

**МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ  
И НАУКИ, МОЛОДЕЖИ И СПОРТА УКРАИНЫ**

# **СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ**

**Выпуск 33**

**ДОНБАССКОГО  
ГОСУДАРСТВЕННОГО  
ТЕХНИЧЕСКОГО  
УНИВЕРСИТЕТА**

**Алчевск 2011**

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ,  
МОЛОДЕЖИ И СПОРТА УКРАИНЫ

**СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ  
ДОНБАССКОГО ГОСУДАРСТВЕННОГО  
ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА**

Выпуск 33

Алчевск  
2011

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

**ББК Ия 54 + КЗя54 + Ня 54**

**С 41**

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

*Свидетельство Госкомтелерадио Украины о регистрации  
серия КВ, № 10307, от 27.12.2005*

*Рекомендовано ученым советом и редакционной коллегией ДонГТУ  
(Протокол № 3 от 29 марта 2011 г.)*

***Главный редактор***

**Заблюдский Н.Н. – докт. техн. наук**

***Редакционная коллегия:***

А.И. Акмаев – докт. экон. наук,  
С.Н. Петрушов – докт. техн. наук,  
А.М. Новохатский – докт. техн. наук,  
Г.Г. Литвинский – докт. техн. наук,  
Р.А. Фрумкин – докт. техн. наук,  
Г.В. Бабиюк – докт. техн. наук,  
Г.И. Гайко – докт. техн. наук,  
Н.К. Клишин – докт. техн. наук,  
А.Ф. Борзых – докт. техн. наук,  
П.Н. Должиков – докт. техн. наук,  
З.Л. Финкельштейн – докт. техн. наук,  
В.Д. Лущик – докт. техн. наук,  
С.В. Корнеев – докт. техн. наук,  
В.А. Ульшин – докт. техн. наук,  
А.И. Давиденко – докт. техн. наук,  
Г.Я. Дрозд – докт. техн. наук,  
В.Н. Ульяницкий – канд. техн. наук,  
Ю.Э. Паэранд – канд. техн. наук,  
С.А. Скомская – секретарь редакционной коллегии

**Сборник научных трудов Донбасского государственного  
технического университета. Вып. 33 – Алчевск: ДонГТУ, 2011 – 421 с.**

**ISSN 2077-1738**

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

Для научных сотрудников, аспирантов, студентов высших учебных заведений.

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

ББК Ия 54 + КЗя54 + Ня 54

**ISSN 2077-1738**

© ДонГТУ, 2010

© дизайн обложки, Н.В. Чернышова, 2009

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

**РАЗРАБОТКА  
ПОЛЕЗНЫХ  
ИСКОПАЕМЫХ**



*д.т.н. Окалелов В.Н.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **МЕТОД ОГРАНИЧЕННОГО ПЕРЕБОРА ВАРИАНТОВ СЕТЕЙ ГОРНЫХ ВЫРАБОТОК ПРИ ИХ СТОИМОСТНОЙ ОЦЕНКЕ**

*Наведено обґрунтування методики визначення оптимальних варіантів мереж гірничих виробок.*

*Ключові слова: мережа гірничих виробок, оптимальні варіанти.*

*Приведено обоснование методики определения оптимальных вариантов сетей горных выработок.*

*Ключевые слова: сеть горных выработок, оптимальные варианты.*

При выборе оптимального варианта сети горных выработок необходимо, чтобы функционирование каждой из них в отдельности обеспечивалось с минимальными эксплуатационными и капитальными затратами в заданных геологических условиях. В этом случае резко увеличивается число расчетных подвариантов для каждого варианта сети горных выработок.

Например, если принять общее число выработок 10 и 2 различных способа их проведения, то количество расчетных вариантов только по этому показателю составит около 1030, т.е. обостряется проблема размерности. Для ее разрешения предложен метод ограниченного перебора вариантов СГВ при их стоимостной оценке. Он предусматривает предварительный поиск оптимальных сочетаний технологических факторов, обеспечивающих минимальные значения стоимостных показателей для каждой выработки, а затем уже нахождение оптимального варианта СГВ. В математическом смысле задача ставится следующим образом.

Пусть имеется техническая система (выработка), свойства которой описываются морфологическими классами.

$$\begin{aligned} x(1) &= \{x_{11}, x_{12}, \dots, x_{1n_1}\} \\ x(2) &= \{x_{21}, x_{22}, \dots, x_{2n_2}\} \\ &\dots\dots\dots \\ x(m) &= \{x_{m1}, x_{m2}, \dots, x_{mn_m}\}. \end{aligned} \tag{1}$$

Сформированное с помощью морфологического анализа морфологическое пространство  $\Lambda$  содержит векторы

$$y = (x_{1k_1}, x_{2k_2}, \dots, x_{mk_m}). \quad (2)$$

Его элементы (признаки) берутся из различных классов.  
 задается целевая функция

$$Z = F(a_1, a_2, \dots, a_n), \quad (3)$$

аргументы которой определены на множестве векторов пространства  $\Lambda$ , т.е.  $a_i = G_i(y)$ .

Требуется найти такой вектор  $y^* \in \Lambda$ , при котором целевая функция  $Z$  имеет экстремум (наименьшее или наибольшее значение).

Основная идея метода решения этой задачи заключается в пошаговом приближении к экстремуму. На первом шаге фиксируются все признаки вектора  $y$ , кроме первого, принадлежащего классу  $x(1)$ . Далее путем перебора  $x_{1i}$  выбирается тот признак, при котором целевая функция имеет экстремальное значение, т.е.

$$F_1(x_{1*}) = \min(\max) F(y), \quad x_{1i} \in x(1). \quad (4)$$

На следующих шагах из класса  $x(1)$  берется только признак  $x_{1*}$ .

Второй шаг предусматривает фиксацию всех элементов, кроме  $x_{2i}$  и определяется оптимальный элемент  $x_{2*}$

$$F_2(x_{2*}) = \min F(y), \quad x_{2i} \in x(2). \quad (5)$$

На последующем  $k$ -ом шаге фиксируются все признаки, кроме  $x_{ki}$ , причем предыдущие  $(k-1)$  признаки вектора  $y$  принимаются оптимальными, выбранными на предшествующих шагах. Определяем по аналогии оптимальный признак

$$x_{k*} = F_k(x_{k*}) = \min F(y), \quad x_{ki} \in x(k). \quad (6)$$

На шаге  $m$  выбираем по аналогии оптимальный признак  $x_{m*}$ . В результате получаем оптимальный вектор  $y^* = (x_{1*}, x_{2*}, \dots, x_{m*})$ , обеспечивающий минимум (максимум) целевой функции  $Z$  и состоящий из оптимальных признаков

$$Z_{\min(\max)} = F(y_*) = \min(\max)F(y), \quad x_{li} \in A. \quad (7)$$

Предложенный метод позволяет существенно сократить количество оценок вариантов, поскольку оно определяется по формуле

$$N_{o1} = \sum_{i=1}^m n_i, \quad (8)$$

а не по формуле  $N_o = \prod_{i=1}^m n_i$ , в которой учитывается произведение  $n_i$ .

Он имеет определенную область применения, которая зависит как от вида целевой функции, так и характера зависимостей ее значений от элементов различных классов. В связи с этим его использование возможно в следующих случаях:

а) целевая функция сепарабельна

$$Z = \sum_{i=1}^m f_i(a_i), \text{ а} \quad (9)$$

$$f_i(a) = f_i(g_i(x(i))), \quad (10)$$

тогда 
$$Z_{\min} = \sum_{i=1}^m \min f_i(a_i) = \sum_{i=1}^m f_i(g_i(x_{i*})); \quad (11)$$

б) 
$$Z = \prod_{i=1}^m f_i(a_i). \quad (12)$$

При выполнении условия (10)

$$Z_{\min} = \prod_{i=1}^m \min f_i(a_i); \quad (13)$$

в) 
$$Z = F(a_1, a_2, \dots, a_m). \quad (14)$$

При выполнении условия (10) целевая функция является монотонной относительно каждой из переменных  $a_1, \dots, a_m$  в области изменения элементов, определенной векторами  $y \in \Lambda$ ;

г) наиболее общее условие применения, когда выполняются условия (10) и (14), а целевая функция обладает тем свойством, что критические точки по ее частным производным и знаки производных не зависят от других переменных, т.е. решение уравнения  $dZ/da_i = 0$  в области задания  $a_1, \dots, a_m$  не зависят от  $a_k$  при  $k \neq i$ .



В этом случае

$$\begin{aligned} Z_{\min} &= \min(\min \dots (\min F(y)) \dots) \\ x_{\min} &\in x(m); x_{(m-1)} \in x_{(m-1)}; x_{1i} \in x(1). \end{aligned} \quad (15)$$

Например, целевая функция является номиналом относительно  $a_1, \dots, a_m$ , при условии, что все коэффициенты номинала положительны;

д) рассмотренное выше условие может быть расширено в случае, когда

$$Z = F(a_1, a_2, \dots, a_S), \quad (16)$$

где каждый морфокласс определяет (без влияния других морфоклассов) один или несколько коэффициентов  $a_i$ .

Критические точки целевой функции по переменным  $a_i$  не зависят от тех переменных  $a_j$ , которые определяются элементами других классов  $x$ .

Рассмотренные условия применения метода ограниченного перебора вариантов показывают, что он может применяться для выбора оптимальных решений в частных случаях, когда целевая функция учитывает один вид затрат. Например, выбор оптимальной технологии проведения выработки по стоимости ее сооружения, способа охраны – по стоимости поддержания, средств основного транспорта – по затратам на доставку горной массы и т.д.

В тех же случаях, когда для оптимизации применяется комплексная целевая функция, учитывающая разнородные виды затрат, указанный метод не применим из-за нарушения пунктов г) и д).

Поэтому для расширения области применения данного метода была разработана его модифицированная версия. Ее сущность заключается в следующем.

$$\text{Пусть} \quad Z = F(a_1, a_2, \dots, a_S, a_{S+1}, \dots, a_{S+e}), \quad (17)$$

где при фиксированных  $a_{S+1}, \dots, a_{S+e}$  функция  $F$  и  $a_1, a_2, \dots, a_S$  удовлетворяют условию (10) и пункту д).

Тогда вначале находится оптимальное значение  $x_{1*}, x_{2*}, \dots, x_{S*}$  по методу ограниченного перебора. Затем определяются остальные  $e$  переменные по методу полного перебора  $x_{(S+1)}, \dots, x_{(S+e)}$ .

