (1)$$

где  $\mathbf{y} = [y_1 \ y_2 \ y_3 \ y_4]^T$   $[\Delta\xi_1 \ \Delta\xi_2 \ \Delta\xi_3 \ \Delta\xi_4]^T$  - вектор координат состояния системы;

$\mathbf{A} = [a_{ij}]_{n,n}$  - матрица динамики системы [2] размерностью  $4 \times 4$ ;

$\mathbf{b} = [b_1 \ b_2 \ \dots \ b_4]^T$  - вектор-столбец коэффициентов управления;

$u$  - скалярная функция управления;

$y_i$  - регулируемая переменная в каждом  $i$ -том контуре регулирования;

$\mathbf{e}_i$  - вектор коэффициентов выхода,  $i$ -тый элемент которого равен единице при равенстве нулю остальных.

Заменой на координаты возмущённого движения  $\boldsymbol{\eta} = \mathbf{y} - \mathbf{y}^*$  система (1) может быть приведена к виду:

$$p\boldsymbol{\eta} = \mathbf{A}\boldsymbol{\eta} + \mathbf{b}u, \quad \eta_i = \mathbf{e}_i^T \boldsymbol{\eta}. \quad (2)$$

Здесь  $\boldsymbol{\eta} = [\eta_1 \ \eta_2 \ \dots \ \eta_4]^T$  - вектор-столбец координат возмущённого состояния системы.

При синтезе регулятора перемещения обратного маятника в качестве выходной регулируемой переменной принята координата  $y_1$ . Сокращение процедуры синтеза алгоритма управления возможно путем перехода от нормальной формы записи системы уравнений (2) к канонической [3]. Математическую модель объекта управления в каноническом пространстве возмущённого движения представим в виде:

$$p\mathbf{x} = \mathbf{G}\mathbf{x} + \mathbf{e}_n u, \quad \eta_1 = \mathbf{f}^T \mathbf{x}, \quad (3)$$

где  $\mathbf{x}$  - вектор координат возмущенного движения канонической системы;

$$\mathbf{G} = \mathbf{M}^{-1} \mathbf{A} \mathbf{M} \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 0 & 1 & \dots & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ -g_0 & -g_1 & -g_2 & \dots & -g_3 \end{bmatrix}, \mathbf{e}_n = [0 \ 0 \ \dots \ 1]^T, \quad =$$

$\mathbf{f}^T = [f_1 \ f_2 \ \dots \ f_4] \ \mathbf{e}_i^T \mathbf{M}$  - соответственно матрица динамики и векторы коэффициентов входа и выхода этой системы;

$g_0, g_2, \dots, g_4$  - коэффициенты характеристического полинома системы:

$$\det[p\mathbf{E} - \mathbf{A}] = g_4 p^4 + \dots + g_1 p + g_0, \quad (4)$$

$\mathbf{E}$  - единичная диагональная матрица размера  $4 \times 4$ ;

$\mathbf{M}$  - преобразующая матрица, которая может быть определена на основе матрицы управляемости  $\mathbf{R} = [\mathbf{b} \mid \mathbf{A}\mathbf{b} \mid \dots \mid \mathbf{A}^{n-1}\mathbf{b}]$ :

Воспользуемся результатами работы [4], в которой в соответствии с доопределением Долголенко Ю.В. [5] установлена однозначная связь коэффициентов алгоритма управления, являющегося знаковой функцией от линейной комбинации координат управляемого объекта, с коэффициентами характеристического полинома замкнутой системы управления.

Требования к возмущенному движению системы управления зададим в виде характеристического полинома:

$$H_{\text{ж}}(p) = p^{n-1} + d_{n-2} \omega_0 p^{n-2} + \dots + d_1 \omega_0^{n-1} p + d_0 \omega_0^{n-1}, \quad (5)$$

коэффициенты которого выбираются с учетом заданных показателей качества переходных процессов.

Используя линейное преобразование замены переменных  $\boldsymbol{\eta} = \mathbf{M}\mathbf{x}$ , уравнение (3) приводится к каноническому виду

$$p\mathbf{x} = \mathbf{G}\mathbf{x} + \mathbf{e}_n u. \quad (6)$$

Алгоритм управления объектом (6) будем искать как знаковую функцию от линейной комбинации координат этого объекта:

$$u^*(\mathbf{x}) = -\text{sign} \mathbf{k}^T \mathbf{x} = -\text{sign}(k_1 x_1 + k_2 x_2 + \dots + k_n x_n). \quad (7)$$

Управление (7) задает движение замкнутой системы вдоль гиперповерхности скольжения, определяемой уравнением:

$$\Theta \quad k_1 x_1 + k_2 x_2 + \dots + k_n x_n = 0, \quad (8)$$

в соответствии с которым динамика координаты  $x_n$  однозначно находится в виде:

$$x_n = -k_n^{-1} (k_1 x_1 + k_2 x_2 + \dots + k_{n-1} x_{n-1}). \quad (9)$$

Развернув (6) и исключив из него последнее уравнение и подставив в остальные значение координаты  $x_n$  согласно (9), получим следующую систему уравнений:

$$\begin{cases} px_1 = x_2, \\ px_2 = x_3, \\ \dots \\ px_{n-2} = x_{n-1}, \\ px_{n-1} = -k_n^{-1} (k_1 x_1 + k_2 x_2 + \dots + k_{n-1} x_{n-1}), \end{cases} \quad (10)$$

описывающих скользящее движение рассматриваемого управляемого динамического объекта. Исключив в полученных выражениях все переменные кроме  $x_1$ , данную систему уравнений можно представить одним дифференциальным уравнением  $(n-1)$ -ой степени

$$k_n p^{n-1} x_1 + k_{n-1} p^{n-2} x_1 + \dots + k_2 p x_1 + k_1 x_1 = 0, \quad (11)$$

которому соответствует характеристический полином вида

$$H(p) = k_n p^{n-1} + k_{n-1} p^{n-2} + \dots + k_2 p + k_1. \quad (12)$$

Используя обратные линейные преобразования для векторов переменных в целом, а также для отдельных их компонентов

$$\begin{aligned} \tilde{\mathbf{y}} &= \mathbf{M}^{-1} \mathbf{y}, \quad \tilde{y}_i = \mathbf{e}_i^T \mathbf{M}^{-1} \mathbf{y} = [0 \quad \dots \quad 1 \quad 0 \quad \dots \quad 0]^T \mathbf{M}^{-1} \mathbf{y}, \\ \tilde{\mathbf{y}}^* &= \mathbf{M}^{-1} \mathbf{y}^*, \quad \tilde{y}_i^* = \mathbf{e}_i^T \mathbf{M}^{-1} \mathbf{y}^* = [0 \quad \dots \quad 1 \quad 0 \quad \dots \quad 0]^T \mathbf{M}^{-1} \mathbf{y}^*, \end{aligned}$$

на основе (7) может быть получен ряд законов управления объектом (1) в различных координатных пространствах.

Для рассматриваемой динамической системы (1) преобразования могут быть выполнены следующим образом. Подсигнатурную функцию  $\Theta$  первичного алгоритма управления (7) разобьем на две составляющие, представляющие действительное и заданное (невозмущенное) движения объекта:

$$u^* = -\text{sign}(\Theta_o - \Theta_s), \quad (13)$$

$$\text{где} \quad \Theta_o = \mathbf{k}^T \tilde{\mathbf{y}} = k_1 \tilde{y}_1 + k_2 \tilde{y}_2 + \dots + k_4 \tilde{y}_4, \quad (14)$$

$$\Theta_s = \mathbf{k}^T \tilde{\mathbf{y}}^* = k_1 \tilde{y}_1^* + k_2 \tilde{y}_2^* + \dots + k_4 \tilde{y}_4^*. \quad (15)$$

Преобразуем сначала выражение (14). Для чего, используя обратное преобразование координат, заменим переменные

$$\Theta_o = \mathbf{k}^T \tilde{\mathbf{y}} = \mathbf{k}^T \mathbf{M}^{-1} \mathbf{y} \quad (16)$$

и, вводя обозначение

$$\mathbf{k}^T \mathbf{M}^{-1} = \boldsymbol{\delta}^T, \quad (17)$$

получим выражение, позволяющее определить составляющую  $\Theta_o$  через вектор реальных координат системы:

$$\Theta_o = \boldsymbol{\delta}^T \mathbf{y} = \delta_1 y_1 + \delta_2 y_2 + \delta_3 y_3 + \delta_4 y_4. \quad (18)$$

Выполним необходимые преобразования также для (15). Используя свойство переменных канонической математической модели, вектор невозмущенного движения  $\tilde{\mathbf{y}}^*$  представим через заданное движение выходной координаты  $\tilde{y}_1^*$  следующим образом:

$$\tilde{\mathbf{y}}^* = \begin{bmatrix} \tilde{y}_1^* & p\tilde{y}_1^* & p^2\tilde{y}_1^* & p^3\tilde{y}_1^* \end{bmatrix}^T = \tilde{y}_1^* \mathbf{p}, \quad (19)$$

$$\text{где} \quad \mathbf{p} = \begin{bmatrix} 1 & p & p^2 & p^3 \end{bmatrix}^T. \quad (20)$$

Далее заменим переменную  $\tilde{y}_1^*$  на  $y_1^*$ :

$$\tilde{y}_1^* = \bar{m}_{11} y_1^* \rightarrow \tilde{\mathbf{y}}^* = \bar{m}_{11} y_1^* \mathbf{p}, \quad (21)$$

где  $\bar{m}_{11}$  - первый компонент обратной преобразующей матрицы  $\mathbf{M}^{-1}$ . Тогда подставив полученное выражение в (15), определим вторую (невозмущенную или задающую) составляющую переключающей функции

$$\Theta_3 = \bar{m}_{11} y_1^* \mathbf{k}^T \mathbf{p}. \quad (22)$$

Подставляя (18) и (22) в (23), получим следующее выражение алгоритма управления в фазовом пространстве исходных координат:

$$u^* = -\text{sign} \left[ \delta^T \mathbf{y} - \bar{m}_{11} y_1^* \mathbf{k}^T \mathbf{p} \right]. \quad (23)$$

Матричная структурная схема релейной системы управления, в которой реализуется найденный закон управления, приведена на рис. 1.

Следует отметить, что в случае практической реализации синтезированного алгоритма релейную САРП-ОМ необходимо дополнить внутренним контуром стабилизации угла поворота маятника (САРУ-ОМ) и контуром регулирования скорости перемещения маятника (САРС-ОМ). В нормальном режиме работы релейной САРП-ОМ без срыва скользящего режима, скольжение внутренних регуляторов скорости и угла поворота маятника подчинено внешнему регулятору перемещения. Синтез указанных контуров может быть выполнен по аналогии с синтезом САРП-ОМ (в том числе и в других фазовых пространствах) и в данной работе рассматриваться не будет.

Для анализа работоспособности синтезированных релейных САРП-ОМ на основании математического описания [2] была составлена цифровая математическая модель и проведено цифровое моделирование в среде моделирования динамических систем MATLAB Simulink.



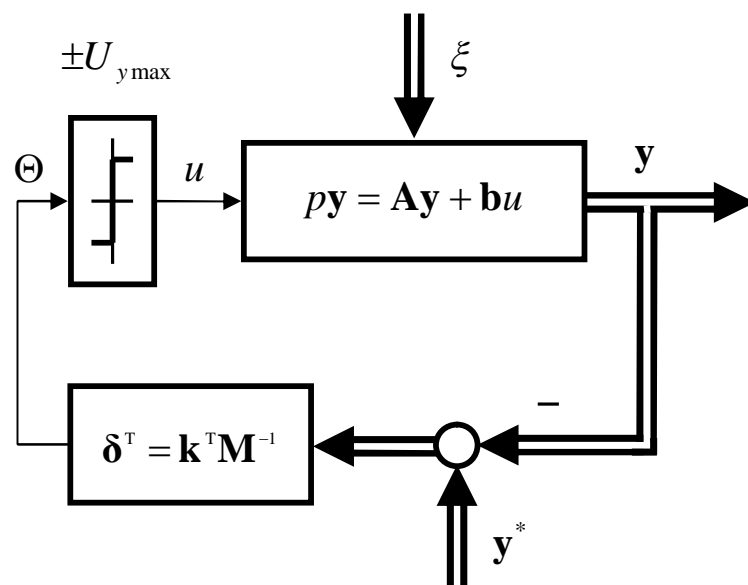


Рисунок 1 - Матричная структурная схема релейной САРП-ОМ, синтезированной в фазовом пространстве исходных координат

Исследовались переходные процессы позиционирования и слежения за заданной траекторией (линейно нарастающий, пилообразный и синусоидальный сигнал, см. рис. 3 - рис. 5) центра масс обратного маятника.