Если имеется несколько групп таких переменных  $\rho$ , то задача решается аналогично. При этом полный перебор производится только по каждой группе в отдельности при фиксированных значениях переменных других групп.

Количество оцениваемых вариантов в этом случае равно

$$N_{o2} = \sum_{i=1}^S n_i + \prod_{i=S+1}^{S+e} n_i . \quad (18)$$

Эффективность разработанных методов была проверена на регрессионных моделях укрупненных стоимостных показателей, по которым ранее были разработаны соответствующие распознающие системы и уравнения [1].

Для этого в результате полного перебора всех сочетаний учетных в моделях факторов были установлены оптимальные значения стоимостных показателей для различных видов горных работ. Затем эти же значения показателей были определены по изложенным выше методам и при этом было подсчитано количество выполняемых оценочных расчетов (циклов). Полученные результаты приведены в таблице.

Таблица – Результаты оценки количества циклов оценочных расчетов

Массив	Количество циклов расчетов			Коэффициент уменьшения циклов оценочных расчетов
	$N_o$	$N_{o1}$	$N_{o2}$	
1	48	-	-	-
2	288	-	-	-
3	180	-	26	6,9
4	288	-	38	7,6
5	432	-	54	8,0
6	64	-	12	5,3
7	924	-	84	11,0
8	243	15	-	16,2
9	792	32	-	24,8
10	81	12	-	6,8
11	81	12	-	6,8
12	108	13	-	8,3

Продолжение таблицы

Массив	Количество циклов расчетов			Коэффициент уменьшения циклов оценочных расчетов
	$N_o$	$N_{o1}$	$N_{o2}$	
13	972	19	-	51,2
14	972	19	-	51,2
15	162	14	-	11,6
16	972	19	-	51,2
17	162	24	-	6,15
18	162	24	-	6,75
19	486	27	-	18,0
20	36	10	-	3,6
21	864	-	21	41,1
22	36	10	-	3,6
23	108	13	-	8,3
24	81	-	-	-
25	243	-	84	2,9
26	216	15	-	14,4
27	216	15	-	14,4
28	324	16	-	20,20
29	972	19	-	51,2
30	144	14	-	10,3
31	324	-	-	-
32	864	-	-	-
33	90	33	-	2,7

Приведенные в ней данные показывают, что предложенные методы наиболее эффективны при больших количествах вариантов, сформированных по методу сплошного перебора. Для них коэффициент снижения трудоемкости расчетов превышает 40, т.е. количество циклов расчетов уменьшается не менее, чем в 40 раз. В то же время было установлено, что оба предложенных метода не применимы в случаях, когда имеются взаимосвязи между элементами различных классов, отражающиеся на значениях целевой функции. Например, в случае, когда лучший вариант по затратам на поддержание, при варьировании элементов одного класса, не является лучшим по затратам на проведение при варьировании элементов другого класса при фиксированном значении первого.

Поиск оптимального варианта в этом случае возможен только в результате их полного перебора.

#### **Библиографический список**

*1. Окалелов В.Н. Методика прогнозирования укрупненных стоимостных показателей горных работ в условиях рынка / В.Н. Окалелов // Уголь Украины. – 2001. – № 10. – С. 44-46.*

*д.т.н. Литвинский Г.Г.,  
к.т.н. Касьянов В.А.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **СКВАЖИННАЯ ИНТРОСКОПИЯ ГОРНОГО МАССИВА – ТЕОРИЯ И МОДЕЛИ**

*Розглянуто задачу визначення міри неоднорідності гірського масиву методом свердловинної інтроскопії. Отримано основне рівняння залежності показників інтроскопа від відстані до контакту різних середовищ або тріщини. Дана оцінка нормованого показника неоднорідності масиву за даними свердловинної інтроскопії.*

**Ключові слова:** *гірський масив, інтроскопія, неоднорідність, тріщина, теорія інтроскопії, моделювання масиву, показник неоднорідності порід.*

*Рассмотрена задача определения степени неоднородности горного массива методом скважинной интроскопии. Получено основное уравнение зависимости показаний интроскопа от расстояния до контакта различных сред или трещины. Дана оценка нормированного показателя неоднородности массива по данным скважинной интроскопии.*

**Ключевые слова:** *горный массив, интроскопия, неоднородность, трещина, теория интроскопии, моделирование массива, показатель неоднородности пород.*

Современный уровень развития науки о механических процессах в горном массиве требует достоверных и представительных данных о его свойствах и структурных особенностях. Как правило, строение горного массива, которое формировалось длительный исторический период под переменным воздействием внешнего давления, температуры и других факторов орогенезиса, отличается большой сложностью ввиду наличия в нём неоднородностей различного происхождения, формы и свойств. Это чрезвычайно затрудняет оперативное и достоверное решение сложных задач информационного обеспечения эффективного и безопасного ведения горных работ, строительства и эксплуатации подземных сооружений. Поэтому так важно для горной науки и практики изучение природы, строения и пространственно-временной изменчивости структурных неоднородностей и разной природы физических полей в массиве при ведении горных работ.

К числу перспективных методов изучения неоднородностей массива следует отнести быстро развивающийся метод интроскопии (лат. intro — внутри, др.-греч. σκοπέω — смотрю; дословно «внутри видение») — неразрушающее исследование внутренней структуры, как правило, оптически непрозрачных сред и протекающих в них процессов с помощью различных физических полей (ультразвуковых и сейсмических волн, электромагнитного излучения, постоянного и переменного электромагнитного поля и потоков элементарных частиц и др.). Объектом исследования интроскопии являются горный массив, слагающие его горные породы и находящиеся в них неоднородности искусственного и естественного происхождения.

Интроскопия горных массивов в отечественной науке развивалась с середины XX века в ряде исследовательских и учебных институтов (МГИ, ВНИМИ, КузПИ, ИГТМ, КазПИ, ДПИ, КГМИ и др.), особенно большой вклад в её развитие был сделан в МГИ [1-3 и др.]. Однако, несмотря на достигнутые успехи в становлении скважинной интроскопии горных пород, до настоящего времени не получили должное теоретическое обоснование методы изучения неоднородностей массива, обусловленные трещинами, слоевыми контактами и местными разрушениями массива вокруг выработок при использовании пассивных способов фиксации изменения пространственных полей в массиве [4 и др.].

Цель настоящего исследования – разработка теоретического обоснования скважинной интроскопии массива горных пород, основанной на фиксации «отклика» неоднородностей массива при распространении физических полей разной природы. Основная идея исследования состоит в том, чтобы построить математическую модель изменения показаний датчика интроскопа при его перемещении вдоль скважины в присутствии элементарной неоднородности типа контакта и распространить её на более сложные случаи неоднородностей (трещиноватость, слоистость, наличие включений, пустот и пр.).

Задача данной работы – установить основные теоретические положения обнаружения неоднородностей типа трещин скважинным интроскопом, измеряющего вдоль скважины физические поля в горной породе (диэлектрическую или магнитную проницаемость, электросопротивление, теплоёмкость, скорость распространения различных волн, коэффициенты отражения пород и т.д.). Интроскоп состоит из датчика 1, который перемещают в массиве по скважине (шпуру) 2, и регистрирующего прибора 3, связанного с датчиком кабелем 4 с помощью штанги 5 (рисунок 1). По мере перемещения по шпуру 2 датчик пересекает неоднородности 6. Необходимо построить функцию «отклика» датчика в зоне влияния неоднородности 6, т.е. как будут изменяться показания датчика при изменении расстояния до трещины.

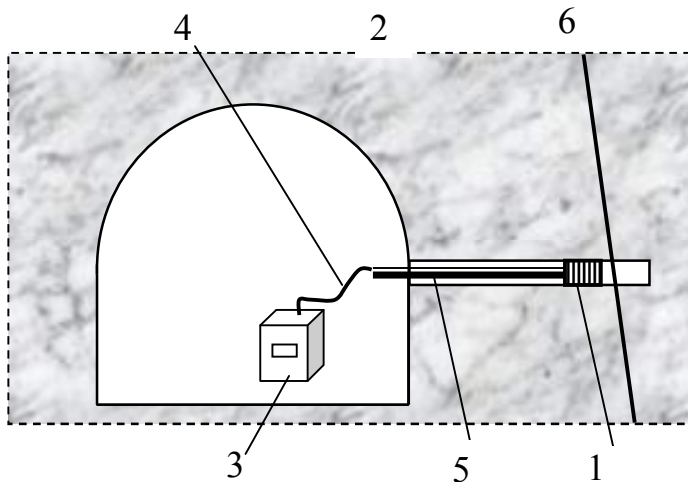


Рисунок 1 – Скважинный интроскоп горных пород [4]

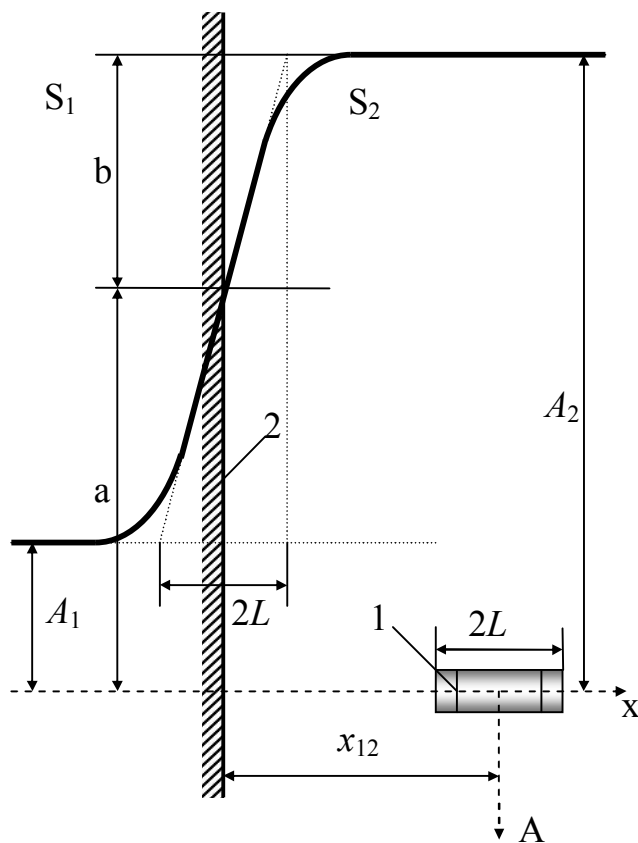


Рисунок 2 – Расчетная схема для определения показаний интроскопа на контакте двух сред

Для этого рассмотрим простую модель взаимодействия датчика с трещиной, которую расположим перпендикулярно скважине. Задача заключается в нахождении аналитических зависимостей, связывающих показания прибора с параметрами измеряемой неоднородности.