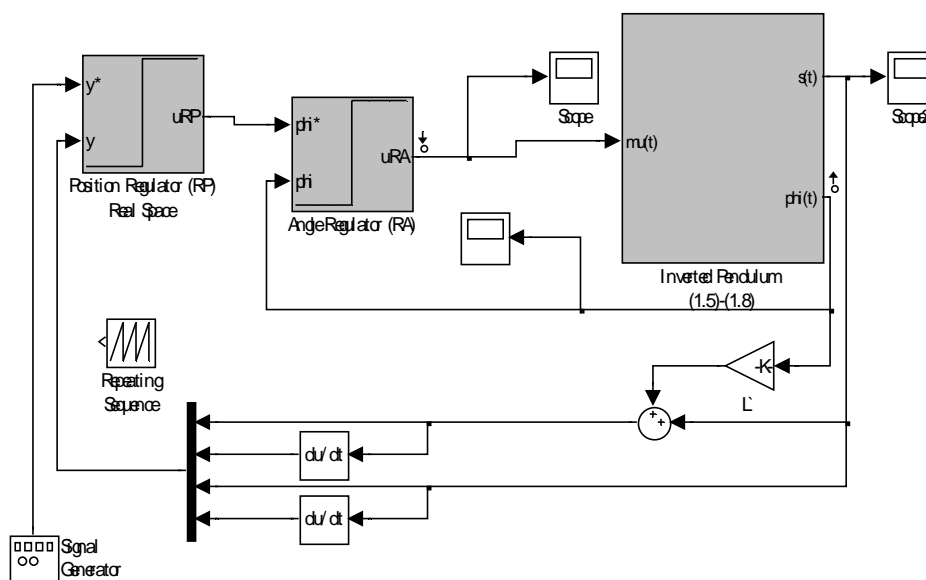


Рисунок 2 - Цифровая математическая модель релейной САРП-ОМ, синтезированной в фазовом пространстве исходных координат

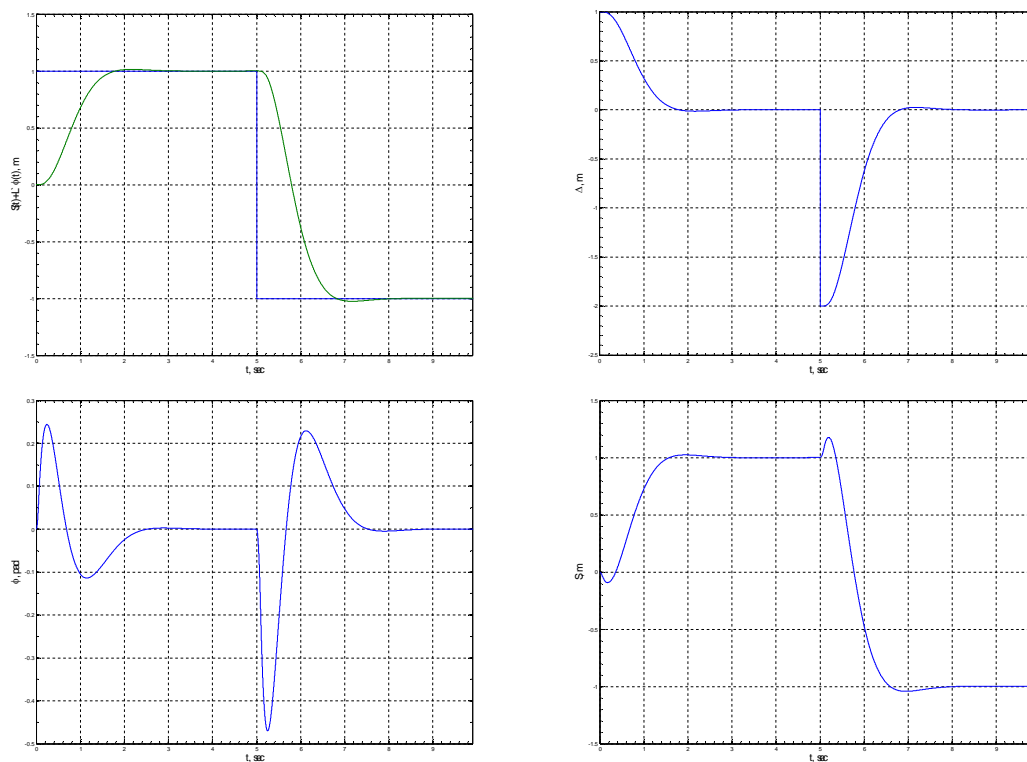


Рисунок 3 - Графики переходных процессов в релейной САРП-ОМ, синтезированной в фазовом пространстве исходных координат

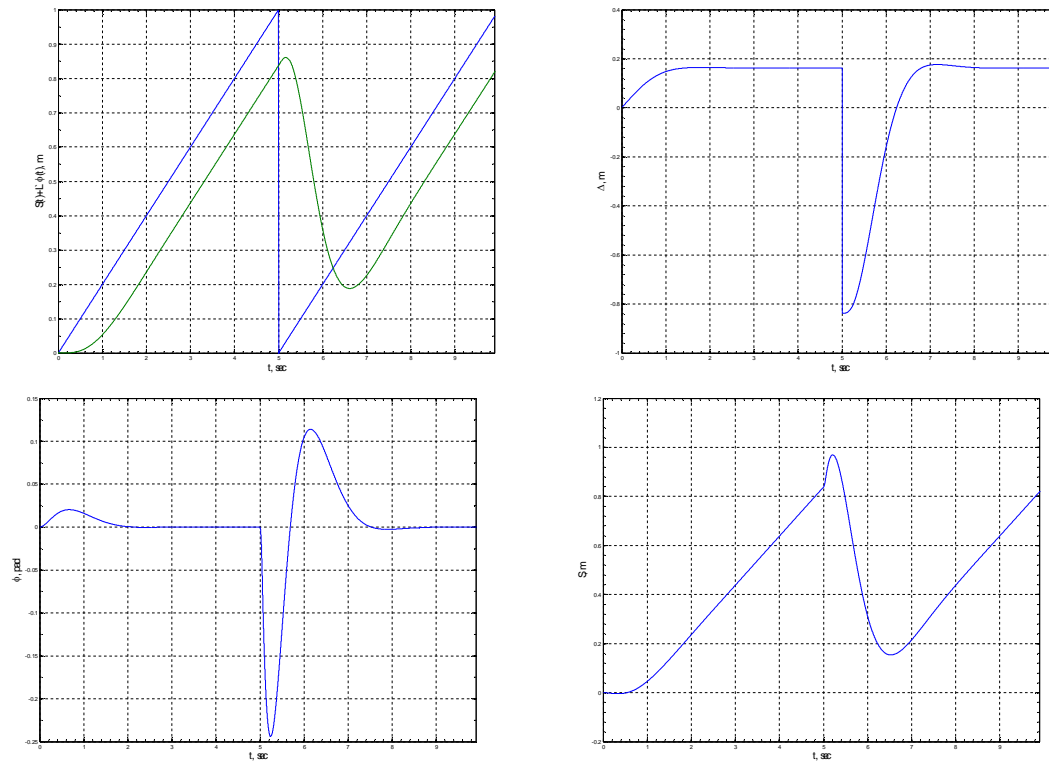


Рисунок 4 - Графики переходных процессов в релейной САРП-ОМ, синтезированной в фазовом пространстве исходных координат

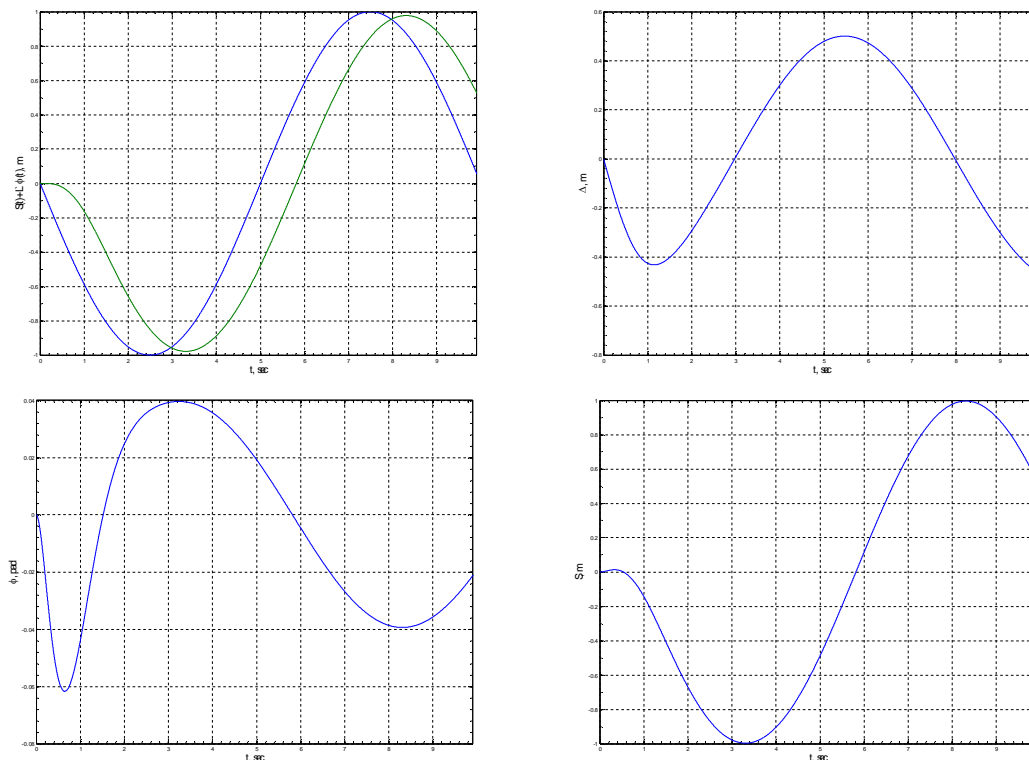


Рисунок 5 - Графики переходных процессов в релейной САРП-ОМ, синтезированной в фазовом пространстве исходных координат

Полученные графики переходных процессов подтверждают высокую эффективность синтезированных алгоритмов управления. Из всех синтезированных алгоритмов позиционирования выбор конкретной САРП-ОМ должен производиться в зависимости от требований, предъявляемых разработчиками к точности воспроизведения заданной траектории движения центра масс маятника.

**Выводы и направление дальнейших исследований.** Применительно к объекту управления тележка – перевёрнутый маятник впервые показана возможность использования релейных систем управления. Синтезированные алгоритмы и структуры релейных САРП-ОМ и САРУ-ОМ могут быть использованы при проектировании всех объектов, в которых центр масс и точка приложения силы не совпадают.

*Показана возможность использования релейных систем управления применительно к объекту управления тележка – перевёрнутый маятник. Синтезированы алгоритмы и структуры релейных систем автоматического регулирования положения и угла отклонения обратного маятника.*

*Possibility of the use of the relays control systems is rotined as it applies to the object of management light cart is the inverted pendulum. Algorithms and structures of the relays systems of automatic control of position and corner of declining of reverse pendulum are synthesized.*

### **Библиографический список**

1. Квакернаак Х, Сиван Р. Линейные оптимальные системы управления. – М.: Мир, 1977. – 653 с.
2. Полилов Е.В., Солдатенко Н.А., Щёлоков А.Г. Математическое описание нелинейной динамической системы тележка - обратный маятник // Зб-к наукових праць Дніпродзержинського державного технічного університету. Тематичний випуск «Проблеми автоматизованого електроприводу» / Дніпродзержинськ: ДДТУ, 2007.- С. 275 – 279.
3. Гантмахер Ф.Р. Теория матриц.- М.: Наука, 1970.- 460 с.
4. Яблонь В.П. Синтез релейных систем следящего электропривода повышенной точности с низкой чувствительностью к параметрическим и координатным возмущениям: Дис ... канд. техн. наук: 05.09.03.- Донецк, 1999.- 207 с
5. Долголенко Ю.В. Скользящие режимы в релейных системах прямого регулирования // Тр. 2-го всесоюзного совещания по теории автоматического регулирования. - М.: АН СССР, 1955. - Т.1. - С. 428-438.
6. Батенко А.П. Управление конечным состоянием движущихся объектов.- М.: Сов. радио, 1977.
7. Осичев А.В., Котляров В.О., Марков В.С. Стандартные распределения корней в задачах синтеза в электроприводе // Проблемы автоматизированного электропривода. Теория и практика. Труды науч.-техн. конф. Крым, Алушта, 15-20 сентября 1997.- Харьков, 1997.- С. 159-161.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Зеленовым А.Б.*

к.т.н., доц. Потапов В. Д.,  
магистр Тофан Т. А.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

## АВТОМАТИЗИРОВАННАЯ ИДЕНТИФИКАЦИЯ СТРУКТУРЫ И ПАРАМЕТРОВ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ОБЪЕКТОВ УПРАВЛЕНИЯ

*Наведені отримані в результаті теоретичних досліджень графічні залежності та алгоритми які дозволяють ідентифікувати структуру та параметри технологічних об'єктів управління по експериментальній отриманій інформації про значення двох векторів комплексної частотної характеристики.*

При проектировании и внедрении АСУ ТП часто возникает задача настройки регуляторов, решение которой затрудняется как априорной неопределенностью характеристик объекта управления, так и не стационарностью этих характеристик, т.е. дрейфом параметров объекта управления во времени. Такие объекты требуют использования адаптивных регуляторов, позволяющих осуществлять непрерывную подстройку своих параметров под изменяющиеся характеристики объекта, при этом ключевой задачей процесса адаптации является получение модели достаточно точно описывающей реальный объект управления (ОУ).

Анализ известных работ [1-5], посвященных вопросам идентификации показал, при построении моделей структуру оператора модели обычно выбирают исходя из опыта и интуиции разработчика, и очень часто динамические характеристики объекта управления аппроксимируются оператором  $W(p) = K e^{-\tau p} / (Tp + 1)^n$  [1-3,]. Использование для различных объектов оператора одного типа не позволяет учесть особенности конкретных объектов управления, что приводит к усложнению алгоритмов адаптации. В этих работах отмечается, что выбор критерия приближения модели должен осуществляться на основе системного подхода, т.е. критерий аппроксимации должен быть непосредственно связан с критерием оптимальной настройки системы. Так например, если при расчете оптимальных настроек системы управления, где в качестве дополнительного ограничения используется ограничение на допустимый показатель колебательности, можно считать, что модель с необходимой точностью отражает свойства объекта, если КЧХ модели при

частоте резонанса оптимально настроенной по этой модели системы совпадает с КЧХ самого объекта и, кроме того совпадают их первые производные [2]. Экспериментально производная определяется по конечному приращению КЧХ в области частоты резонанса  $\omega_p$ , т.е. критерием приближения аппроксимирующей характеристики к действительной является требование их совпадения при двух частотах  $\omega_p$  и  $(\omega_p + \Delta\omega)$ . Следовательно, чтобы удовлетворить сформулированному критерию приближения, достаточно чтобы аппроксимирующая передаточная функция (АПФ) содержала четыре варьировемых коэффициента.

При практических расчётах информацию о векторах КЧХ целесообразно представить в виде системы из четырёх уравнений: двух для модулей  $R_{об}(\omega)$  и двух для фазовых углов  $\Phi_{об}(\omega)$  векторов.

Если объект аппроксимируется моделью в виде цепочки из  $n$  последовательно соединённых апериодических звеньев первого порядка и звена чистого запаздывания, то значения модулей и фаз векторов КЧХ в функции безразмерной частоты  $\Omega = \omega_1 T_1$ , где  $T_1$  – наибольшая постоянная времени оператора, можно представить в виде системы уравнений:

$$R_{об}(\omega_1) = \frac{K_{об}}{\sqrt{\prod_{i=1}^n \left[ \left( \frac{T_i}{T_1} \Omega \right)^2 + 1 \right]}}; \quad (1)$$

$$\Phi_{об}(\omega_1) = -\frac{\tau}{T_1} \Omega - \sum_{i=1}^n \arctg \frac{T_i}{T_1} \Omega; \quad (2)$$

$$R_{об}(\omega_2) = \frac{K_{об}}{\sqrt{\prod_{i=1}^n \left[ \left( \frac{\omega_2}{\omega_1} \frac{T_i}{T_1} \Omega \right)^2 + 1 \right]}}; \quad (3)$$

$$\Phi_{об}(\omega_2) = -\frac{\omega_2}{\omega_1} \frac{\tau}{T_1} \Omega - \sum_{i=1}^n \arctg \frac{\omega_2}{\omega_1} \frac{T_i}{T_1} \Omega. \quad (4)$$

На основе информации об отношении модулей векторов и разности их фаз были получены расчётные соотношения и графические зависимости, связывающие область допустимых значений отношений модулей и фаз векторов комплексной частотной характеристики объекта, полученные для двух частот, с коэффициентами оператора модели. Кроме того, эта информация позволила определить наличие или отсутствие в объекте запаздывания, порядок оператора модели, обладает или не обладает объект самовыравниванием.