Пусть датчик 1 интроскопа расположен в среде  $S_1$  на расстоянии по нормали  $x_{12}$  от контакта 2 со средой  $S_2$  (рисунок 2). Начало координат разместим в центре датчика интроскопа, а длину электроёмкостного преобразователя обозначим  $2L$ . Если датчик окажется в среде  $S_1$ , его показания будут равны  $A_1$  и, соответственно, в среде  $S_2$  показания изменятся до уровня  $A_2$ . Если постепенно передвигать датчик вдоль скважины из первой среды в другую, то его показания должны изменяться по плавной кривой, причём при размещении на контакте 2 показания датчика будут равны полусумме показаний  $(A_1 + A_2)/2$ .

Введём координаты  $x - A$  для построения графика зависимости показаний интроскопа  $A$  от рас-

стояния  $x$  между центром датчика и плоскостью контакта сред. Исходя из физических соображений о виде и основных свойствах такого графика, можно априори судить об изменении показаний датчика в скважине.

Кривая показаний должна иметь две горизонтальные асимптоты, расстояние между которыми по нормали равно разности показаний прибора в каждой из сред  $(A_1 - A_2)$ , а её угол наклона к оси  $x$  должен быть максимальным на плоскости контакта.

Наиболее простым аналитическим выражением для такой кривой является гиперболический тангенс. Таким образом, показания интроскопа  $A_{12}$ , когда его датчик размещён в среде  $S_1$  вблизи контакта со средой  $S_2$  можно представить зависимостью:

$$A_{12} = a_{12} + b_{12} \cdot th(\alpha_{12} \cdot x_{12}), \quad (1)$$

где  $a_{12}$  – размерная постоянная (1/м), численно равная показанию интроскопа, когда центр его датчика совмещён с контактом сред  $A_1$  и  $A_2$ :

$$a_{12} = (A_1 + A_2) / 2; \quad (2)$$

$b_{12}$  - максимальная полуразность показаний интроскопа в двух средах:

$$b_{12} = (A_1 - A_2) / 2; \quad (3)$$

$A_1, A_2$  - показания интроскопа соответственно в средах  $S_1$  и  $S_2$ , на бесконечном удалении от их контакта;

$\alpha_{12}$  - модуль чувствительности интроскопа:

$$\alpha_{12} = \frac{1}{b_{12}} \cdot \left. \frac{\partial A_{12}}{\partial x_{12}} \right|_{x_{12}=0}. \quad (4)$$

В правомерности предложенных зависимостей можно убедиться, проверив выполнение граничных условий, вытекающих из физической сути задачи

$$A_{12} = \begin{cases} A_1; & x_{12} \rightarrow -\infty; \\ \frac{A_1 + A_2}{2}; & x_{12} \rightarrow 0; \\ A_2; & x_{12} \rightarrow +\infty. \end{cases} \quad (5)$$

Правильность закономерности (1) подтверждается сопоставлением теоретической кривой, рассчитанной по формуле



$A(x) = 2447 + 4,5 \cdot th(60 \cdot x)$ , и экспериментальных показаний интроскопа в кварцевом песке (рисунок 3).

Рассмотрим подробнее смысл показателя  $\alpha_{12}$ , который существенным образом влияет на результаты измерений. Согласно (4), после подстановки значения производной, получим:

$$\alpha_{12} = \frac{1}{b_{12}} \cdot \frac{\partial A_{12}}{\partial X_{12}} = \frac{1}{b_{12}} \cdot \frac{\Delta A}{\Delta X} = \frac{2}{A_2 - A_1} \cdot \frac{A_2 - A_1}{2 \cdot L_3} = \frac{1}{L_3}, \quad (6)$$

где  $L_3$  - половина длины эффективной зоны чувствительности датчика интроскопа, м.

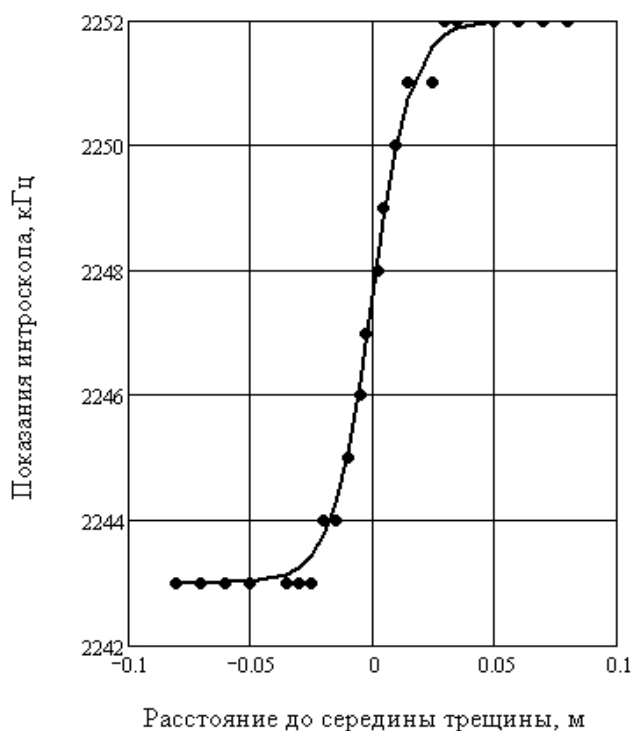


Рисунок 3 – Зависимость изменения показаний интроскопа при переходе датчика из сухого песка в

Из рисунков 1 и 3 следует геометрический смысл эффективной полудлины  $L_3$  - это горизонтальная проекция касательной, проведённой к кривой показаний интроскопа в точке перегиба. Следует заметить, что длина датчика интроскопа  $2L_{и}$  в общем случае не обязательно совпадает с его эффективной длиной  $2L_3$ . Физический смысл этого параметра в том, что он характеризует протяжённость зоны чувствительности датчика по его длине. Следовательно, параметр  $L_3$  полностью определяется конструктивными размерами датчика интроскопа и является постоянной величиной для данного прибора. Это даёт возможность определять

величину модуля ещё на стадии проектирования прибора. Данное теоретическое положение подтверждается прямыми экспериментальными замерами (рисунок 3).

Из предложенных зависимостей (1-3) следуют очевидные соотношения симметрии и антисимметрии введённых параметров:

$$a_{12} = a_{21}, \quad b_{12} = -b_{21}, \quad \alpha_{12} = -\alpha_{21}.$$

Отсюда непосредственно вытекает формула для вычисления показаний интроскопа  $A_{21}$ , когда его датчик размещён в среде  $S_2$  вблизи контакта со средой  $S_1$ :

$$A_{21} = a_{12} - b_{12} \cdot th(\alpha_{12} \cdot x_{12}). \quad (7)$$

При выводе формул (1-3) принято, что показания интроскопа линейно зависят от физических свойств среды (диэлектрической проницаемости, магнитной восприимчивости и др.), т.е. постулируется принцип суперпозиции. Поэтому при разработке конструкции ЭП и датчика интроскопа необходимо стремиться к выполнению этого условия. Если же конструкция прибора не даёт такой линейной связи, то следует перейти

(путём пересчёта или соответствующей тарировки) от относительных показаний регистрирующего прибора к реальным физическим параметрам среды.

Рассмотрим более общий случай, когда датчик расположен вблизи двух параллельных контактов трёх различных сред (рисунок 4). Для определённости, на рисунок 4 показаны электроёмкостный преобразователь 1 и трещина, расположенная между двумя контактами: 2 – контакт сред  $S_1$  и  $S_2$ ; и 3 – контакт сред  $S_2$  и  $S_3$ .

Исходя из принципа суперпозиции, показания прибора будут определяться формулой:

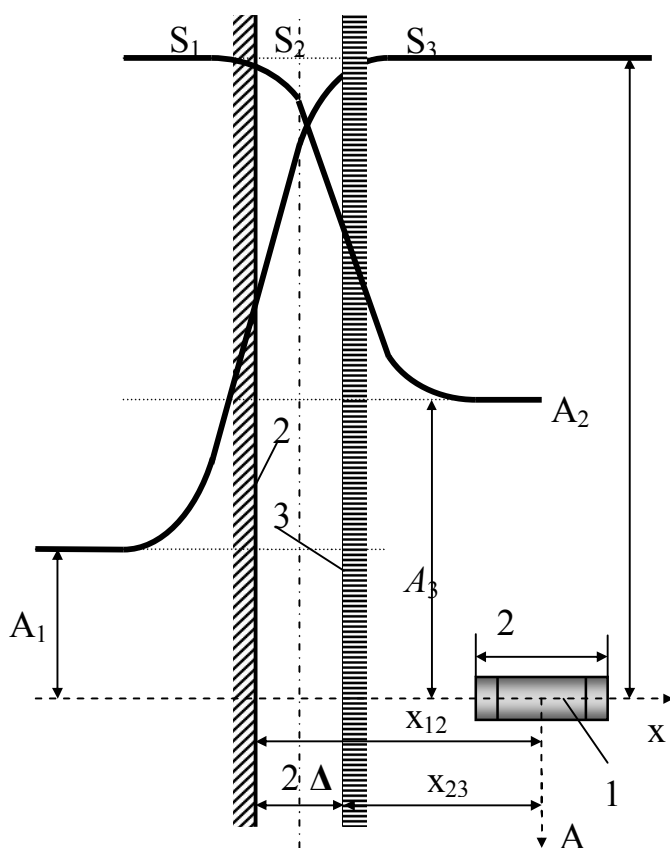


Рисунок 4 – Расчётная схема для определения показаний интроскопа в трещиноватом массиве

$$A_{12(3)} = A_{12}(x_{12}) + A_{23}(x_{23}) - A_2, \quad (8)$$

где  $A_{12(3)}$  - показания прибора при размещении датчика в одной из трёх сред  $S_i$  (в скобки взят индекс  $i=1,2,3$  той среды, в которой находится датчик). Подставляя (1) в (8), получим

$$A_{12(3)} = a_{13} + b_{12} \cdot th(\alpha_{12} \cdot x_{12}) + b_{23} \cdot th(\alpha_{23} \cdot x_{23}). \quad (9)$$

Проверка выполнения граничных условий подтверждает правильность полученных соотношений:

$$\begin{aligned} A_{(1)23} &= A_1 \quad \text{при} \quad x_{12} \rightarrow -\infty; x_{23} \rightarrow -\infty; \\ A_{1(2)3} &= A_2 \quad \text{при} \quad x_{12} \rightarrow +\infty; x_{23} \rightarrow -\infty; \\ A_{12(3)} &= A_3 \quad \text{при} \quad x_{12} \rightarrow +\infty; x_{23} \rightarrow +\infty. \end{aligned}$$

Наибольший интерес, с практической точки зрения, представляет расположение трещины заданной ширины  $2\Delta$  в однородной среде, что сводится к подстановке в (9) равенства  $A_3 = A_1$ .

$$A_{123} = A_1 + b_{12} \cdot [th(\alpha_{12} \cdot X_{12}) - th(\alpha_{12} \cdot X_{23})]. \quad (10)$$

Если датчик интроскопа установить по центру трещины шириной  $2\Delta$ , получим формулу

$$A_m = A_1 + (A_2 - A_1) \cdot th(\alpha_{12} \cdot \Delta). \quad (11)$$

Для трещины разной ширины граничные условия будут

$$A_m = \begin{cases} A_1 & \Delta = 0 \\ A_2 & \text{при} \quad \Delta = \infty \end{cases},$$

где  $A_m$  - показания прибора в центре трещины.