При определении структуры модели объекта управления, экспериментально снимаются две точки частотной характеристики объекта управления:

первая –  $\omega_1, R_{об}(\omega_1), \varphi_{об}(\omega_1)$ ;

вторая –  $\omega_2, R_{об}(\omega_2), \varphi_{об}(\omega_2)$ .

Вычисляются параметры:

$\Delta\varphi^* = \varphi_{об}(\omega_2) - \omega_2 \varphi_{об}(\omega_1)/\omega_1$  и  $R_{об}(\omega_1) / R_{об}(\omega_2)$ , вычисляется параметр  $RF = \Delta\varphi^* / [2 \ln(R_{об}(\omega_1) / R_{об}(\omega_2))]$  и оценивается по рисунку 1 величина  $\Omega$ , а следовательно постоянная времени  $T_1$ .

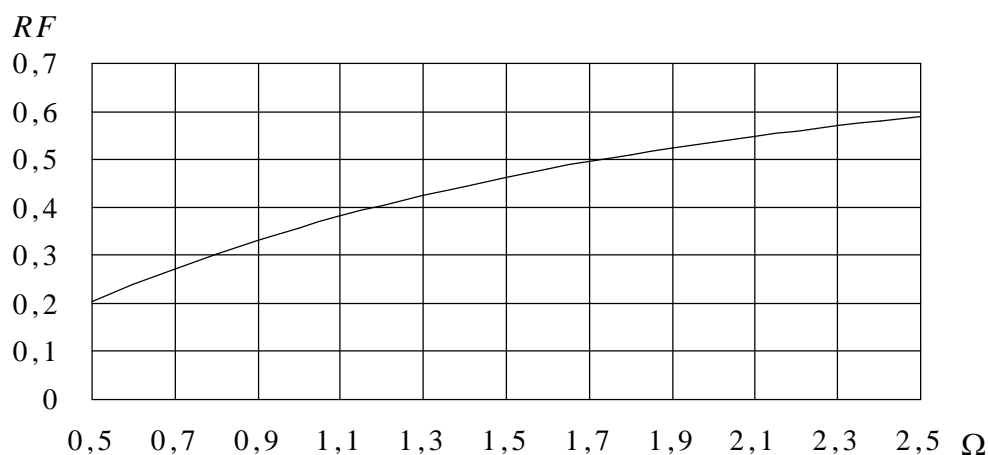


Рисунок 1 – Зависимость параметра  $RF$  от безразмерной частоты  $\Omega$

По зависимостям приведенным на рисунке 2 оценивается число звеньев входящих в АПФ

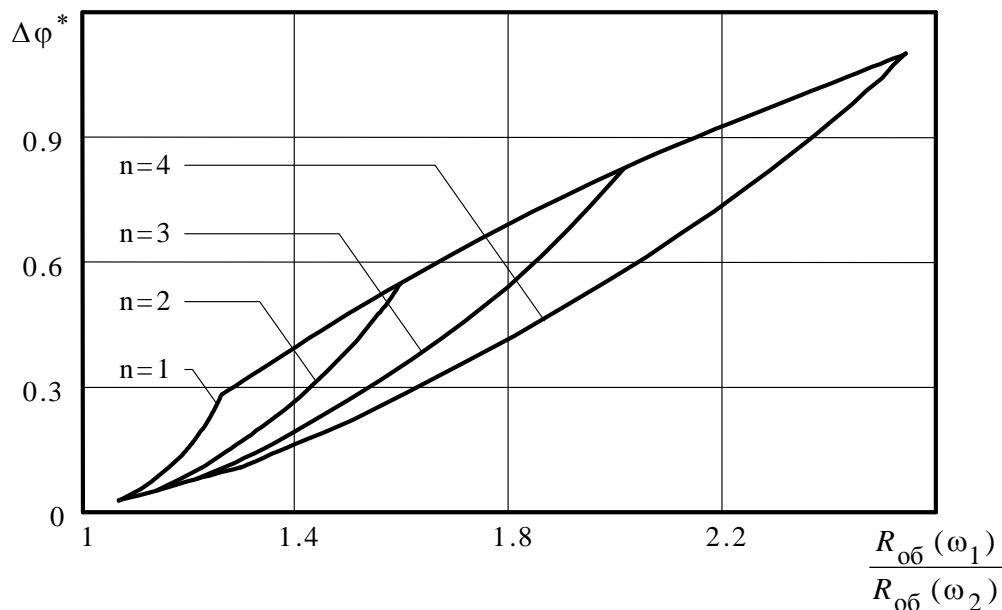


Рисунок 2 – Области допустимых значений  $\Delta\varphi^*$  и  $\frac{R_{об}(\omega_1)}{R_{об}(\omega_2)}$  для моделей с различным числом звеньев  $n$

Если точка, соответствующая экспериментальным данным находится на одной из кривых 1-4, то оператор модели можно представить в виде последовательно соединенной цепочки из апериодических звеньев первого порядка (АЗПП) с одинаковыми постоянными времени, причем число звеньев соответствует номеру кривой. Если звенья модели имеют различные постоянные времени, то точка, соответствующая экспериментальным данным, находится в области между кривыми 1-4, при этом число звеньев АПФ равно номеру кривой расположенной правее точки. Разница между постоянными времени звеньев тем больше, чем дальше от кривых расположена точка.

По зависимостям приведенным на рисунке 3 можно судить о наличии или отсутствии запаздывания в ОУ, а также оценить его относительную величину

Зависимости получены для АПФ состоящей из двух АЗПП, при  $\omega_2/\omega_1=1,3$ . Если число АЗПП не два а  $n$ , то экспериментальное значение параметра необходимо скорректировать, разделить на  $(1+0,01n)$ .



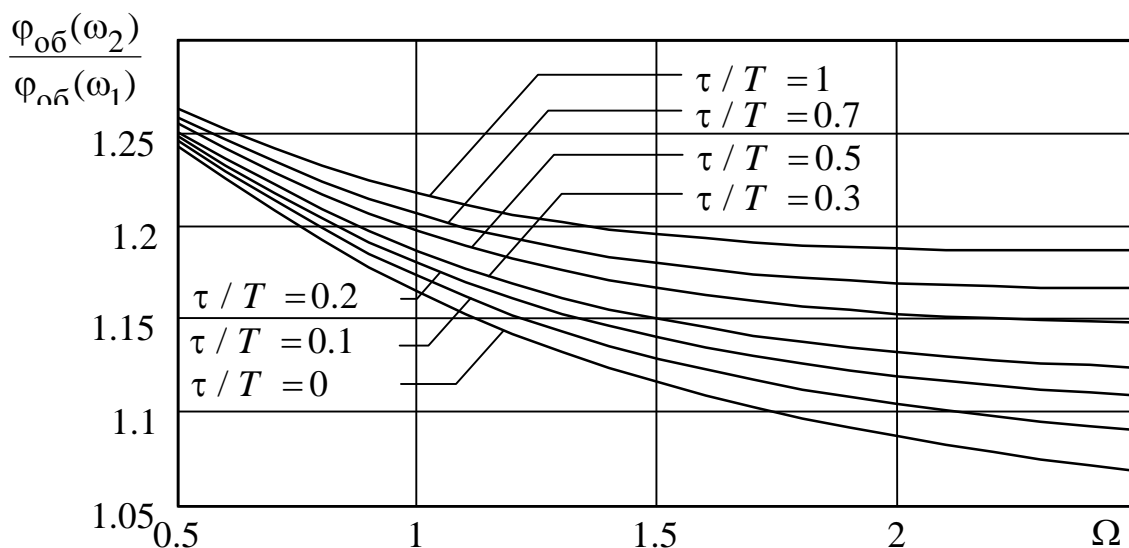


Рисунок 3 – Номограмма для оценки запаздывания объекта по зависимости отношения фазовых углов от безразмерной частоты  $\Omega$

После оценки структуры объекта управления по информации о значениях двух векторов его КЧХ можно приступать, используя библиотеку алгоритмов параметрической идентификации разработанную авторами, к определению числовых значений четырех коэффициентов АПФ. Так например, в качестве передаточных функций объектов с сосредоточенными параметрами, которые содержат четыре варьируемых параметра и отражают свойства объекта, необходимые для оптимизации настройки регулятора, может быть выбран оператор следующего вида:

$$W_{об}(p) = \frac{K_0 e^{-\tau p}}{T_0 p (T_1 p + 1) (T_2 p + 1)^{(-1)^m}}; \quad (5)$$

Ниже приведена система уравнений позволяющая определить коэффициенты оператора:

$$\begin{aligned} \varphi_{об}(\omega_2) - \frac{\omega_2}{\omega_1} \varphi_{об}(\omega_1) - \varphi_0 \left( \frac{\omega_2}{\omega_1} - 1 \right) = -\arctg T_1 \omega_2 + \\ + \frac{\omega_2}{\omega_1} \left( \arctg T_1 \omega_1 + (-1)^m \arctg T_2 \omega_1 \right) - (-1)^m \arctg T_2 \omega_2; \end{aligned} \quad (6)$$

$$T_1 = \sqrt{\frac{A^2(\omega_2)(T_2^2 \omega_2^2 + 1)^{(-1)^m} - A^2(\omega_1)(T_2^2 \omega_1^2 + 1)^{(-1)^m}}{\omega_1^2 A^2(\omega_1)(T_2^2 \omega_1^2 + 1)^{(-1)^m} - \omega_2^2 A^2(\omega_2)(T_2^2 \omega_2^2 + 1)^{(-1)^m}}}; \quad (7)$$

$$K_{об} = A(\omega_1) \sqrt{(T_1^2 \omega_1^2 + 1)(T_2^2 \omega_2^2 + 1)^{(-1)^m}}; \quad (8)$$

$$\tau = \frac{1}{\omega_1} [\varphi_{об}(\omega_1) - \varphi_0 - (-1)^m \arctg T_2 \omega_1 - \arctg T_1 \omega_1], \quad (9)$$

где  $A(\omega_1) = R_{об}(\omega_1)$ ;

$A(\omega_2) = R_{об}(\omega_2)$  — для операторов с самовыравниванием;

$A(\omega_1) = \omega_1 R_{об}(\omega_1)$ ;

$A(\omega_2) = \omega_2 R_{об}(\omega_2)$ ;

$\varphi_0 = -\pi/2$

$K_{об} = K_0/T_0$  — для операторов без самовыравнивания.

При определении численных параметров АПФ вводятся исходные данные  $\omega_1$ ,  $\omega_2$ ,  $R_{об}(\omega_1)$ ,  $R_{об}(\omega_2)$ ,  $\varphi_{об}(\omega_1)$ ,  $\varphi_{об}(\omega_2)$ , затем в зависимости от выбранной структуры оператора модели вводятся соответствующие значения коэффициентов  $m$ ,  $\varphi_0$ ,  $A(\omega_1)$ ,  $A(\omega_2)$ .

Определяется, из решения трансцендентного уравнения (6) коэффициент оператора модели и  $T_2$ , затем из решения уравнения (7) определяется параметр  $T_1$ , а затем значения параметров  $K_{об}$  и  $\tau$ .

Разработанные алгоритмы позволяют определить параметры объектов: с запаздыванием и без запаздывания; с сосредоточенными и с распределенными параметрами; обладающих и не обладающих самовыравниванием. Разработано программное обеспечение для определения параметров модели объекта регулирования при проведении процедуры идентификации.

Алгоритмы и программы могут использоваться как в виде отдельных средств идентификации, так и в составе комплексов автоматической и автоматизированной настройки систем управления технологическими процессами.

*Приведены полученные в результате теоретических исследований графические зависимости и алгоритмы позволяющие идентифицировать структуру и параметры технологических объектов управления по экспериментально полученной информации о значении двух векторов комплексной частотной характеристики.*

*Here are the stepping rates curbes and the algoritms, which were received as the result of the teoretical researches, which allows to identify the structure and parametres of experimental received information of the meaming of two vectors of fully frequency characteristic.*

### **Библиографический список**

1. Ротач В.Я Об адаптивных системах управления с текущей идентификацией объектов // Автоматизация в промышленности. – 2004. – №6. – С. 12– 16.
2. Автоматизация настройки систем управления/ В. Я. Ротач, В.Ф. Кузицин, А. С. Ключев и др. / Под ред. В. Я. Ротача. – М.: Энергоатомиздат, 1984. – с. 272, ил.
3. Адаптивный регулятор с идентификацией в замкнутом контуре/ И.А. Полищук, Ю.М. Ковриго, А.П. Мовчан// Энергетика: економіка, технології, екологія. - 2004. - №2. – С. 16-22.
4. Карабутов Н.Н Адаптивная идентификация систем: Информационный синтез: М.: КомКнига, 2006. – с. 384. ил.
5. Азарсков В.Н., Блохин Л.Н., Житецкий Л.С., Куссуль Н.Н. Робастные методы оценивания, идентификации и адаптивного управления. К.: НАУ, 2004. –с. 498, ил.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Денищиком Ю.С.*

к.т.н., доц Мурга В.В.,  
ст. преп. Мурга Е.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

## ДИНАМИКА ПОЛЯРИЗАЦИИ АКТИВНЫХ ЦЕНТРОВ ТВЕРДОТЕЛЬНЫХ ЛАЗЕРОВ ПРИ ИМПУЛЬСНОМ ВОЗБУЖДЕНИИ

*Проведені теоретичні дослідження поведінки ансамбля тотожних часток в полі резонансного випромінювання. Знайдено рішення для швидкості розповсюдження збурення в лазерному активному середовищі. Отримані рішення, які підтверджують, що збурення може передаватися не лише пер випромінюванням, але й безвипромінюваним шляхом.*

В процессе возбуждения активных центров лазерных сред увеличивается взаимное влияние атомов за счет полей осциллирующих диполей. В данном случае взаимное влияние может приводить к созданию суперпозиционных состояний возбужденных активных центров. Взаимное влияние активных центров происходит как за счет излучательных переходов, так и безызлучательным образом.

При оценке среднего значения дипольного момента атомов получено решение, содержащее компоненты, осциллирующие на частотах значительно отличающихся от частоты излучательного перехода.