Из формулы (11) можно получить зависимость для определения полуширины раскрытия трещины при прямых замерах в шпурах:

$$\Delta = L_3 \cdot Arth\left(\frac{\Delta A_m}{\Delta A_2}\right),$$

или, используя формулу

$$Arth(x) = \frac{1}{2} \cdot \ln\left(\frac{1+x}{1-x}\right),$$

получим после несложных преобразований

$$\Delta = L_3 \cdot \ln \sqrt{\frac{\Delta A_2 + \Delta A_m}{\Delta A_2 - \Delta A_m}}, \quad (12)$$

где  $\Delta A_2 = A_2 - A_1$ ;  $\Delta A_m = A_m - A_1$ , а  $A_1, A_2$  - показания прибора в массиве горных пород  $S_1$  и в заполнителе трещины  $S_2$  соответственно.

Таким образом, получили зависимость показаний интроскопа с эффективной полушириной  $L_3$  датчика, помещённого в центре трещины, при изменении её раскрытия  $\Delta$ , когда предельные показания интроскопа равны  $A_m = 1$  (трещина  $\Delta \gg L_3$ ) и  $A_m = 0$  (массив горных пород,  $\Delta = 0$ ).

Анализ показывает, что вплоть до значений  $\Delta/L_3 < 0,5$  наблюдается почти линейная зависимость показаний прибора  $A$  от ширины раскрытия трещины. Это существенно упрощает расшифровку показаний прибора, особенно когда при вычислениях использовать относительные (нормированные) значения показаний прибора

$$P(x) = \frac{A(x) - A_1}{A_2 - A_1}; \quad 0 \leq P(x) \leq 1, \quad (13)$$

где  $A(x)$  – текущее показание прибора.

Для линейных величин (координаты, размеры) целесообразно ввести нормированные их значения в единицах эффективной полуширины  $L_3$ :

$$\bar{x} = x / L_3. \quad (14)$$

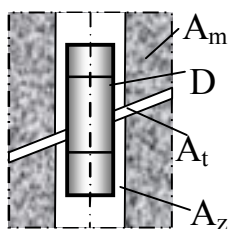
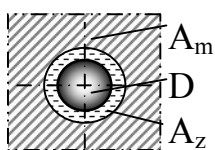


Рисунок 5 – Параметры измерений «датчик-массив»

Производя разложение зависимости (12) по малому параметру и оставив линейные члены, получим линейную зависимость между искомыми величинами и формулу для определения ширины  $\Delta$  трещины

$$\Delta = L_3 \frac{A_m - A_1}{A_2 - A_1} = L_3 P_m, \quad (15)$$

где  $P_m$  – относительное показание прибора при установке датчика в центре трещины.

При вычислении (15) следует знать показания интроскопа для ненарушенного массива  $A_m$ , для материала, заполняющего трещины (вода  $At_w$ , воздух  $At_a$ , заполнитель  $At_z$ ) и материала в зазоре между датчиком и массивом (вода  $Az_w$ , воздух

$Az_a$ ). При измерении датчик  $D$  интроскопа может оказаться в различных сочетаниях сред (рисунок 5):

1. «датчик - воздух»  $A_a$ ;
2. «датчик - порода»  $A_m$ ;
3. «датчик - вода»  $A_w$ ;
4. «датчик -воздушный зазор – массив»  $A_{am}$ ;
5. «датчик - воздушный зазор – вода»  $A_{aw}$ ;
6. «датчик - водяной зазор – порода»  $A_{wm}$ .

При этом накладываются условия заполнения трещин различным материалом (воздух, вода, наполнитель).

Анализируя все случаи измерения трещин, например, электроёмкостным интроскопом в массиве с учётом показаний датчика в зависимости от диэлектрической проницаемости различных сред, можно записать следующие неравенства:

$$A_a > A_{am} > A_{aw} > A_{wm} > A_w. \quad (16)$$

Следовательно, сравнивая значение текущего показания интроскопа с неравенствами (16), можно судить о наличии в шпуре воды, о характере заполнителя трещины (воздух или вода), а по формулам (12, 13) рассчитать относительную неоднородность (трещиноватость) массива горных пород. При этом следует учитывать и возможные отклонения показаний за счёт различных помех (частично заполненная водой скважина, наличие в скважине породной мелочи, неровные её стенки и переменный диаметр, эксцентрично установленный датчик в шпуре и др.).

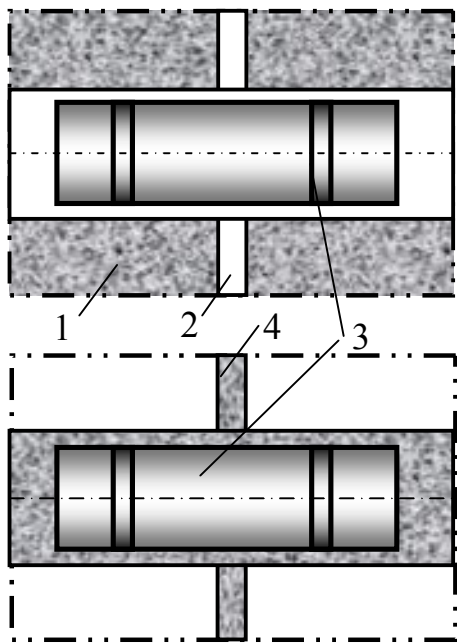


Рисунок 6 – Предлагаемая методика моделирования трещины в лабораторных исследованиях

Для учёта влияния таких факторов были проведены испытания интроскопа [4] на лабораторные стенде, который представлял собой модель массива в виде двух породных блоков 1 с высверленным отверстием, моделирующим шпур (рисунок 6).

При моделировании можно, двигая блоки 1, изменять раскрытие трещины 2. Однако такая конструкция стенда весьма громоздка и неудобна, т.к. для исключения краевых погрешностей размер блоков 2 должен превышать

эффективную длину датчика 3 не менее чем в 2,5...3,0 раза. С целью упрощения лабораторных исследований, снижения трудоёмкости и повышения точности была предложена новая конструкция лабораторного стенда, основанная на использовании принципа антисимметричности замеров, следующего из основного уравнения (13). Нетрудно видеть, что при взаимозамене материалов среды  $A_1$  и трещины  $A_2$  результат замеров не изменится.

Конструкция нового стенда представлена на рисунок 6, внизу. Датчик 3 помещался в цилиндр с материалом, моделирующим породу, а трещиной 4 служила пластина из материала с таким же коэффициентом диэлектрической проницаемости. Новая методика измерений на лабораторном стенде позволила подтвердить предложенные формулы и оценить влияние всех факторов на точность измерений.

Выполненные исследования позволяют заключить:

– показания интроскопа зависят от расстояния между датчиком и границей контакта сред и описываются гиперболическим тангенсом в виде уравнения (1);

– эффективная полудлина датчика интроскопа является пространственной характеристикой его чувствительности и избирательности, которую следует определять экспериментальным путём при тарировке датчика интроскопа;

– для оценки неоднородности массива следует использовать нормированный показатель неоднородности, который учитывает её геометрический размер (ширина трещины) и свойства материала заполнителя согласно уравнению (13);

– доказана линейная зависимость (15) раскрытия трещины от эффективной полудлины датчика и показателя неоднородности, вычисленного при датчике, установленном в центре трещины.

### **Библиографический список**

1. Глушко В.Т. *Геофизический контроль в шахтах и тоннелях* / В.Т. Глушко, В.С. Ямщиков, А.А. Яланский. - М.: Недра, 1987. - 287 с.

2. Ямщиков В. С. *Контроль процессов горного производства* / В. С. Ямщиков. - М.: Недра, 1989. - 446 с.

3. Турчанинов И.А. *Руководство по определению нарушенности пород вокруг выработок реометрическим методом* / И.А Турчанинов, А. А. Козырев, Э. В. Каспарян. - Апатиты: К.Ф. АН СССР, 1971. - 43 с.

4. А.с. 1376754 СССР, МКЕ<sup>4</sup> 21 С 39/00. *Скважинный интроскоп горных пород* / В.А. Касьянов, Г.Г. Литвинский (СССР). - № 4024977; заявлено 11.02.86, опубл. 22.10.1987, Бюл. №10 – 3 с.: ил.

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

*д.т.н. Должиков П.Н.,  
к.т.н. Пронский Д.В.,  
Рыжикова О.А.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **УКРЕПЛЕНИЕ ГРУНТОВОЙ ДАМБЫ МЕТОДОМ НАПОРНЫХ ИНЪЕКЦИЙ**

*Наведені результати проведення комплексу робіт по установці протифільтраційних завіс у тілі дамби. Обґрунтовані ефективні параметри ін'єктування розчинів в розуцільнені ґрунти.*

***Ключові слова:** дамба, тіло дамби, геофізичні дослідження, зони розуцільнення, свердловина, розчин.*

*Приведены результаты проведения комплекса работ по установке протифльтрационных завес в теле дамбы. Обоснованы эффективные параметры инъецирования растворов в разуплотненные грунты.*

***Ключевые слова:** дамба, тело дамбы, геофизические исследования, зоны разуплотнения, скважина, раствор.*

Сооружение и длительная эксплуатация водохранилищ, отстойников и накопителей сопряжено с изменением естественного водного режима и баланса территории застройки. Эта природная дисгармония, вызванная техногенным вмешательством, зачастую приводит к активизации таких опасных геологических процессов как карстообразование, суффозия, сдвигение слоев пород, заболачивание или засоление грунтов. При этом, как показывает практика, отсутствие своевременного вмешательства с целью стабилизации или ликвидации этих процессов, приводит к тяжелым и масштабным экологическим и инженерно-техническим проблемам [1, 2].

Основной причиной отмеченных выше процессов является водоперенос в породах. Таким образом, устраняя или перераспределяя фильтрационные потоки в грунтах, можно обеспечить устойчивость и долговечность гидротехнических объектов.

В практике шахтного и подземного строительства для ликвидации водопритоков большое распространение получили инъекционные методы воздействия на массив, которые достаточно эффективно могут применяться для укрепления, ремонта или восстановления грунтовых элементов гидротехнических сооружений [3, 4].

Вышеобозначенная проблема возникла на водохранилище №1 Никитского ботанического сада, где были активизированы оползневые процессы. Ниже описаны использованные методы оперативного мониторинга по гребню дамбы и инъекционные мероприятия, позволившие надежно и эффективно ликвидировать гидроактивизированные зоны в грунтах.

Цель работы – обоснование эффективных технологических параметров укрепления грунтовой дамбы методом инъекций вязкопластичных растворов.

Водохранилище № 1 расположено на горных склонах с абсолютной отметкой 340-360 м и является гидротехническим сооружением с искусственной дамбой. Тело дамбы сложено насыпными грунтами средней мощностью 5-10 м, преимущественно суглинками щебенистыми с включениями известняков мощностью 3-8 м. Основанием дамбы являются аргиллиты с прослоями песчаников, слабовыветрелые. Геологический разрез водохранилища представлен на рисунке 1.

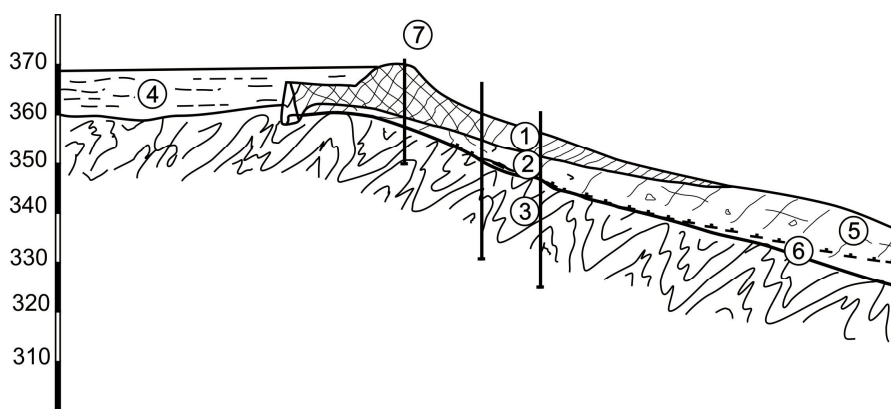


Рисунок 1 – Геологический разрез водохранилища № 1:

- 1 – насыпной грунт, 2 – суглинки щебенистые с глыбами известняков, 3 – аргиллиты с прослоями песчаников слабовыветрелые, 4 – вода (водохранилище), 5 – уровень грунтовых вод, 6 – предполагаемые поверхности оползневого смещения, 7 – тампонажные скважины

Гидрогеологические условия исследуемого участка определяются геоморфологическими особенностями горного склона, на котором сооружено водохранилище. А так как формирование и питание подземных вод осуществляется за счет выпадения атмосферных осадков, то балки, овраги и более пологие отрицательные морфологические элементы горного склона выполняют роль водоподводящих путей к участку функционирования водохранилища. Поэтому, в результате замачивания тела дамбы и суффозионных процессов в них образовались локальные зоны



разуплотнения, что привело к изменению физико-технического состояния грунтов дамбы. В результате чего появились подвижки дамбы в определенных зонах с активизацией оползневых процессов.

Мониторинг тела и основания дамбы предусматривал магнитодинамическую интроскопию [5, 6] и электрический каротаж [7]. Для удобства съемок периметр дамбы водохранилища был разбит на три профиля (ПРО, ПР1 и ПР2), каждый из которых разделен на пикеты (ПК).

Способ магнитодинамической интроскопии предусматривает исследование естественного магнитного поля Земли по профилю с применением квантового магнитометра ММ-60 с целью измерения полного вектора геомагнитной индукции в каждой точке профиля: на высоте 0,3-0,5 м ( $T_1$ ) и на высоте 1,5-1,8 м ( $T_2$ ) от поверхности Земли. При этом информативным параметром является разность двух показаний  $\Delta T = T_1 - T_2$ . При построении графика  $\Delta T$  по профилю исследуемого участка, отрицательным значениям соответствуют зоны разуплотнения грунтов с наличием обводнения или без него.

При проведении геофизических исследований методом магнитодинамики с шагом 2 м по профилю ПРО были обнаружены 3 участка с высокой интенсивностью разуплотнения и обводнения (рисунок 2): в районе ПК0-ПК40, ПК64-ПК130, ПК140-ПК168. Подтверждение этих результатов было получено методом ВЭЗ: ПК55-ПК85, ПК110-ПК125, ПК170-ПК180.

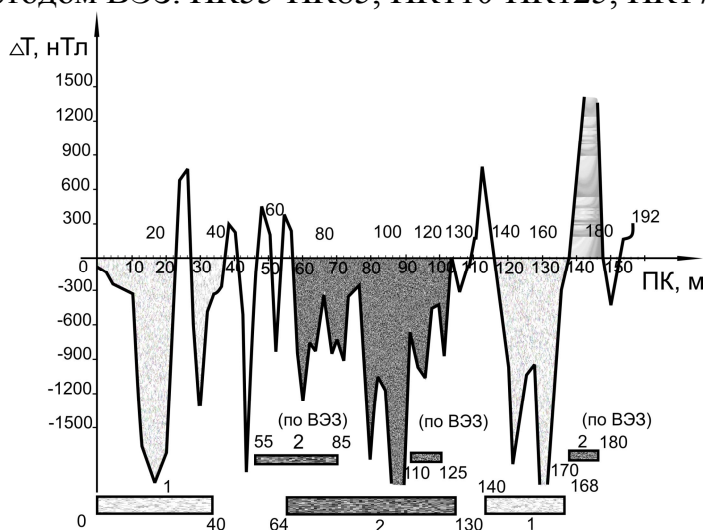


Рисунок 2 – Изменение полного вектора геомагнитной индукции по ПРО:

1 – разуплотненные грунты, 2 – ослабленные обводненные грунты и породы основания

Как показал магнитодинамический мониторинг профиля ПР2 (рисунок 3), под воздействием геодинамических подвижек пород по ширине

горных ручьев происходит разуплотнение грунтов дамбы по участкам: в районе ПК7-ПК15, ПК50, ПК65-ПК90, ПК132-ПК160, ПК170-ПК195.

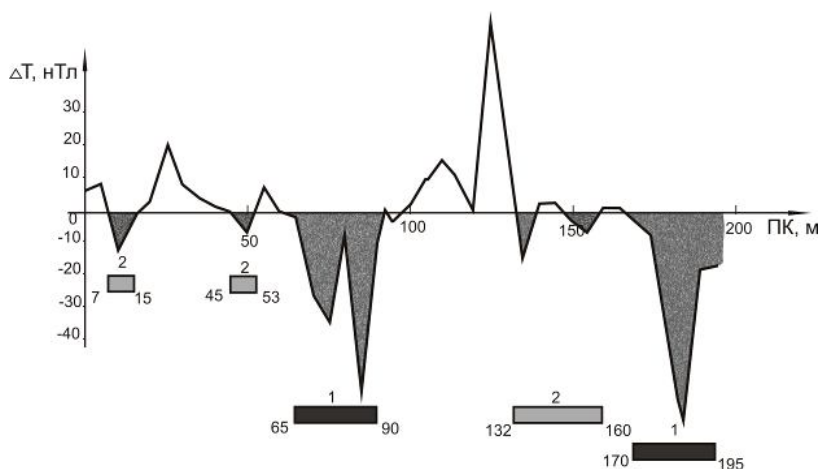


Рисунок 3 – Изменение полного вектора геомагнитной индукции по ПР2 с регистрацией горных ручьев в массиве горных пород различного напряженного состояния: 1 – высокой напряженности, 2 – средней напряженности

По результатам исследований была построена карта инженерно-геодинамической зональности (рисунок 4). При этом, геодинамические зоны высокой активности могут пересекаться со средне- и низкоактивными зонами, где отмечалась более высокая обводненность пород.

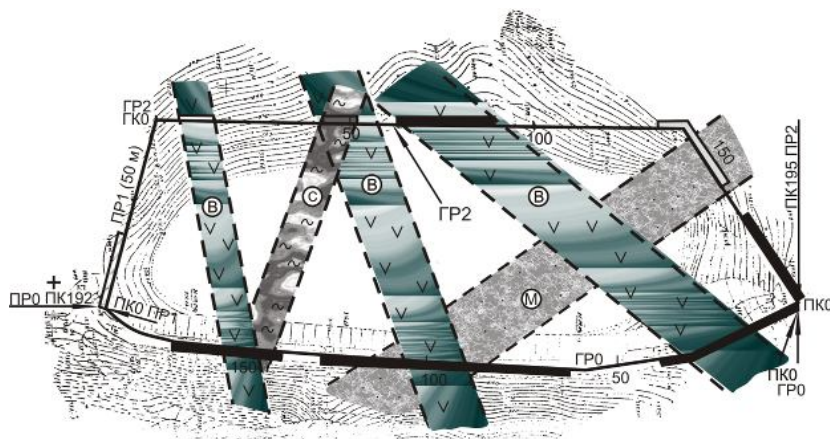


Рисунок 4 – Карта инженерно-геодинамической зональности грунтов водохранилища: 1 – горные ручьи: В – высокой интенсивности, С – средней интенсивности, М – низкой интенсивности; 2 – геодинамические зоны: [штрихованная область] – высокой активности, [волнистая область] – средней активности, [точечная область] – низкой активности

Анализ геодинамических зон в теле и основании дамбы позволил сделать вывод о необходимости постановки противодиффузионной завесы (ПФЗ) методом напорных инъекций. С этой целью производилось проектирование тампонажных работ и расчет основных технологических параметров [3]:

- определение состава и свойств тампонажных растворов;
- радиуса распространения раствора из отдельной скважины (3 м);
- расстояния между скважинами (5 м);
- толщина завесы в теле дамбы (5 м);
- давления нагнетания раствора;
- объемов нагнетания раствора в одну скважину;
- общего объема тампонажного раствора;
- расхода материалов.