По определению квантовомеханического среднего дипольный момент частицы, характеризуемой волновой функцией  $\Psi$ , составляет

$$\langle d \rangle = \int \Psi \hat{d} \Psi^* dq. \quad (1)$$

Или, записывая это выражение полностью, получим:

$$\langle d \rangle = C_1 C_1^* \int \Psi_1 \hat{d} \Psi_1^* dq + C_1 C_2^* \int \Psi_1 \hat{d} \Psi_2^* dq + C_2 C_1^* \int \Psi_2 \hat{d} \Psi_1^* dq + C_2 C_2^* \int \Psi_2 \hat{d} \Psi_2^* dq. \quad (2)$$

Второй и третий интегралы в (2) определяют матричные элементы оператора дипольного момента перехода. Тогда среднее значение дипольного момента активного центра:

$$\langle d \rangle = d_{21} (C_1 C_2^* e^{j\omega_{21}t} + C_2 C_1^* e^{-j\omega_{21}t}), \quad (3)$$

$$\text{где} \quad C_1 = A \sin \frac{\Omega}{2} t, \quad C_2 = B \cos \frac{\Omega}{2} t, \quad (4)$$

$\Omega = \frac{d_{21}}{\hbar} E_0$  - частота осцилляций макродиполя, зависящая от интенсивности внешнего поля  $E_0$ .

Подставляя в выражение (3) значения коэффициентов  $C_1$  и  $C_2$  (4) приходим к следующему виду уравнения для поляризации

$$\langle d \rangle = d_{21} \sin \omega_{21} t \sin \Omega t. \quad (5)$$

Таким образом, при возбуждении активной среды полем резонансной частоты  $\omega_{21}$  атомы (или ионы) приобретают осциллирующий дипольный момент. Выражение для среднего значения дипольного момента в форме (5) указывает на существование биений с частотой  $\Omega$  зависящей от величины внешнего поля. Поскольку осциллирующий диполь излучает на частоте осцилляций, то связь между активными центрами может осуществляться через электромагнитные поля диполей, осциллирующих с характерными частотами  $\omega_{21}$  и  $\Omega$ .

Работа лазера обусловлена взаимодействием между световым электромагнитным полем и атомами, поэтому необходимо рассмотреть факторы, влияющие на это взаимодействие.

Для оценки взаимодействия между частицами воспользуемся классическими уравнениями движения для описания поведения системы взаимодействующих частиц, что допустимо в дипольном приближении.

Функция Лагранжа для рассматриваемой системы с учетом взаимодействия между электронами и поляризационными колебаниями имеет вид

$$L = T - U - E_{вз}, \quad (6)$$

где  $T$  и  $U$  - кинетическая и потенциальная энергии частицы

$$T = \int \frac{m}{2e^2} \dot{\vec{d}}^2 dq, \quad U = \int \frac{m}{2e^2} \vec{d}^2 dq, \quad (7)$$

$E_{вз}$  - энергия взаимодействия заряженной частицы в точке  $z$  с дипольным моментом  $\vec{d}$  атома в точке  $z'$ .

Согласно электростатики  $E_{вз}$  может быть представлена как [1]

$$e \frac{z - z'}{|z - z'|} = \vec{d}. \quad (8)$$

Из выражения (8) видно, что величина энергии взаимодействия зависит от расстояния между соседними  $(n + 1)$  и  $(n - 1)$  активными центрами как  $1/a^2$ . В для определения взаимного влияния активных частиц, осуществляющего посредством электрического поля, используется выражение

$$E_{вз(n \pm 1)} = \frac{e \sqrt{1 - (ka)^2}}{2\pi \epsilon_0 a^3} \vec{q}(n \pm 1), \quad (9)$$

где  $a \gg q_n$ ;  $q_n = d_n/r$ ;

$r$  – радиус орбиты электрона внешней оболочки  $n$ -го активного центра;

$k$  – постоянная распространения электромагнитных колебаний в среде.

Воспользовавшись выражением (5), в соответствии с уравнением Лагранжа, можно записать уравнение движения для дипольного момента  $n$ -й частицы с учетом взаимодействия с соседними  $(n + 1)$ -м и  $(n - 1)$  - м активными центрами [2]

$$m_0 \ddot{d}_n(t) = -\mu_1 d_n(t) + \mu_2 (d_{n+1}(t) + d_{n-1}(t)), \quad (10)$$

где  $\mu_1$  - величина, характеризующая изменение жесткости связи внешнего электрона с ядром при излучательном переходе;

$m_0$  - масса электрона;

$\mu_2$  - величина, характеризующая связь  $n$  - частицы с  $(n + 1)$  и  $(n - 1)$  - й.

В дипольном приближении для составляющей по оси  $z$  можно записать следующее соотношение

$$E_{\theta z(n \pm 1)} = \mu_2 \frac{\langle d_n \rangle}{e}. \quad (11)$$

Используя выражение (2.31), коэффициент  $\mu_2$  можно представить в виде

$$\mu_2 = \frac{e^2}{2\pi\epsilon_0 a^3} \sqrt{1 - (ka)^2}. \quad (12)$$

Обозначив отношение  $\mu_2/\mu_1$  символ  $\rho$ , определяющим коэффициентом связи  $n$  -й частицы с соседними  $(n + 1)$  и  $(n - 1)$  активными центрами, а отношение  $\mu_1/m_0$  как  $\omega_{21}^2$ , уравнение движения для дипольного момента  $n$  - го атома запишем

$$\ddot{d}_n(t) = -\omega_{21}^2 [d_n - \rho(d_{n+1} + d_{n-1})], \quad (13)$$

Рассмотрим поведение дипольного момента атома в случае  $\lambda \gg a$ , что для твердотельных лазерных сред в оптическом диапазоне всегда справедливо. В этом случае  $d_n(t)$  медленно меняется с изменением  $n$ . Тогда можно перейти от дискретных значений  $d_n(t)$  к непрерывной функции по  $z$  (в однородном случае)  $d(z, t)$ . Используя разложение Тейлора для второго слагаемого в правой части уравнения (13), получаем

$$\left( \frac{d^2}{dz^2} - \frac{1}{a^2 \omega^2 \rho} \frac{d^2}{dt^2} - \frac{1 - 2\rho}{a^2 \rho} \right) d(z, t) = 0. \quad (14)$$

Сделав следующую замену

$$\frac{1-2\rho}{a^2\rho} = k_0^2, \quad (15)$$

$$\text{и } a^2\omega^2\rho = v_{эм}^2,$$

получим уравнение в форме волнового уравнения Клейна-Гордона [3]

$$\left( \frac{d^2}{dz^2} - \frac{1}{v_{эм}^2} \frac{d^2}{dt^2} - k_0^2 \right) d(z, t) = 0. \quad (16)$$

В случае большого коэффициента связи ( $\rho \sim 0.5$ ),  $k_0 \approx 0$  и выражение (2.37) приобретает вид классического волнового уравнения. Скорость распространения волны для этого случая равна скорости света. В рассматриваемом случае  $k_0 \neq 0$ . Это указывает на то, что распространение волн вида (16) в активной среде происходит с дисперсией.

Общее решение этого уравнения можно представить в виде суперпозиции плоских волн

$$d(z, t) = \sum_k \frac{1}{\sqrt{L}} [A_k e^{j(\Omega_k t - kz)} + kc]. \quad (17)$$

Подставляя (15) в (16) получим дисперсионное уравнение

$$\Omega_k^2 = v_{эм}^2 (k_0^2 + k^2), \quad (18)$$

где  $k$ - эффективная постоянная распространения.

В соответствии с периодическими граничными условиями Борна-Кармана  $k = 2\pi m/L$  и соответствует фазовому сдвигу  $ka$  между синусоидальными колебаниями двух соседних частиц.

Из дисперсионного уравнения (18) можно найти фазовую и групповую скорости волн динамической поляризации для  $k$ -й гармоники

$$v_{\phi_k} = \frac{\Omega_k}{k} = \frac{\sqrt{k_0^2 + k^2}}{k}, \quad (19)$$

$$v_{g_k} = \frac{d\Omega_k}{dk} = \frac{k}{\sqrt{k_0^2 + k^2}}. \quad (20)$$

В оптической частотной области для большинства сред показатель преломления является величиной комплексной. Мнимая составляющая обусловлена потерями. В этом случае постоянная распространения  $k$  будет иметь вид

$$k = \beta - j\alpha. \quad (21)$$

Подставляя (21) в выражение для плоской волны получим

$$d(z, t) = \sum_k \frac{1}{\sqrt{L}} (A_k e^{j\Omega_k t - j\beta_k z + \alpha z} + k.c.), \quad (22)$$

где  $\alpha$  характеризует поглощение или усиление (в зависимости от знака) рассматриваемых волн в среде.

Таким образом, мы приходим к следующему заключению. При возбуждении активной среды возникают волны динамической поляри-

зации, удовлетворяющие дисперсному уравнению (18). При инверсии населенностей рабочих уровней активной среды существование волн поляризации ограничено только релаксационными процессами.

*Проведены теоретические исследования поведения ансамбля тождественных частиц в поле резонансного излучения. Найдено решение для скорости распространения возмущения в лазерной активной среде. Получены решения, которые подтверждают, что возмущение может передаваться не только за счет переизлучения, но и безызлучательным путем.*

*Theoretical researches of conduct of band of identical particles are conducted in the field of resonance radiation. A decision is found for speed of distribution of indignation in a laser active nvironment. Decisions, which confirm that indignation can be passed not only due to aradiation, are got but also unaradiation a way.*

#### **Библиографический список**

1. Акулин В. М., Карлов Н.В. Интенсивные резонансные взаимодействия в квантовой электронике. - М.: Наука. 1987.- 312 с.
2. Киттель Ч. Введение в физику твердого тела: Пер. с англ. 4-го издания. - М.: Наука, 1978. - 792 с.
3. Глаубер Р. Оптическая когерентность и статистика фотонов. Квантовая оптика и квантовая радиофизика: Пер. с англ. - М. : Мир, 1966. - С. 93-279.

**Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Денищиком Ю.С.**



*к.т.н., доц. Кобец Д.В.,  
магистр Бибченко И.С.,  
магистр Рябко Ю.М.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ПОСТРОЕНИЕ МОДЕЛИ МИКРОПРОЦЕССОРНОЙ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ BLDC ДВИГАТЕЛЕМ СРЕДСТВАМИ САПР**

*Запропонована імітаційна модель мікропроцесорної системи керування BLDC двигуном. Одержані часові діаграми сигналів керування та фазних напруг.*

Развитие аппаратной базы систем управления и устройств силовой электроники в последние годы сделали возможным применение BLDC двигателей в тех областях техники, где традиционно применялись только машины постоянного тока или специальные асинхронные двигатели [1,2].

По принципу действия BLDC двигатель (brushless direct current motor – бесщеточный двигатель постоянного тока) представляет собой обращенную машину постоянного тока с магнитоэлектрическим индуктором на роторе и обмоткой якоря на статоре, функции щеточно-коллекторного узла в которой выполняет полупроводниковый коммутатор, питающий обмотку якоря и переключающийся в функции положения ротора.

Двигатели такого типа характеризуются небольшой инерционностью ротора, т.к. обмотки расположены на статоре. Бесконтактная коммутация осуществляется электроникой. Моменты коммутации определяются либо по информации от датчиков положения, либо путем измерения обратной э.д.с., генерируемой в обмотках [3].

Анализ отечественных и зарубежных литературных источников показал, что проблеме, связанной с точным управлением BLDC двигателем, посвящено большое количество разработок. Созданием систем управления, позволяющих эффективно управлять бесколлекторным двигателем постоянного тока, занимаются такие флагманы мирового рынка электроники, как STMicroelectronics, ZiLOG, Siemens AG, General Electric, Bosch Rexroth AG, Ansaldo, Fanuc, Microchip и другие. Однако данные фирмы заняты, в основном, созданием реальных устройств. Вопросы моделирования таких систем управления, как правило, занимают недостаточно глубоко, хотя потребность в данных исследованиях существует.

Микропроцессорная часть состоит из микроконтроллера PIC16F877 и его обвязки. Также в схему включены резисторы, которые задают параметры скорости двигателя, кнопка сброса “RESET”, и элементы цепи обратной связи. Модель представлена на рисунке 1.

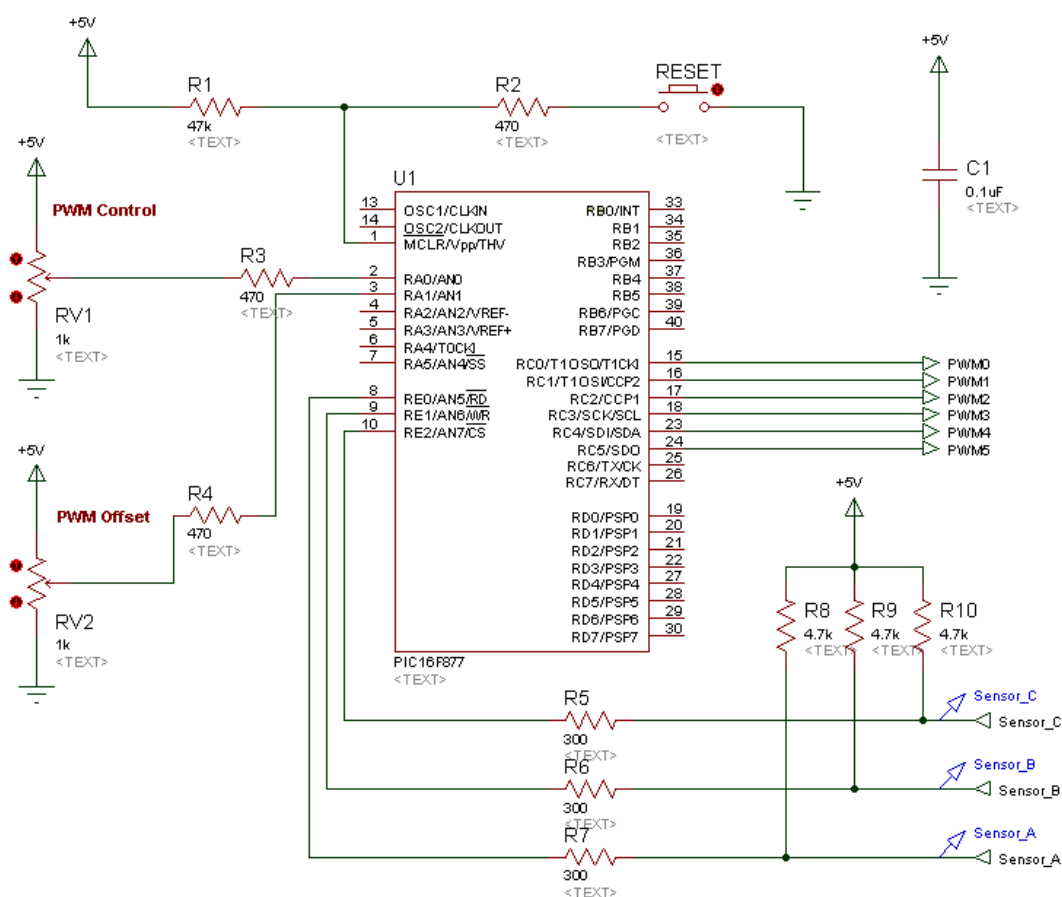


Рисунок 1 – Модель микропроцессорной части

Параметры элементов модели микропроцессорной части:

RV1 1 kOm  
RV2 1 kOm  
R1 47 kOm analog code = W33R  
R2 470 Om analog code = W33R  
R3 470 Om analog code = W33R  
R4 470 Om analog code = W33R  
R5 300 Om analog code = W33R  
R6 300 Om analog code = W33R  
R7 300 Om analog code = W33R  
R8 4,7 kOm analog code = W33R  
R9 4,7 kOm analog code = W33R  
R10 4,7 kOm analog code = W33R  
C1 0,1 uF  
U1 PIC16F877 10 MHz 0x3FFB

Модель силовой части представлена на рисунке 2.