С целью постановки ПФЗ по гребню дамбы пробурили серию скважин для нагнетания в них тампонажного раствора. В качестве тампонажного материала использовался цементно-силикатный и глиноцементный растворы, состав и свойства которых приведены в таблицах 1 и 2.

Таблица 1 – Состав и свойства цементно-силикатного раствора

Состав раствора	Плотность, кг/м	Динамич. напряж. сдвига, МПа	Структурная вязкость, МПа·с	Прочность, МПа	
				2 сут	7 сут
Цемент М-400 – 750 кг Силикат натрия – 37 кг Вода – 750 л	1560	28,5	30,6	2,6	8,4

Таблица 2 – Состав и свойства глиноцементного раствора

Состав тампонажного раствора на 1 м <sup>3</sup>	Плотность, кг/м	Статич. напряж. сдвига, Па	Динамич. напряж. сдвига, Па	Пластич. прочность через 10 суток, МПа
Глино-порошок – 50 кг Цемент М400–100 кг Силикат натрия М=2,8 – 10 кг	1120	200	70	0,25

Результаты расчетов давления нагнетания приведены в таблице 3.

Таблица 3 – Рабочее давление при нагнетании раствора

Интервал, м	$\rho$ , кг/м	$h$ , м	$\lambda$	$l$ , м	$P_T$ , МПа	$P_G$ , МПа	$P_K$ , МПа	$\Delta P$ , МПа
5-7	1560	7,0	0,009	50	0,45	0,14	0,06	0,5
7-15	1200	15	0,009	50	0,45	0,18	0,15	0,5
15-21	1200	21	0,009	50	0,45	0,25	0,2	0,5

Для цементно-силикатного раствора давление нагнетания равно 0,87 МПа, для глиноцементного – 0,92 МПа.

Технологией постановки ПФЗ предусмотрена закачка в скважины заходками «сверху-вниз» по 2 м через инструмент цементно-силикатного с интервалом 5-7 м и глиноцементного растворов с интервалами 7-12; 15; 17; 21 м). Глубина скважин обусловлена мощностью пород, составляющих литологический разрез по дамбе, и составляет 12 м, 15 м, 17 м и 21 м. Этим самым предусмотрена инъекция в трех литологических слоях.

Расчетные объемы тампонажного раствора для формирования противofильтрационной завесы приведены в таблице 4.

Таблица 4 – Объемы тампонажного раствора для формирования ПФЗ

№ п/п	Интервал, м	Объем на 1 скважину, м <sup>3</sup>	Кол. скважин, шт.	Объем тампонажа, м <sup>3</sup>	
				цем.-силик.	глиноцем.
участок № 1					
1	5-7	2	24	48	-
2	7-9	3	24	-	72
3	9-11	2	24	-	48
4	11-13	2	24	-	48
5	13-15	2	24	-	48
участок № 2					
6	5-7	2	52	104	-
7	7-9	2	52	-	104
8	9-11	3	52	-	156
9	11-13	2	52	-	104
10	13-15	2	52	-	104
11	15-17	2	52	-	104
участок № 3					
12	5-7	2	28	56	-
13	7-9	3	28	-	56
14	9-12	2	28	-	56

Таким образом, в скважины необходимо пронагнетать 208 м<sup>3</sup> цементно-силикатного и 900 м<sup>3</sup> глиноцементного раствора.

Тампонаж дамбы был проведен на трех участках, показанных на рисунке 5.

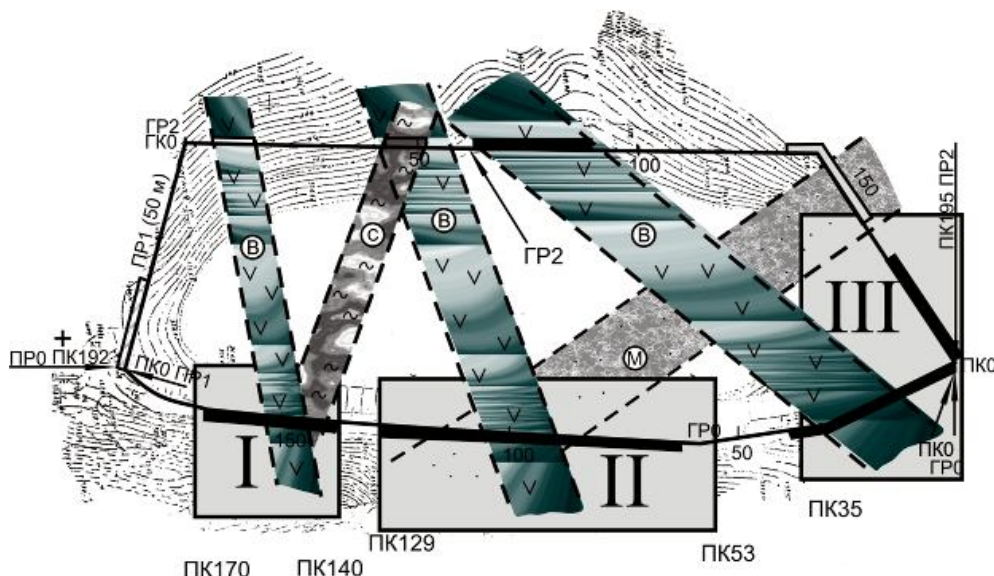


Рисунок 5 – Участки проведения тампонажных работ на водохранилище

На I-ом участке производилось инъецирование с ПК 170 по ПК 140. Максимальная глубина тампонажа – 18 м, средняя – 14 м.

На II-ом участке производилось инъецирование с ПК129 по ПК53. Максимальная глубина тампонажа – 21 м, средняя – 17 м.

На III участке производилось инъецирование с ПК 35 по ПК 0. Максимальная глубина тампонажа – 13 м, средняя – 11 м.

**Выводы:**

1. Магнитодинамическая интроскопия и электрический каротаж позволяют оперативно и с достаточной точностью выявлять и параметризовать зоны гидрогеодинамической активности.

2. Установлено, что нарушение цельности грунтов водохранилища обусловлено геодинамической активностью горных ручьев.

3. Обоснованные технологические параметры тампонажа вязкопластичными растворами позволили надежно устранить фильтрационные процессы в грунтах водохранилища.

4. В результате постановки противофильтрационной завесы в теле и основании дамбы было предупреждено развитие оползневого процесса и достигнуто упрочнение тела дамбы.

### **Библиографический список**

1. Чураков А.И. Производство специальных работ в гидротехническом строительстве / А.И. Чураков. – М.: Стройиздат, 1976. – 256 с.
2. Плотников Н.И. Техногенные изменения гидрогеологических условий. – М.: Недра, 1989. – 267 с.
3. Комплексный метод тампонажа при строительстве шахт: учеб. пособие 2-е изд., перераб. и доп. / Э.Я Кипко, П.Н. Должиков, Н.А Дудля [и др.]; Национал. горн. ун-т. – Днепрпетровск: НГУ, 2004. – 367с.
4. Максимов А.П. Тампонаж горных пород./ Максимов А.П., Евтушенко В.В. – М.: Недра, 1978. – 180 с.
5. А.с. 1073727 СССР, МКИ<sup>3</sup> G 01 V 3/8. Способ обнаружения неоднородностей и приповерхностном слое Земли / Е.Г. Соболев, В.С. Ямицков, С.М. Ильенко (СССР). – № 349473/10-25; заявлено 28.09.82; опубл. 15.02.84, Бюл. № 6. – 3 с.
6. А.с. 1105844 СССР, МКИ<sup>3</sup> G 01 V 3/8. Магнитодинамический способ обнаружения и исследования подземных водотоков / Е.Г. Соболев, В.П. Новиков, Е.А. Мартынов [и др.]. – N 3614851/18-25 (104361); заявлено 08.07.83; опубл. 03.07.84, Бюл. № 28. – 4с.: ил.
7. Якубовский Ю.В. Электроразведка. – М.: Недра, 1988. – 395 с.

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

*д.т.н. Мочалин Е.В.,  
Мочалина И.Г.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **МАСШТАБНЫЙ ЭФФЕКТ ПРИ ФИЗИЧЕСКОМ МОДЕЛИРОВАНИИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОЧИСТКИ ЖИДКОСТЕЙ РОТАЦИОННЫМИ ФИЛЬТРАМИ**

*Обґрунтовано можливість модельних випробувань ефективності гідродинамічного очищення рідин ротаційними фільтрами за умов фіксованого складу забруднень. Вказано умови, які дозволяють визначити в масштабному експерименті режими фільтрування натурним фільтром з точністю 6...28%.*

***Ключові слова:** завислі домішки, гідродинамічне очищення, ротаційний фільтр, фізична подібність.*

*Обоснована возможность модельных испытаний эффективности гидродинамической очистки жидкостей ротационными фильтрами при фиксированном составе исходных загрязнений. Указаны условия, позволяющие определить в масштабном эксперименте режимы фильтрования натурным фильтром с точностью 6...28%.*

***Ключевые слова:** взвешенные примеси, гидродинамическая очистка, ротационный фильтр, физическое подобие.*

**Характеристика проблемы.** Очистка жидкостей от механических примесей является актуальной задачей для всех отраслей промышленности. Особенно большими масштабами нерешенных проблем с очисткой технической воды, смазочно-охлаждающих и других жидкостей отличается горно-металлургический комплекс. Острота проблемы удаления загрязняющих примесей с достаточно высокой тонкостью обусловлена большой стоимостью оборудования. Характерной является ситуация, когда стоимость и затраты на эксплуатацию устройств очистки рабочих жидкостей до требуемого уровня сопоставима со стоимостью технологического оборудования, предназначенного для выпуска основной продукции. Анализ значений тонкости очистки, для которых с одной стороны в полной мере ощущается охарактеризованная выше проблема, а с другой стороны, имеются перспективы ее достаточно экономичного решения, дает диапазон 10...40 мкм. Хотя иногда требуется

более высокая тонкость, однако во всех случаях дорогая субмикронная очистка будет практически неработоспособна без предварительной очистки хотя бы на указанном уровне.

Детальный сопоставительный анализ существующих способов и устройств очистки жидкостей от механических примесей, выполненный в работе [1], показывает, что одними из наиболее перспективных устройств, в которых указанная выше тонкость очистки и работа при высоких уровнях исходной загрязненности сочетается с невысокой стоимостью изготовления и эксплуатации, а также относительно небольшими габаритами, являются гидродинамические фильтры [2]. К последним относятся ротационные фильтры (РФ), в которых гидродинамическая очистка осуществляется вращающимся перфорированным цилиндром. Изучению особенностей течения жидкости и движения взвешенных частиц в РФ посвящены работы [1,3 – 8]. Выявленные закономерности позволили на порядок уменьшить гидродинамическое сопротивление ротационных фильтров и повысить тонкость очистки. Однако практика показывает, что успех применения того или иного способа очистки жидкостей зависит от сочетания очень большого числа различных факторов, не все из которых могут быть отражены даже в самой подробной теоретической постановке. Поэтому наиболее достоверным методом определения фактической эффективности удаления взвешенных примесей в каждой конкретной ситуации является пробное фильтрование с применением масштабной модели. При этом основным является вопрос соблюдения условий физического подобия.

Целью настоящей работы является анализ условий, обеспечивающих подобие при экспериментальных исследованиях эффективности очистки жидкостей ротационными фильтрами.

**Основные результаты.** Упрощенная схема ротационного фильтра представлена на рисунке 1. Эффективность сепарации взвешенных частиц вращающимся перфорированным цилиндром определяется характером их относительного движения вблизи наружной поверхности цилиндра. Эта задача рассматривалась в работах [9,10] в достаточно подробной постановке, учитывающей не только вязкое сопротивление при обтекании частиц, но и силы инерции, обусловленные криволинейностью траекторий частиц, большие градиенты скорости несущей жидкости и градиент давления вблизи вращающейся поверхности, а также эффект присоединенных масс. В результате получена следующая система безразмерных уравнений, описывающих движение взвешенной частицы:



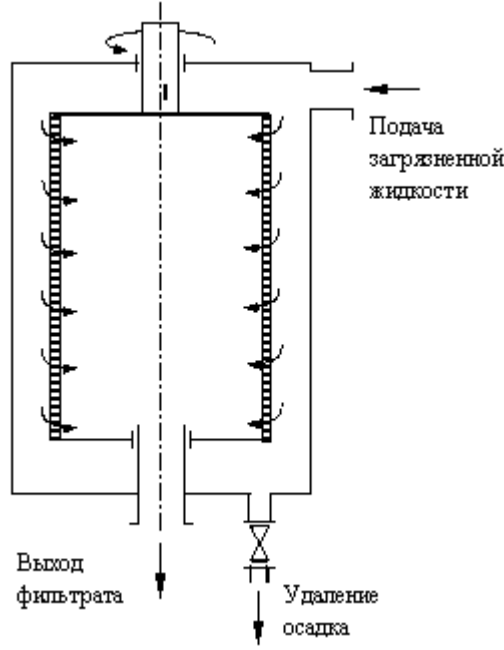


Рисунок 1 – Конструктивная схема ротационного фильтра

$$\frac{dv_{pr}}{d\tilde{r}} = \frac{v_{p\varphi}^2}{v_{pr}\tilde{r}} - \frac{f_1(\tilde{r})}{v_{pr}\tilde{\rho}_p} - \frac{a_0}{\tilde{\rho}_p}, \quad (1)$$

$$\frac{dv_{p\varphi}}{d\tilde{r}} = -\frac{v_{p\varphi}}{\tilde{r}} + \frac{1}{v_{pr}\tilde{\rho}_p} (f_3(\tilde{r}) - a_0 v_{p\varphi}), \quad (2)$$

где

$$f_1(\tilde{r}) = \frac{a_0 v_o}{\tilde{r}} + f_2(\tilde{r}), \quad f_3(\tilde{r}) = a_0 \tilde{r}^{1-\text{Re}_\varphi v_o}, \quad a_0 = \frac{25}{\tilde{d}_p^2 \text{Re}_\varphi},$$

$$f_2(\tilde{r}) = \frac{3}{4\tilde{d}_p(1-\text{Re}_\varphi v_o)} \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \left( \tilde{r} + \frac{\tilde{d}_p}{2} \sin \theta \right)^{2-2\text{Re}_\varphi v_o} \sin 2\theta d\theta -$$

$$-\frac{6v_o^2}{\tilde{d}_p^3} \left( \ln \frac{\tilde{r} + \tilde{d}_p/2}{\tilde{r} - \tilde{d}_p/2} - \frac{\tilde{r}\tilde{d}_p}{\tilde{r}^2 - \tilde{d}_p^2/4} \right) = \frac{6}{\tilde{d}_p^3} \left[ \frac{(\tilde{r} + \tilde{d}_p/2)^{4-2\text{Re}_\varphi v_o} - (\tilde{r} - \tilde{d}_p/2)^{4-2\text{Re}_\varphi v_o}}{(1-\text{Re}_\varphi v_o)(4-2\text{Re}_\varphi v_o)} - \right.$$

$$\left. - \tilde{r} \frac{(\tilde{r} + \tilde{d}_p/2)^{3-2\text{Re}_\varphi v_o} - (\tilde{r} - \tilde{d}_p/2)^{3-2\text{Re}_\varphi v_o}}{(1-\text{Re}_\varphi v_o)(3-2\text{Re}_\varphi v_o)} \right] - \frac{6}{\tilde{d}_p^3} v_o^2 \left[ \ln \frac{\tilde{r} + \tilde{d}_p/2}{\tilde{r} - \tilde{d}_p/2} - \frac{\tilde{r}\tilde{d}_p}{\tilde{r}^2 - \tilde{d}_p^2/4} \right].$$

Через  $\tilde{r}, \tilde{d}_p$  обозначены текущая радиальная координата и эквивалентный диаметр частицы, отнесенные к радиусу фильтрующего цилиндра.

дра  $R$ ,  $\tilde{\rho}_p = \rho_p / \rho$  – относительная плотность частицы (отношение плотности частицы к плотности жидкости),  $v_{pr}, v_{p\phi}$  – отнесенные к окружной скорости фильтрующей поверхности ( $W = \Omega R$ ) радиальная и окружная компоненты скорости взвешенной частицы,  $Re_\phi = WR/\nu$  – вращательное число Рейнольдса,  $v_o = V_o/W$  – безразмерная скорость фильтрования ( $V_o$  – физическая скорость фильтрования, определяемая отношением расхода жидкости к площади поверхности фильтрующего цилиндра).

Численное интегрирование уравнений (1),(2) с начальными условиями, соответствующими отсутствию скольжения фаз за пределами пограничного слоя у вращающегося цилиндра, позволяет получать траектории и изменение скорости частицы вблизи фильтрующей поверхности [10]. Для оценки тонкости гидродинамической очистки при фиксированном размере отверстий в фильтрующей перегородке в работе [2] предложено использовать отношение радиальной и касательной к фильтрующей поверхности компонент относительной скорости частиц в момент их соприкосновения с поверхностью. Для ротационных фильтров это отношение можно представить в следующем виде:

$$k_{vp} = \left( \frac{v_{pr}}{1 - v_{p\phi}} \right)_{\tilde{r}=1+\frac{\tilde{d}_p}{2}} \quad (3)$$

Определенную таким образом величину будем называть коэффициентом эффективности гидродинамической очистки. Чем меньше абсолютная величина этого коэффициента, тем большим будет отношение размера проходных отверстий к размеру частиц, не проходящих в эти отверстия (выше тонкость очистки). Такая оценка является упрощенной и детерминированной и не учитывает ряд факторов, которые можно количественно оценивать только с привлечением статистических методов, однако она хорошо зарекомендовала себя в практике разработки гидродинамических фильтров различных конструкций.

Из уравнений (1),(2) видно, что движение частиц в рассматриваемых условиях полностью определяется четырьмя безразмерными параметрами:  $Re_\phi, v_o, \tilde{\rho}_p, \tilde{d}_p$ . Их совпадение для модельного эксперимента и натурального фильтра обеспечивает идентичность результатов, касающихся, в частности, эффективности гидродинамической очистки жидкости (в терминах введенного коэффициента  $k_{vp}$ ). Однако здесь возникает трудность, которая видна из следующего примера. Если необходимо отработать режим очистки жидкости от частиц размером, скажем, 20 мкм на модели с радиусом проницаемого цилиндра в 5 раз меньшим, чем у

натурного фильтра, то для выполнения условия  $\tilde{d}_p = idem$  следует в модельном эксперименте использовать взвешенные частицы диаметром 4 мкм. При этом для исследования гидродинамической очистки нужно пропорционально уменьшать и размеры отверстий в фильтрующем цилиндре (например, с 40 мкм до 8 мкм), что чрезвычайно затруднительно. Кроме этого на движение взвешенных частиц размером  $< 10$  мкм может оказывать влияние ряд неучтенных в рассмотренной здесь постановке факторов, например, силы адгезии и броуновское движение, в связи с чем полученные на модели результаты некорректно переносить на натурные условия.

Намного удобнее использовать в модельном эксперименте тот же фактический состав загрязнений, для очистки от которых разрабатывается натуральный фильтр, хотя при этом, очевидно, не соблюдается полное подобие. Оценим возможность применения такого подхода, учитывая практическую важность поставленного вопроса.

При сохранении исходного состава загрязнений и типоразмера фильтрующей цилиндрической перегородки логичным представляется для сопоставимых режимов работы модельного и натурального фильтров использовать одинаковое значение физической скорости фильтрации  $V_o$ . Будем в следующих ниже рассуждениях отмечать штрихом значения величин, относящиеся к натурному образцу большего масштаба. Соответствующие значения для модели меньшего размера будем обозначать обычным образом (без штриха). Если соотношение линейных размеров модельного и натурального фильтроэлемента равно  $k_L$ , тогда, при сохранении физического размера частиц и их относительной плотности, можно записать:

$$R' = k_L R, \quad \tilde{d}'_p = \tilde{d}_p / k_L, \quad \tilde{\rho}'_p = \tilde{\rho}_p. \quad (4)$$

Из условия  $V_o = idem$  и первого из равенств (4) следует

$$v'_o = k_L v_o \frac{Re_\phi}{Re'_\phi}. \quad (5)$$

Отношение вращательных чисел Рейнольдса для модельной и натурной задач связано с отношением угловых скоростей фильтроэлемента ротационного фильтра следующим равенством:

$$\frac{\Omega'}{\Omega} = \frac{1}{k_L^2} \frac{Re'_\phi}{Re_\phi}. \quad (6)$$

Задавшись фиксированным значением коэффициента эффективности гидродинамической очистки  $k_{vp}$  можно для частиц с относительным размером  $\tilde{d}_p$  и плотностью  $\tilde{\rho}_p$  путем решения рассмотренной выше задачи подобрать значения  $Re_\varphi$  и  $v_o$ , которые обеспечивают выбранное значение  $k_{vp}$  (заметим, что сочетаний  $Re_\varphi$  и  $v_o$ , удовлетворяющих этому условию может быть много). Считая, что рассчитанные значения соответствуют модельной задаче, можно перейти к рассмотрению натуральных условий на основе масштабного коэффициента  $k_L$  и условия постоянства физической скорости отсоса и физического размера частиц. При этом значения безразмерных величин  $\tilde{d}'_p$  и  $\tilde{\rho}'_p$  определяются равенствами (4). Учитывая связь между  $Re'_\varphi$  и  $v'_o$ , устанавливаемую равенством (5), можно подобрать такое их значение, которое будет обеспечивать установленное значение  $k_{vp}$ , такое же, как и для модельной задачи. В заключение, на основе равенства (6) можно определить требуемое из условия постоянства значения  $k_{vp}$  отношение угловых скоростей модельного и натурального фильтроэлементов.