На обмотки BLDC двигателя необходимо подавать переменное напряжение. Так как схема управления питается от постоянного источника напряжения, то необходимо предусмотреть преобразование постоянного напряжения в переменное. Эту функцию выполняет 3-х фазный автономный инвертор напряжения.

Величина напряжения сигнала, подаваемого с микроконтроллера на затворы транзисторов, недостаточна для эффективного управления преобразователем. Поэтому используются специальные микросхемы – драйвера транзисторов. Эти микросхемы усиливают сигнал на затворах транзисторов, а также вводят специальную задержку – “dead time” – для предотвращения протекания сквозного тока в плече инвертора.

Параметры элементов модели силовой части:

R19 300 Om analog code = W33R	C3 3,3 uF
R20 300 Om analog code = W33R	C4 3,3 uF
R21 33 Om analog code = W33R	D1 10BQ015
R22 33 Om analog code = W33R	D2 10BQ015
R23 300 Om analog code = W33R	D3 10BQ015
R24 300 Om analog code = W33R	U2 IR2101
R25 33 Om analog code = W33R	U3 IR2101
R26 33 Om analog code = W33R	U4 IR2101
R27 300 Om analog code = W33R	Q1 IRFR2405
R28 300 Om analog code = W33R	Q2 IRFR2405
R29 33 Om analog code = W33R	Q3 IRFR2405
R30 33 Om analog code = W33R	Q4 IRFR2405
C2 3,3 uF	Q5 IRFR2405
Q6 IRFR2405	
M1 MOTOR-BLDCM 24V 2054rad/s 4,03Om 4,6mH 30% 0,01	

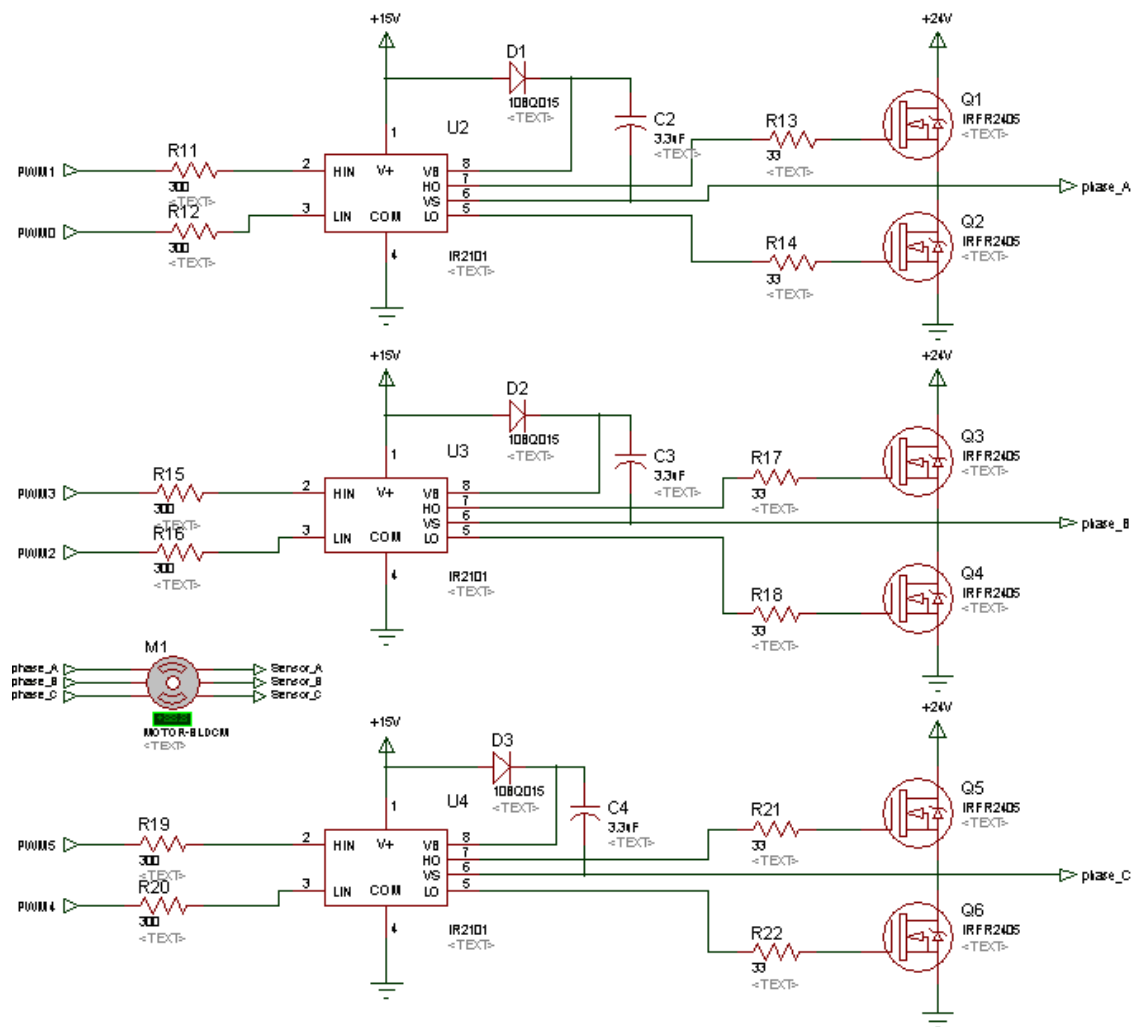
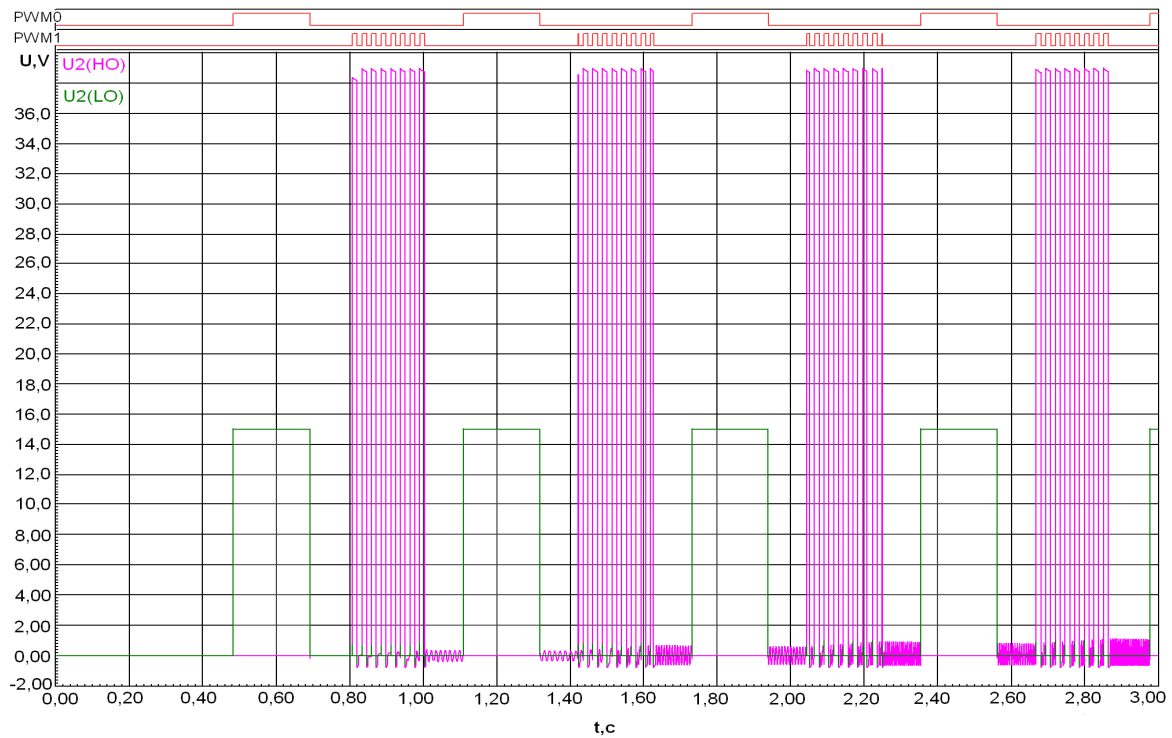


Рисунок 2 – Модель силовой части

Для эффективного управления скоростью двигателя используется широтно-импульсная модуляция. Сущность данного метода состоит в следующем: изменяя коэффициент заполнения (соответствует отношению длительности импульса к длительности периода (0-100%), величина обратной скважности) верхнего ключа плеча инвертора добиваются необходимой величины среднего напряжения.

Моделирование работы системы управления проводилось в режиме управления с обратными связями по положению ротора от датчиков Холла. В результате были получены временные диаграммы сигналов управления инвертором и фазных напряжений двигателя, которые представлены на рисунках 3, 4.



PWM0 – сигнал управления транзистором Q2;

PWM1 – сигнал управления транзистором Q1;

U2(HO) – сигнал на затворе транзистора Q1;

U2(LO) – сигнал на затворе транзистора Q2

Рисунок 3 – Сигнал управления инвертором

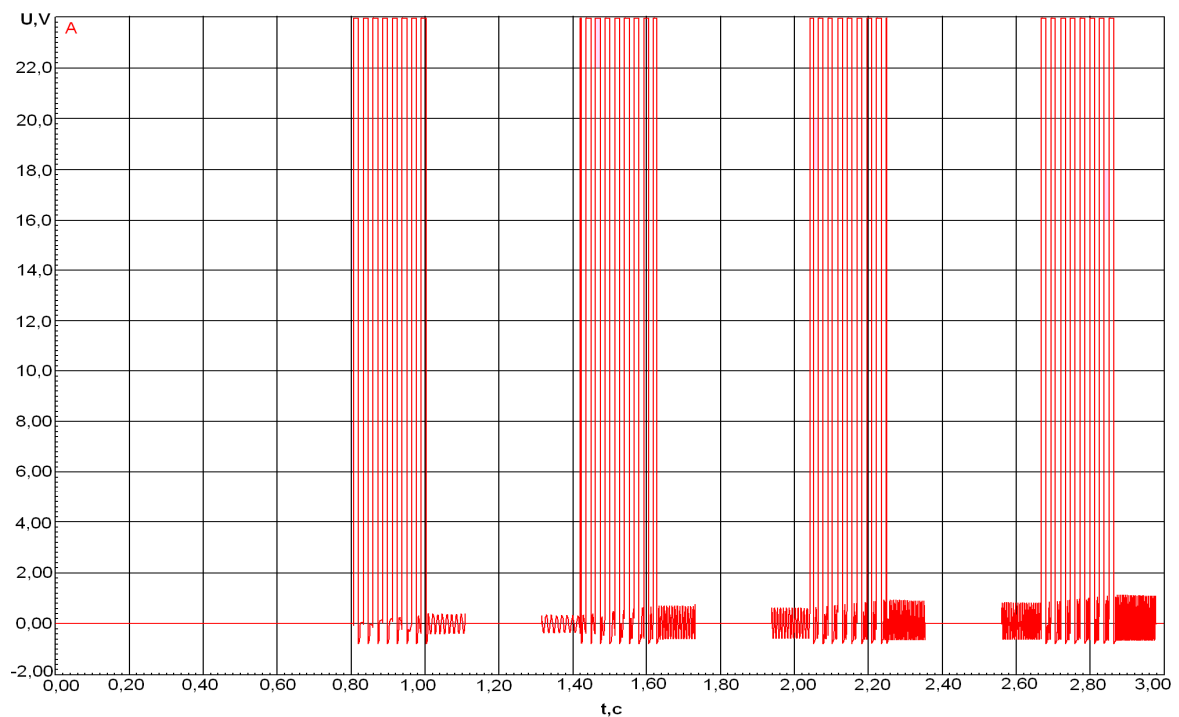


Рисунок 4 – Напряжение фазы А двигателя

**Выводы.** Предложена имитационная модель микропроцессорной системы управления BLDC двигателем, позволяющая исследовать динамические режимы работы двигателя – пуск, останов и наброс нагрузки. Результат исследований представлен в виде временных диаграмм фазных напряжений и сигналов управления силовой частью – инвертором.

В дальнейшем полученная модель позволит провести исследования по оптимизации силовой части и изучению работы системы управления в бездатчиковом режиме.

*Предложена имитационная модель микропроцессорной системы управления BLDC двигателем. Получены временные диаграммы сигналов управления инвертором и фазных напряжений.*

*The simulation model of the microprocessor control system BLDC engine is offered. The temporal diagrams of management signal inverter and tensions of phases are got.*

#### **Библиографический список**

1. Панкратов В.В. Тенденции развития общепромышленных электроприводов переменного тока на основе современных устройств силовой электроники // Силовая интеллектуальная электроника. Специализированный информационно-аналитический журнал. 2005, №2, с. 27-31.
2. Padmaraja Yedamale. Brushless DC (BLDC) Motor Fundamentals (AN885). – Microchip Technology Inc., 2003.
3. Терехов В.М., Осипов О.И. Система управления электроприводов // Учебник под ред. В.М.Терехова. – М.: Издательский центр «Академия», 2005. – 301 с.

*Рекомендовано к печати проф., к.т.н. Паэрандом Ю.Э.*

аспирант Антропов И.И.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

## ВЛИЯНИЕ РЕЖИМА ЛАЗЕРНОЙ ПОВЕРХНОСТНОЙ ОБРАБОТКИ СТАЛЕЙ НА КОРРОЗИОННУЮ СТОЙКОСТЬ

*Розглянуто особливості формування структури поверхневого шару сталей після лазерної обробки для різних технологічних режимів, проведено порівняння з експериментом. Приведені експериментальні залежності ступеня корозійних втрат зразків, що були оброблені в різних режимах.*

Лазерная поверхностная обработка металлов и сплавов основана на использовании лазерного луча в качестве интенсивного поверхностного теплового источника, действующего в течение короткого промежутка времени, составляющего от единиц до сотен миллисекунд, в зависимости от выбранного режима и целей, преследующихся при проведении поверхностной обработки. Глубина закаленного при лазерной обработке может достигать от 0,5 до 1,5 мм.

В настоящее время уже накоплено большое количество данных по взаимодействию лазерного луча с различными материалами, особенно с поверхностью металлов и сплавов [1-3], однако вопрос корректного выбора режима поверхностной обработки все еще остается актуальным. Целью данной работы является выявление степени влияния режима лазерной обработки на коррозионные свойства поверхности стальных деталей, прошедших лазерную поверхностную обработку.

Тепловой источник, образующийся в металле при поглощении излучения лазера, работающего в режиме свободной генерации, можно считать [4] поверхностным, причем в большинстве случаев имеет место [5] нормальное пространственное распределение мощности излучения, т.е. можно принять, что по пятну обработки интенсивность распределена по закону

$$q(r) = q_0 e^{-kr^2}, \quad (1)$$

где  $q_0 = \gamma q_{\max}$  — максимальная плотность мощности теплового источника;

$\gamma$  — коэффициент использования лазерного излучения;

$q_{\max}$  – максимальное значение плотности мощности излучения в радиальном сечении луча;

$k$  – коэффициент, обратный удвоенному квадрату параметра сжатия;

$r$  – радиальное расстояние от данной точки до центра пятна.

Если принять, что и временное распределение энергии излучения также может быть описано посредством функции распределения Гаусса, то окончательно (1) примет вид

$$q(r, t) = q_0 e^{-\alpha(t - \frac{\tau}{2})^2} e^{-kr^2}, \quad (2)$$

где  $\alpha$  – характеризует временное сжатие плотности мощности во времени,  $\tau$  – время излучения лазера.

Процесс теплопереноса в металле при облучении его поверхности лазером, как показано в [6], может быть описан классическим уравнением теплопроводности

$$c\rho \frac{\partial T(x, y, z, t)}{\partial t} + \nabla(\lambda \nabla T(x, y, z, t)) = q(x, y, t), \quad (3)$$

где  $c$  – теплоемкость,  $\rho$  – плотность,  $\lambda$  – теплопроводность металла.

Поскольку изменение теплоемкости и теплопроводности с температурой взаимно компенсируют друг друга [4], то можно считать уравнение (3) линейным, тогда его решение [7] представляется в виде

$$\Delta T(r, z, t) = \begin{cases} \frac{2\langle q \rangle e^{-kr^2} \sqrt{at}}{\lambda} \int_{\frac{z}{2\sqrt{at}}}^{\infty} \Phi^*(\xi) d\xi & \text{при } 0 \leq t \leq \tau \\ \frac{2\langle q \rangle e^{-kr^2} \sqrt{a}}{\lambda} \left( \sqrt{t} \int_{\frac{z}{2\sqrt{at}}}^{\infty} \Phi^*(\xi) d\xi - \sqrt{t-\tau} \int_{\frac{z}{2\sqrt{a(t-\tau)}}}^{\infty} \Phi^*(\xi) d\xi \right) & \text{при } t > \tau \end{cases}, \quad (4)$$

где  $a$  – коэффициент температуропроводности металла,

$\Phi^*(\xi)$  – дополнение к интегралу вероятности.

Для проведения коррозионных испытаний использовались образцы из ст40, ст3, У8, ШХ15, обработанные импульсным лазерным излучением с диаметром пятна 1 мм при различных значениях коэффициента перекрытия (рисунок 1), энергия излучения 1,5 мДж. Обработанная площадь составляла около 15% общей площади поверхности.



На рисунке 1 показаны теоретически рассчитанное по (4) температурное поле вдоль радиальной составляющей зоны одноимпульсного воздействия с течением времени и микрофотография структуры зоны лазерного воздействия на образце из ст3. Хорошо видно, что зоны, которые были нагреты выше температуры  $A_{C3}$  (850 °С) претерпели фазовый переход (0-400 мкм), на расстоянии выше 400 мкм, где произошел нагрев и выдержка при температурах вплоть до  $A_{C3}$  в течении времени порядка 5-10 мс наблюдается частичное измельчение структуры и перераспределение примесей. Как известно [8], процесс образования и роста новой фазы связан не только с установлением неравновесной концентрации примесных включений, но и стимулирует вынос на периферию зоны обработки дислокаций.

Характер перераспределения неоднородностей определяется течением диффузионных процессов, которые тем интенсивнее, чем выше значение температуры. Таким образом, режим обработки с перекрытием ЗТВ может вызвать увеличение числа дефектов на пограничном участке двух соседних зон. Влияние коэффициента перекрытия (рисунок 2) на перераспределение включений хорошо прослеживается на образцах со сравнительно большим содержанием углерода (рисунок 3).

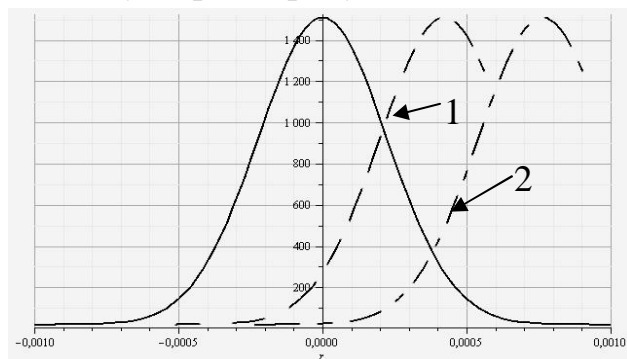


Рисунок 2 – Распределение температуры на поверхности образца при перекрытии зон обработки: 1 – 0,6; 2 – 0,2

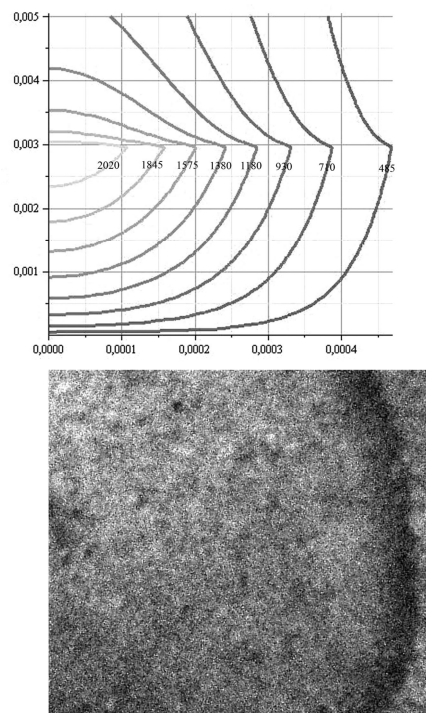


Рисунок 1 – Рассчитанные изотермические кривые для поля температур вдоль радиального направления в пятне обработки и микроструктура стали ст3 после лазерной обработки

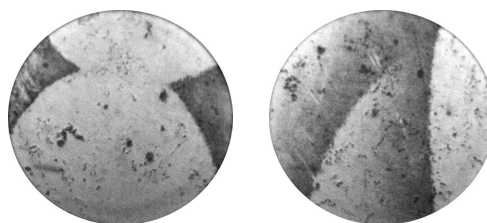


Рисунок 3 – Упрочненные зоны на образцах из У8 после обработки с различным коэффициентом перекрытия: а)  $K_p \sim 0$ , б)  $K_p \sim 0,3$

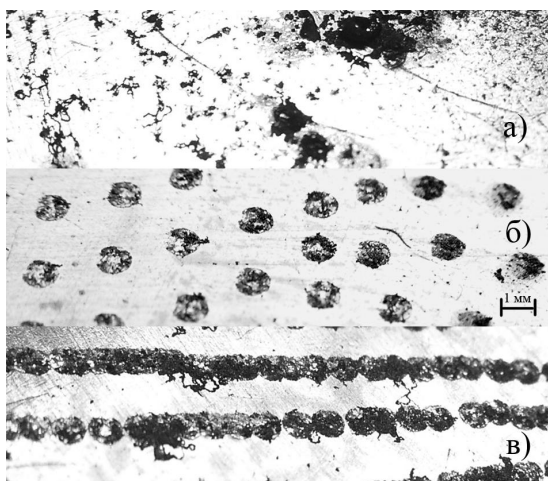


Рисунок 4 – Поверхность образцов, прошедших коррозионные испытания: а) контрольный; б) без перекрытия; в) Кп~0,1

Области с повышенным содержанием дефектов, по всей видимости, должны обладать сравнительно низкой коррозионной стойкостью по сравнению с зонами одноимпульсной лазерной обработки.

На рисунках 4 и 5 показаны поверхность образцов из ст40, прошедших коррозионные испытания во влажной среде и экспериментальные кривые степени коррозионных потерь. Исходя из приведенных результатов, можно сделать следующие выводы:

1. Процесс коррозионного разрушения интенсивно идет на периферии зон лазерного воздействия, в то время как основная, необработанная, часть поверхности практически не подвергается коррозии;
2. Потеря массы обработанных образцов связана со временем экспоненциальной зависимостью;
3. Лазерная обработка влечет снижение коррозионных потерь до 30-35%;
4. Обработка с отличным от нуля значением коэффициента перекрытия приводит к незначительной интенсификации коррозионного процесса.

*Рассмотрены особенности формирования структуры поверхностного слоя сталей после лазерной обработки для различных технологических режимов, проведено сравнение с экспериментом. Приведены экспериментальные зависимости степени коррозионных потерь образцов, прошедших обработку в различных режимах.*

*The features of structure forming of surface layer after different technological modes of laser treatment are considered, comparing to the ex-*

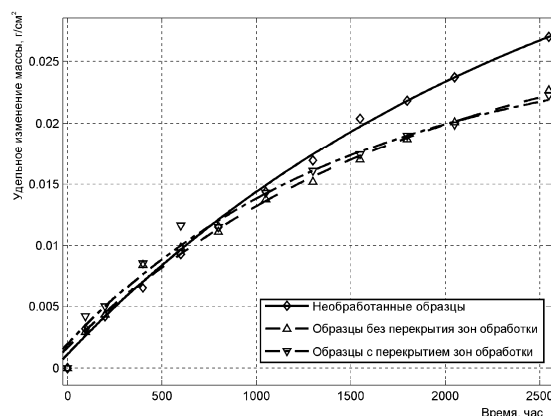


Рисунок 5 – Зависимость удельного изменения массы образцов от времени пребывания в атмосфере с повышенной влажностью

*periment is given. Experimental dependences of corrosive losses degree of standards, which was treated in the different modes, are shown.*

### **Библиографический список**

1. В.С. Постников, С.А.Белова. Морфология упрочняющих фаз в слоях, полученных лазерным легированием / Физика и химия обработки материалов, 1998, №2, с. 33-36

2. Воздействие лазерного излучения на материалы / Р.В. Арутюнян, В.Ю. Баранов, Л.А. Большой и др. – М.: Наука. 1989. – 367 с.

3. Промышленное применение лазеров / Под ред. Г. Кёбнера; Пер. с англ. А.Л. Смирнова; Под ред. И.В. Зуева. – М.: Машиностроение, 1988. – 280 с.

4. Взаимодействие лазерного излучения с металлами / Прохоров А. М., Конов В. И., Урсу И., Михэилеску И. Н. – М.: Наука, 1988. – 537 с.

5. В. Бруннер. Справочник по лазерной технике. /Пер. с нем. под ред. А.П. Напартовича. – М.: Энергоатомиздат, 1991. – 544 с.

6. Антропов И.И. Взаимодействие лазерного излучения с поверхностью металлов, имеющих поликристаллическое строение / Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета. Вып. 26 – Алчевск: ДонГТУ, 2008, С. 353-363.

7. Г. Карслоу, Д. Егер. Теплопроводность твердых тел. – М.: Наука, 1964. – 488 с.

8. Любов Б.Я. Диффузионные процессы в неоднородных твердых средах. – М.: Наука. Главная редакция физико-математической литературы, 1981. – 296 с.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Денищиком Ю.С.*

## **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 два раза в год. Сборник формирует информационный отдел.

Сборник содержит следующие разделы: «Разработка полезных ископаемых», «Металлургия», «Строительство», «Электротехника. Радиотехника». Содержание статей должно содержать новые достижения науки и техники, их практическое значение, 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.

Языки предоставления рукописей: украинский, русский.

## **СОДЕРЖАНИЕ СТАТЕЙ**

Представляемые статьи должны иметь следующую структуру:

### **УДК:**

УДК на статью присваивает отдел библиографии научной библиотеки ДонГТУ, каб.206.

### **Аннотация:**

В аннотации приводятся краткие сведения о всей статье в целом на трех языках, в начале на украинском языке, в конце статьи на русском и английском языках. Объем аннотации 5-10 строк.

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, список литературных источников должен быть составлен в порядке ссылок на них. Ссылки на литературу в тексте статьи заключаются в квадратные скобки.

За авторами статьи остаётся 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, с высоким качеством печати.

2. *Порядок оформления.* Материалы должны отвечать следующей структурной схеме: УДК, звание, должность, фамилии и инициалы авторов, название организации, города, страны, e-mail автора, название статьи, аннотация, основной текст, выводы, аннотация на двух языках, библиографический список.

УДК проставляется слева вверху, шрифт полужирный, без абзацного отступа.

Через один интервал печатать звание, должность, фамилию, инициалы. В круглых скобках – название организации, название города, страны, e-mail автора, через запятую. Шрифт полужирный, курсив.

Через два интервала название заглавными буквами, выравнивание по центру, шрифт полужирный, без абзацного отступа.

Через один интервал – краткая аннотация на украинском языке, курсивом и материалы статьи. Между аннотацией и текстом статьи один интервал. Образец оформления материалов прилагается.

3. Графический материал (рисунки, графики, схемы) 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 математическим стилем, со следующими размерами:

Full (обычный)	12 pt
Subscript/Superscript (крупный индекс)	10 pt
Sub-Subscript/Superscript (мелкий индекс)	8 pt
Symbol (крупный символ)	12 pt
Sub-Symbol (мелкий символ)	10 pt

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. Библиографический список должен быть составлен в порядке упоминания в тексте. Ссылки на литературу заключаются в квадратные скобки.

7. Текст статьи предоставляется в электронном (дискета 3,5”) и печатном виде, сопроводительная документация только в печатном виде.

## **СОПРОВОДИТЕЛЬНАЯ ДОКУМЕНТАЦИЯ**

- Рецензия специалистов редакционной коллегии ДонГТУ
- Выписка из протокола заседания кафедры.

**70- летний юбилей**  
**55 лет трудовой, 45 лет научной**  
**и 40 лет педагогической деятельности**  
***профессора, доктора технических наук,***  
***Заслуженного деятеля науки и техники Украины***

**Литвинского Гарри Григорьевича**

Известный ученый в области горной геомеханики, физики горных процессов, создания новой горной техники и технологии, доктор технических наук (1988), профессор (1989), Заслуженный деятель науки и техники Украины (1991), действительный член Академии Строительства Украины и Академии Горных наук, эксперт комиссии по горным наукам Министерства Образования и Науки Украины, член Высшей Аттестационной комиссии (ВАК) Украины, член научно-методической комиссии МОНУ. Продолжительное время был членом специализированных советов по защите докторских диссертаций в МГГУ (Москва), ДНТУ (Донецк), ДонГТУ, входит в состав редколлегии ряда научных горных изданий.

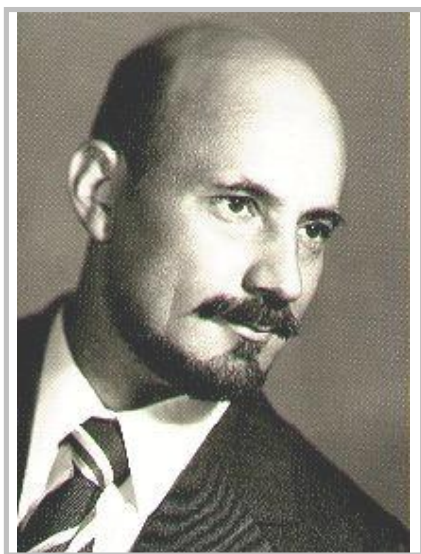


16 лет – учащийся  
Ростовского н/Д  
горного техникума

Родился в г. Воронеже в семье военнослужащего 8 января 1939. Окончил с отличием горный техникум (г. Ростов-на-Дону, 1957), Донецкий политехнический институт (г. Донецк, 1962), аспирантуру (Донуги, 1967), докторантуру (КГМИ, 1977). Будучи студентом-отличником, получал именную Ворошиловскую стипендию, проводил большую общественную работу: был членом райкома комсомола, председателем секции туризма-альпинизма института ДПИ. По окончании института работал горным мастером в тресте «Донецкшахтопроходка» (1963), старшим научным сотрудником в Донуги (до 1969 г.), затем доцент (1969), профессор, заведующий

кафедрой «Строительная геотехнология и горные сооружения» Донбас-

ского государственного технического университета (ДонГТУ) с 1978г по настоящее время.



49 лет - после защиты докторской диссертации

Кандидатскую диссертацию «Способы и средства крепления выработок монолитным бетоном» защитил в 1967 г. в Донецком политехническом институте, по специальности «Шахтное и подземное строительство» (руководитель д.т.н., проф. Ю.З. Заславский, оппоненты д.т.н., проф. М.Н. Гелескул, д.т.н., проф. С.М. Липкович, к.т.н. доц. В.В. Орлов).

Докторскую диссертацию «Разработка геомеханических параметров и способов создания породонесущих конструкций из разгруженных взрывом и упрочненных пород» защитил в 1988г. по специальностям «Физические процессы горного производства» и «Разработка месторождений полезных ископаемых» (ИГТМ АН УССР, г. Днепропетровск. Оппоненты д.т.н., проф. К.А. Ардашев, Б.А. Картозия, О.В. Колоколов).

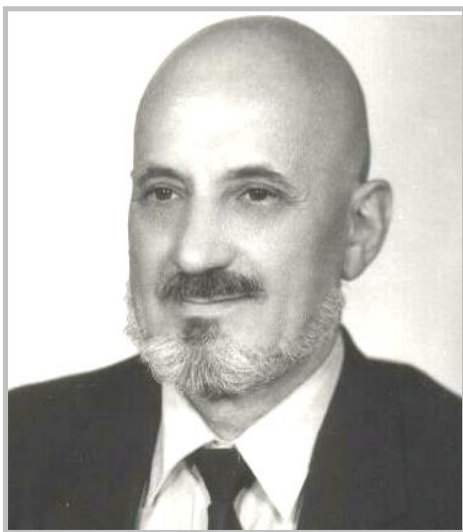
## ОСНОВНЫЕ НАУЧНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ

### Теоретические и фундаментальные исследования:

Реономная микромеханика деформирования и разрушения материалов, которая объясняет и предсказывает основные особенности механического поведения материала во времени путем решения системы кинетических дифференциальных уравнений роста и залечивания микродефектов. Объединяет с единых методических позиций теории ползучести и пластичности путем описания роста и залечивания микро трещин во времени.

Аналитическая теория прочности с новым универсальным критерием прочности в дифференциальной форме и с новыми физически содержательными прочностными показателями материала (адгезиями сдвига, разрыва и параметром хрупкости). Впервые позволяет учитывать структурную нарушенность, трещиноватость, структурные дефекты и микронеоднородность материалов (в том числе горных пород).





65 лет – профессор  
ДонГТУ

Структурная геомеханика неоднородных массивов, в рамках которой предложена новая физическая модель масштабного эффекта, основанная на теории сплошности. Раскрыта физическая сущность и закономерности изменения прочности структурно неоднородных массивов.

Новая теория горного давления в подземных выработках, основанная на впервые предложенных двух фундаментальных закономерностях потери устойчивости выработок в процессе их формоизменения при движении фронта хрупкого разрушения, доказы-

вает и объясняет множественность форм проявлений горного давления.

Решением неосесимметричного класса упруго-пластических задач установлены закономерности развития зоны неупругих деформаций вокруг выработок с учетом возмущающего воздействия основных неосесимметричных факторов горного давления.

Основы геомеханики подземного взрыва, где впервые на основе аналитической теории прочности и новых базовых гипотез о формировании камуфлета и воронки взрыва поставлены и решены порождающие задачи подземного взрыва для единичных и взаимодействующих точечных и линейных зарядов взрывчатого вещества.

### **Исследования в области лабораторного и натурного эксперимента:**

Новые способы и средства испытаний горных пород и материалов, методики и приборы (портативный прибор экспресс испытаний горных пород ППЭИ на образцах полуправильной и неправильной формы, комплексный метод испытаний пород в виде необработанных кернов и др.).

Методы и приборы интроскопии массива горных пород по определению его структурной неоднородности (реометрический метод, метод измерения диэлектрической проницаемости массива и др.).

Ускоренная методика шахтных инструментальных наблюдений проявлений горного давления в подвижной системе координат (Эйлера)

фронта очистных работ, приборы определения нагрузки на крепь и смещений пород.

Моделирование физических процессов горного производства на аналоговых и физических моделях (методом ЭГДА, стенд моделирования взрыва, стенды испытания моделей крепи и т.д.).

### **Научные разработки в области горной технологии и техники:**

Новая научная доктрина «Шахта XXI Века» - горная техника и технология революционного улучшения показателей строительства и эксплуатации шахт, в том числе при отработке тонких и сверхтонких пластов.

Проходческий комбайн «MIR» фронтального действия со шнековым исполнительным породоразрушающим органом, обеспечивающий безлюдное автоматизированное сооружение выработок со скоростью до 100 м/сут.

Агрегат фронтальный шнековой выемки АФШВ для безлюдной автоматизированной добычи угля из тонких и сверхтонких пластов от 0,4 до 1,2 м производительностью 4...7 тыс. т/сут.

Универсальная схема вскрытия, подготовки и система разработки для безлюдной высокопроизводительной (5-7 тыс. т/сут) безцеликовой выемки тонких и сверхтонких угольных пластов.

Перспективное научное направление в области стационарных горных машин – бесканатный подъем и беструбный водоотлив производительностью 1000 м<sup>3</sup>/час и выше.

Прогрессивные высокопроизводительные схемы околоствольного двора и генерального плана поверхности шахты нового технического уровня.

Активные способы и средства обеспечения устойчивости подземных выработок активной разгрузкой и последующим упрочнением горных пород (борьба с пучением почвы горных выработок АРПУ, породонесущие конструкции крепи «Монолит» различных модификаций, бутовая полоса с предварительным распором, и др.).

Рамные стальные конструкции крепи, узлы податливости и межрамные ограждения, активные способы повышения несущей способности крепи путем управления распределением усилиями в конструкции (элементы усиления, предварительное напряжение канатной стяжкой, расклинкой и др.).

### **Педагогическая работа и подготовка кадров**

Проф. Г.Г. Литвинский осуществляет подготовку кадров высшей квалификации, руководит аспирантурой и докторантурой. Под его научным руководством по специальностям «Шахтное и подземное строительство», «Разработка месторождений полезных ископаемых», «Физические процессы горного производства» защищено 12 кандидатских диссертаций (С.А.Курман, Буй Чи Шоат, С.Г.Коробкин, В.Н.Мусиенко, В.Д.Троян, А.И.Мележик, В.А.Касьянов, Г.И.Гайко, Н.В.Малеев, Фесенко Э.В. и др.), два докторанта получили ученую степень доктора технических наук (Г.И. Гайко, Г.В. Бабиюк). Он автор около 370 научных печатных работ (160 без соавторов), в числе которых 4 монографии, около 40 методических разработок для высшей школы. Имеет более 150 изобретений и патентов (70 без соавторов).

В процессе своей научно-исследовательской деятельности и как член учебно-методической комиссии Минобразования СССР посетил под землей более 100 горных предприятий, рудников и шахт Донбасса, Кривбасса, Кузбасса, Дальнего Востока, Казахстана, Грузии, Эстонии, Средней Азии, Якутии, Урала, Кольского полуострова, Польши и др.

В университете ДонГТУ подготовил ряд оригинальных циклов лекций по дисциплинам «Конструкции и расчет горной крепи», «Тенденции и закономерности развития горной техники и технологии», «Теория и практика управления горным давлением», «Механика подземных сооружений», «Основы горной геомеханики» и др. Постоянно выступает с циклами лекций по проблемам горной науки и техники в ведущих университетах Украины, России, Польши, Югославии и др., а также в производственных объединениях по добыче угля в рамках переподготовки руководящих кадров горной промышленности.

Поддерживает научные связи с коллегами из России, Польши, Вьетнама, Болгарии, Канады, Югославии, Словакии и др. Полный кавалер знака «Шахтерская Слава», неоднократно награжден золотыми и серебряными медалями выставок ВДНХ СССР и УССР и т.д.

**Научно-педагогический коллектив ДонГТУ поздравляет  
проф. Г.Г. Литвинского со славным 70-летним юбилеем!**

## СОДЕРЖАНИЕ

### Раздел “Разработка полезных ископаемых”

<i>Литвинский Г.Г., Павлов Е.Е.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ ГЕОМЕХАНИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ВЗРЫВНОЙ РАЗГРУЗКИ ПОРОД В КРОВЛЕ ВЫРАБОТКИ .....	5
<i>Бабиюк Г.В., Диденко М.А.</i> ОСОБЕННОСТИ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ НАПРЯЖЕНИЙ В ПРИЗАБОЙНОЙ ЧАСТИ ВЫРАБОТКИ .....	16
<i>Корнеев С.В., Варченко Ю.Э., Авершин А.А., Тугай В.В.</i> ЭФФЕКТИВНОСТЬ АДАПТАЦИИ ЗАБОЙНЫХ СКРЕБКОВЫХ КОНВЕЙЕРОВ .....	28
<i>Ширин Л.Н., Корнеев С.В., Варченко Ю.Э., Тугай В.В.</i> МЕТОДИКА РАСЧЕТА ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ СИСТЕМЫ «УГОЛЬНЫЙ ПЛАСТ – КОМБАЙН - КОНВЕЙЕР» .....	35
<i>Окалелов В.Н., Фрумкин Р.А.</i> МЕТОДИКА УЧЕТА ОШИБОК ИСХОДНЫХ ДАННЫХ ПРИ ИНФОРМАЦИОННОМ ОБЕСПЕЧЕНИИ ПРОЦЕССА ПРОЕКТИРОВАНИЯ УГОЛЬНЫХ ШАХТ .....	41
<i>Кузьменко В.И.</i> ОЦЕНКА НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ РАЗЛИЧНЫХ КОНСТРУКЦИЙ СОЕДИНЕНИЙ ЛЕНТ ЛЕНТОЧНЫХ КОНВЕЙЕРОВ .....	47
<i>Денисенко В.П.</i> УСТАНОВЛЕНИЕ РАЗМЕРОВ ЗОНЫ ГАЗОВОГО ДРЕНИРОВАНИЯ В НАДРАБОТАННОМ МАССИВЕ С УЧЕТОМ ЛИТОЛОГИЧЕСКОГО СОСТАВА ПОРОД .....	57
<i>Нечепуренко М.С.</i> МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ГЕОМЕТРИЧЕСКОГО ПРЕОБРАЗОВАНИЯ ДВИЖЕНИЙ УПД .....	69
<i>Фесенко Н.С.</i> ПРОБЛЕМЫ ОПТИМИЗАЦИИ УПРАВЛЕНИЯ ШАХТНЫМИ ВЕНТИЛЯТОРАМИ ГЛАВНОГО ПРОВЕТРИВАНИЯ ПО КРИТЕРИЮ МИНИМУМА ЭНЕРГОЗАТРАТ .....	78

<i>Ларченко В.Г.</i> РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА СДВИЖЕНИЙ И ДЕФОРМАЦИЙ ГОРНЫХ ПОРОД ПРИ ОТРАБОТКЕ СВИТЫ ПОЛОГИХ ПЛАСТОВ .....	88
<i>Сятковский С.Л.</i> ОБЩИЕ ПОДХОДЫ И ОСНОВЫ КЛАССИФИКАЦИИ ВЫЯВЛЕНИЯ ОПАСНЫХ СВОЙСТВ УГОЛЬНЫХ ПЛАСТОВ.....	99
<i>Чирок А.П., Сятковский С.Л.</i> МОДЕЛЬ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО ОБМЕНА И ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ИМПУЛЬСНЫХ ПРОЦЕССОВ В МАССИВАХ ПОРОД ПРИ ВЕДЕНИИ ГОРНЫХ РАБОТ .....	108
<i>Рутковский Ю.А., Рутковский А. Ю., Подлипенская Л. Е.</i> ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ РЕЗОНАНСНЫХ КОЛЕБАНИЙ ДАВЛЕНИЯ ВО ВСАСЫВАЮЩЕЙ СИСТЕМЕ ПОРШНЕВОГО КОМПРЕССОРА НА НАПОЛНЕНИЕ ЦИЛИНДРА ВОЗДУХОМ.....	118
<i>Шкурский Е.Ф., Лисица В.Е.</i> ОЦЕНКА СТЕПЕНИ ИЗМЕНЕНИЯ ТЕКТОНИЧЕСКОЙ НАРУШЕННОСТИ ПОРОД УГЛЕНОСНОЙ ТОЛЩИ С ГЛУБИНОЙ В СЕВЕРНОЙ ЗОНЕ МЕЛКОЙ СКЛАДЧАТОСТИ ДОНБАССА .....	129
<i>Халимов В.В., Зотов В.А., Кириченко А.Т.</i> ПРОБЛЕМЫ ВЫСШИХ ГАРМОНИЧЕСКИХ СОСТАВЛЯЮЩИХ В ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЯХ ГОРНЫХ ПРЕДПРИЯТИЙ.....	139
<i>Аверин Г. А., Кирьязов П.Н., Доценко О. Г., Власюк А. В.</i> УСТАНОВЛЕНИЕ ПРОДОЛЖИТЕЛЬНОСТИ ОСЕДАНИЯ ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ НАД ВЫРАБОТАННЫМ ПРОСТРАНСТВОМ ЛАВ №352 И 353 Ш. ВОРОШИЛОВСКАЯ ГП «РОВЕНЬКИАНТРАЦИТ».....	145
<i>Подлипенская Л.Е., Хмелева А.В., Бубунец Ю.В., Долгопятенко С.И.</i> КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ДИНАМИЧЕСКИХ РЯДОВ МЕТАНОВЫДЕЛЕНИЯ ВЫЕМОЧНОГО УЧАСТКА ..	153
<i>Склепович К.З., Касьян С.И., Кизияров О.Л., Руденко А.Я.</i> НОВЫЙ СПОСОБ АНКЕРОВАНИЯ НЕУСТОЙЧИВОЙ КРОВЛИ НА СОПРЯЖЕНИИ ЛАВЫ С ПОДГОТОВИТЕЛЬНОЙ ВЫРАБОТКОЙ .....	161

## Раздел "Металлургия"

<i>Луценко В.А., Ершов В.М., Коваленко О.А.</i> ВЫБОР МЕТОДА УПРОЧНЕНИЯ РАЗДЕЛИТЕЛЬНЫХ ШТАМПОВ.....	171
<i>Петрушов С.Н., Русанов И.Ф., . Русанова Н.И. Тренеев Е.Т.</i> ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ТЕПЛА РАСКАЛЕННОГО КОКСА С ЦЕЛЬЮ ПОЛУЧЕНИЯ ДОБАВОК ДЛЯ АГЛОМЕРАЦИИ.....	180
<i>Заблодский Н.Н., Бизянов Е.Е., Зайцев И.С.</i> СОВРЕМЕННАЯ КОНЦЕПЦИЯ ПОСТРОЕНИЯ ИНФОРМАЦИОННОЙ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ КРУПНЫМ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИМ ПРЕДПРИЯТИЕМ .....	186
<i>Кузин А.В., Ярошевский С.Л., Ковальчик Р.В., Томаш А.А.</i> ОЦЕНКА ГРАНУЛОМЕТРИЧЕСКОГО СОСТАВА КОКСА И ПОРОЗНОСТИ В НИЖНЕЙ ЧАСТИ ДОМЕННОЙ ПЕЧИ .....	192
<i>Новохатский А.М., Михайлюк Г.Д.</i> МЕТОДИКА И ТЕХНИЧЕСКИЕ СРЕДСТВА ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ ГОРНА ДОМЕННОЙ ПЕЧИ .....	201
<i>Новохатский А.М., Михайлюк Г.Д., Карпов А.В., Тищенко О.М.</i> ЗВУКОПРОНИЦАЕМОСТЬ МАТЕРИАЛОВ АГЛОДОМЕННОГО ПРОИЗВОДСТВА.....	210
<i>Куберский С.В., Эссельбах С.Б., Эссельбах В.С., Семирягин С.В.</i> ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫЙ РЕАКТОР ДЛЯ ВНЕПЕЧНОЙ ДЕСУЛЬФУРАЦИИ ЧУГУНА ПРОЦЕССА РОМЕЛТ .....	219
<i>Коробко Т.Б.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ НДС ПРИ ОБРАЗОВАНИИ ГОФРА .....	227
<i>Пупков В.С.</i> СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ И НАПРАВЛЕНИЯ РАЗВИТИЯ ФИЛЬТРОВ С ПРОТИВОТОЧНОЙ РЕГЕНЕРАЦИЕЙ .....	234
<i>Ершов В.М.</i> ТЕРМИЧЕСКОЕ РАСШИРЕНИЕ ИНТЕРМЕТАЛЛИДНЫХ ФАЗ СИСТЕМЫ МЕДЬ-ГАЛЛИЙ ...	242
<i>Луцкий М.Б., Чичкан А.А., Гильдеев Р.А.</i> СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ДИСКОВ ПИЛ ГОРЯЧЕЙ РЕЗКИ СОРТОВОГО ПРОКАТА.....	248

<i>Сидоров В.А., Левченко О.А.</i> МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ПОДАЧИ АГЛОМЕРАЦИОННОГО ПИРОГА В ОДНОВАЛКОВУЮ ЗУБЧАТУЮ ДРОБИЛКУ .....	255
<i>Ведерников Н.И., Кучма С.Н., Стародубов С.Ю.</i> ТЕХНОЛОГИЯ ПОЛУЧЕНИЯ МАЛОГАБАРИТНЫХ ПРУТКОВ ИЗ СПЛАВА ЭП-977.....	263
<i>Ведерников Н.И., Пипкин Ю.В., Григорьев А.А.</i> УПРАВЛЕНИЕ КОЭФФИЦИЕНТОМ ТРЕНИЯ ПОКОЯ ПРИ УСТАНОВКЕ ЗАГОТОВОК НА ТОЧЕЧНЫЕ ОПОРЫ СТАНОЧНОГО ПРИСПОСОБЛЕНИЯ .....	269
<i>Ведерников Н.И., Лавренчук К.П., Омельченко А.А.</i> ПОНЯТИЕ ЦЕЛОСТНОСТИ БАЗЫ ПРИ ВЫЯВЛЕНИИ РАЗМЕРНЫХ СВЯЗЕЙ .....	279
<i>Шпаков В.А., Базарова Е.В.</i> О ТОЧНОСТИ НАНЕСЕНИЯ И ИЗМЕРЕНИЯ КООРДИНАТНЫХ СЕТОК .....	283
<i>Митичкина Н.Г., Бут А.Ю.</i> ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССА КОМБИНИРОВАННОЙ ВЫТЯЖКИ В ШТАМПАХ С ПОВОРОТНЫМИ ДИСКАМИ .....	293
<i>Божанова О.С., Смирнова І.В., Петрушов С.М., Семірягін С.В.</i> ОГЛЯД МЕТОДІВ ПЕРЕРОБКИ ВІДХОДІВ КОЛЬОРОВОЇ МЕТАЛУРГІЇ.....	305
<i>Лупанов Д.В., Попов Г.Н., Куберский С.В., Тринеев Е.Т.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА АГЛОМЕРАЦИИ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ В ШИХТЕ РАЗЛИЧНЫХ ВИДОВ ФЛЮСОВ .....	309
<i>Кузнецов Д.Ю., Васильев Д.Б., Куберский С.В.</i> ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ПРОЦЕССОВ НАСЫЩЕНИЯ КРЕМНИЕМ АВТОЛИСТОВЫХ СТАЛЕЙ ПРИ ВНЕПЕЧНОЙ ОБРАБОТКЕ ИХ НА УСТАНОВКЕ КОВШ-ПЕЧЬ .....	317
<i>Григорьев С.В., Русанова Н.В., Ершов В.М.</i> ПРИМЕНЕНИЕ ТЕРМОЭЛЕКТРИЧЕСКОГО МЕТОДА ДЛЯ СОРТИРОВКИ ПРОМЫШЛЕННЫХ СТАЛЕЙ .....	324

*Мисюра А.А., Еришов В.М.* АУСТЕНИТИЗАЦИЯ  
ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ БЫСТРОРЕЖУЩЕЙ СТАЛИ ПРИ  
ШЛИФОВАНИИ ..... 330

*Давыдов И.Е., Ракова И.В., Филимонов И.Г., Луцкий М.Б. Луценко В.А.*  
ТЕРМИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА ЛИСТОВОГО ПРОКАТА ПО  
РЕЖИМУ НОРМАЛИЗАЦИИ С ПРОКАТНОГО НАГРЕВА В  
ПРОХОДНОЙ РОЛИКОВОЙ ПЕЧИ НА СТАНЕ 2250 ..... 337

### **Раздел "Строительство"**

*Пермяков В.О., Білик С.І, Усенко М.В., Усенко В.М.* ПОРІВНЯННЯ  
МЕТОДИК РОЗРАХУНКУ ЦЕНТРАЛЬНО СТИСНУТИХ  
ТОНКОСТІННИХ СТЕРЖНІВ ВІДКРИТОГО ПЕРЕРІЗУ за  
згинально-крутильною формою втрати стійкості ..... 351

*Иванов А.П., Антошина Т.В.* ИЗУЧЕНИЕ РАБОТЫ ПЛАСТИН,  
ПРЕДВАРИТЕЛЬНО НАПРЯЖЕННЫХ ЛОКАЛЬНЫМ  
ТЕРМИЧЕСКИМ ВОЗДЕЙСТВИЕМ, НА СЖАТИЕ ..... 361

*Симонова И.Н., Долголаптев В.М., Николаева Е.К., Симонов С.И.*  
«ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНЫЕ ЗДАНИЯ» КАК НОВОЕ  
НАПРАВЛЕНИЕ В СТРОИТЕЛЬСТВЕ ..... 367

*Симонова И.Н., Долголаптев В.М., Николаева Е.К., Симонов С.И.*  
ПУТИ СНИЖЕНИЯ ЭНЕРГОЗАТРАТ ЖИЛЫХ ЗДАНИЙ  
НА СТАДИИ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ..... 376

*Емец Е.В.* АНАЛИЗ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ  
НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ  
ИЗГИБАЕМЫХ ЭЛЕМЕНТОВ ..... 384

### **Раздел "Электротехника. Радиотехника"**

*Заблодский Н.Н., Лупанов А.В.* МЕТОДИКА РАСЧЁТА  
МАГНИТНОЙ ЦЕПИ ПОГРУЖНОГО  
ПОЛИФУНКЦИОНАЛЬНОГО ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОГО  
ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ ЭНЕРГИИ ..... 395

*Заблодский Н.Н., Квасов В.А.* ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЙ БАЛАНС  
ПОЛИФУНКЦИОНАЛЬНОГО ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОГО  
ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ КАК ЕДИНОЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ  
СИСТЕМЫ ..... 403



<i>Бондаренко А.Ф.</i> МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ФОРМИРОВАТЕЛЯ ИМПУЛЬСОВ ДЛЯ КОНТАКТНОЙ МИКРОСВАРКИ СО СПЕЦИАЛЬНЫМ ЗАКОНОМ ИЗМЕНЕНИЯ МОЩНОСТИ .....	408
<i>Глебин А.Г., Саратовский Р.Н., Ушаков В.И., Кобец Д.В.</i> РЕГУЛИРУЕМЫЙ РЕЗОНАНСНЫЙ ИНВЕРТОР ТОКА С САМОВОЗБУЖДЕНИЕМ .....	419
<i>Морозов Д.И., Андреева Н.И., Уманская Л.И.</i> МОДЕЛЬ НЕПРИВЕДЕННОЙ АСИНХРОННОЙ МАШИНЫ В ПРОСТРАНСТВЕ РЕАЛЬНЫХ ФАЗОВЫХ КООРДИНАТ .....	427
<i>Комісаренко О.І., Михайлова Л.Ф., Кушнір О.В., Жученко Н. О.</i> ДОСЛІДЖЕННЯ МОДЕЛІ ДУГОВОГО КОМУТАТОРА ГІБРИДНОГО АПАРАТУ .....	434
<i>Полилов Е.В., Солдатенко Н. А.</i> СТРУКТУРНЫЙ СИНТЕЗ СИСТЕМ ОПТИМАЛЬНОГО РЕЛЕЙНОГО УПРАВЛЕНИЯ ОБРАТНЫМ МАЯТНИКОМ В ФАЗОВОМ ПРОСТРАНСТВЕ ИСХОДНЫХ КООРДИНАТ .....	442
<i>Потапов В. Д., Тофан Т. А.</i> АВТОМАТИЗИРОВАННАЯ ИДЕНТИФИКАЦИЯ СТРУКТУРЫ И ПАРАМЕТРОВ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ОБЪЕКТОВ УПРАВЛЕНИЯ.....	452
<i>Мурга В.В., Мурга Е.В.</i> ДИНАМИКА ПОЛЯРИЗАЦИИ АКТИВНЫХ ЦЕНТРОВ ТВЕРДОТЕЛЬНЫХ ЛАЗЕРОВ ПРИ ИМПУЛЬСНОМ ВОЗБУЖДЕНИИ.....	459
<i>Кобец Д.В., Бибченко И.С., Рябко Ю.М.</i> ПОСТРОЕНИЕ МОДЕЛИ МИКРОПРОЦЕССОРНОЙ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ VLDC ДВИГАТЕЛЕМ СРЕДСТВАМИ САПР .....	464
<i>Антропов И.И.</i> ВЛИЯНИЕ РЕЖИМА ЛАЗЕРНОЙ ПОВЕРХНОСТНОЙ ОБРАБОТКИ СТАЛЕЙ НА КОРРОЗИОННУЮ СТОЙКОСТЬ .	470
ТРЕБОВАНИЯ К РУКОПИСЯМ НАУЧНЫХ СТАТЕЙ .....	475
К 70-летию проф. Литвинского Г.Г. ....	478

## НАУКОВЕ ВИДАННЯ

### ЗБІРНИК НАУКОВИХ ПРАЦЬ ДОНБАСЬКОГО ДЕРЖАВНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ

#### Випуск 27

##### *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,  
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. Паєранд – канд. техн. наук,  
С.А. Скомська – секретар редакційної колегії

Комп'ютерна верстка Н.Б. Трофімова

---

Підп. до друку 18/11.08. Формат 60×84<sup>1</sup>/<sub>16</sub>. Папір офс.  
Друк RISO. Ум.друк.арк. 28.4 Зам. № 742 Наклад 100 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