Такие расчеты были проведены для двух значений коэффициента  $k_{vp}$  ( $k_{vp} = -0.05, k_{vp} = -0.025$ ) и двух значений относительной плотности ( $\tilde{\rho}_p = 2, \tilde{\rho}_p = 5$ ). Для модельной задачи был выбран характерный размер частицы  $\tilde{d}_p = 5 \cdot 10^{-4}$ . Числа Рейнольдса  $Re_\varphi$  в каждом варианте определялись для трех значений параметра  $v_o$  ( $v_o = 0.005, v_o = 0.01, v_o = 0.02$ ) таким образом, чтобы каждый раз были обеспечены установленные значения  $k_{vp}$ . В результате расчетов для трех значений масштабного фактора  $k_L$  ( $k_L = 2.5, k_L = 5, k_L = 8$ ) находились отношения угловых скоростей  $\Omega'/\Omega$ , которые обеспечивают сохранение значений коэффициента эффективности  $k_{vp}$ . Результаты расчета отражены в графиках на рисунках. 2, 3. Сплошной линией отображена обратно-пропорциональная зависимость

$$\frac{\Omega'}{\Omega} = \frac{R_1}{R'_1} = \frac{1}{k_L}. \quad (7)$$

Зависимость (7) соответствует условию  $W = idem$  постоянства окружной скорости точек вращающейся поверхности.

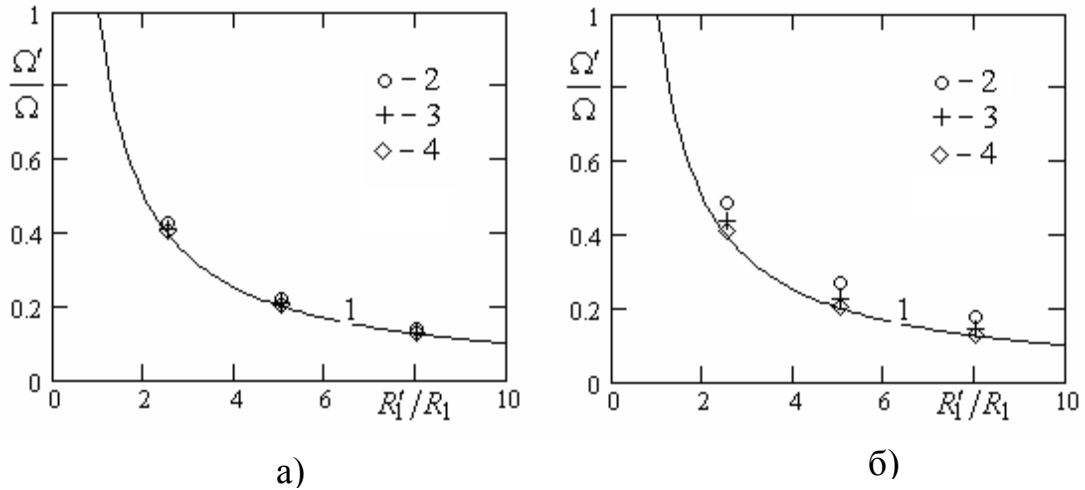


Рисунок 2 – Зависимость изменения угловой скорости фильтрующего цилиндра от изменения его радиуса при условии  $k_{vp} = -0.05 = idem$

для значений  $\tilde{\rho}_p = 2$  (а) и  $\tilde{\rho}_p = 5$  (б):

1 –  $\Omega'/\Omega = R_1'/R_1$ ; 2 –  $v_o = 0.005$ ; 3 –  $v_o = 0.01$ ; 4 –  $v_o = 0.02$

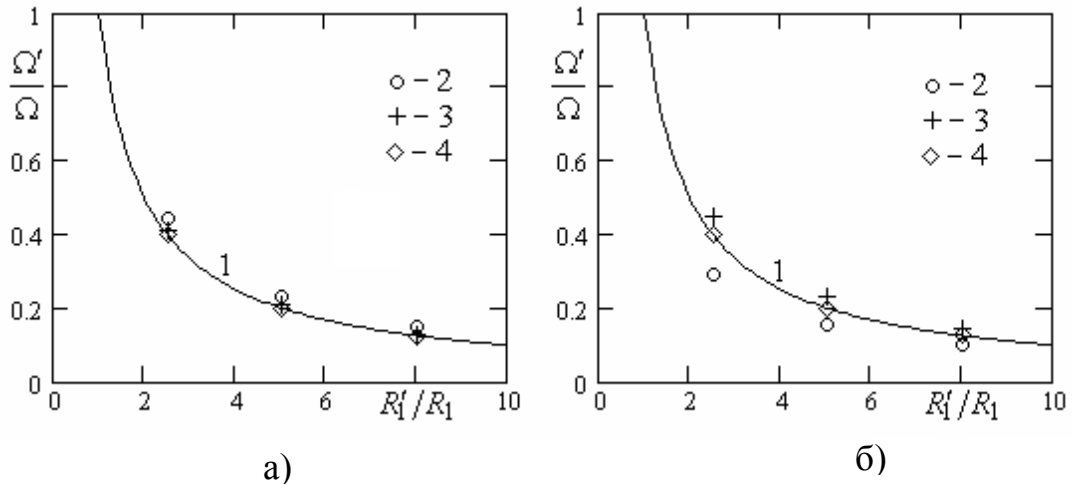


Рисунок 3 – Зависимость изменения угловой скорости отсасывающего цилиндра от изменения его радиуса при условии

$k_{vp} = -0.025 = idem$  для значений  $\tilde{\rho}_p = 2$  (а) и  $\tilde{\rho}_p = 5$  (б):

1 –  $\Omega'/\Omega = R_1'/R_1$ ; 2 –  $v_o = 0.005$ ; 3 –  $v_o = 0.01$ ; 4 –  $v_o = 0.02$

**Выводы.** Анализ результатов выполненных расчетов позволяет установить следующее:

– при физическом моделировании процесса гидродинамической очистки жидкостей вращающимся проницаемым цилиндром допустимо переносить результаты модельного эксперимента на образец другого

размера в условиях постоянства состава загрязнений и средней скорости фильтрования жидкости;

– хорошим приближением значения угловой скорости фильтроэлемента натурального фильтра, обеспечивающей достигнутую в модельном эксперименте эффективность гидродинамической очистки, является значение, полученное из условия постоянства окружной скорости вращающейся поверхности;

– точность такого приближения растет с уменьшением относительной плотности взвешенных частиц (в рассмотренных вариантах погрешность составила от 6 до 28%).

### **Библиографический список**

1. Мочалин Е.В. Проблемы промышленной очистки жидкостей от механических загрязнений и применение ротационных фильтров / Е.В. Мочалин, А.А. Халатов // *Промышленная теплотехника*. – 2009. – Т. 31, №2. – С. 57 – 69.

2. Финкельштейн З.Л. Применение и очистка рабочих жидкостей для горных машин / З.Л. Финкельштейн. – М.: Недра, 1986. – 232 с.

3. Мочалин Е.В. Гидродинамическая устойчивость в рабочей полости ротационного фильтра / Е.В. Мочалин // *Промислова гідравліка і пневматика*. – 2005. – №4(10). – С. 50 – 54.

4. Мочалин Е.В. Численное моделирование течений вязкой жидкости в рабочей полости ротационного фильтра / Е.В. Мочалин // *Сб. науч. трудов ДонГТУ*. – Алчевск: ДонГТУ, 2007. – Вып. 23. – С. 169 – 183.

5. Мочалин Е.В. Влияние конструкции фильтроэлемента ротационного фильтра на гидродинамический эффект очистки жидкости / Е.В. Мочалин // *Восточно-европейский журнал передовых технологий*. – 2007. – № 5/3 (29). – С. 46 – 51.

6. Мочалин Е.В. Моделирование переходных течений жидкости в сечении вращающегося сетчатого фильтроэлемента / Е.В. Мочалин // *Вісник Східноукраїнського національного університету*. – 2007. – №3(109). – С. 99 – 110.

7. Мочалин Е.В. Расчет турбулентного пограничного слоя на поверхности фильтроэлемента ротационного фильтра / Е.В. Мочалин // *Вісник Сумського державного університету*. – 2007. – №3. – С. 57 – 69.

8. Мочалин Е.В. Сопротивление вращению фильтроэлемента ротационного фильтра / Е.В. Мочалин // *Гірничя електромеханіка та автоматика: науково-технічний збірник*. – Дніпропетровськ: НГУ, 2007. – № 79. – С. 133 – 140.

9. Мочалин Е.В. К постановке задачи о движении взвешенной частицы в закрученном потоке несущей жидкости между двумя соос-

ными цилиндрами с учетом отсоса жидкости через внутренний цилиндр / Е.В. Мочалин, А.А. Бревнов // Сб. науч. трудов ДГМИ.– Алчевск: ДГМИ, 2001.– Вып. 13.– С. 210 – 218.

10. Мочалин Е.В. Исследование движения взвешенных частиц вблизи вращающегося отсасывающего цилиндра / Е.В. Мочалин // Промислова гідравліка і пневматика.– 2005.– №2(8).– С. 61 – 65.

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

*д.т.н. Должиков П.Н.,  
Корсаков Д.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **СПОСОБ ЛИКВИДАЦИИ ПРОВАЛОВ ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ МЕТОДОМ ПОСЛОЙНОГО ТАМПОНИРОВАНИЯ**

*В статті обґрунтована необхідність застосування нового ефективного способу ліквідації провалів на земній поверхні на основі використання в тампонажно-закладочних сумішах перегорілих відвальних порід.*

***Ключові слова:** провалля, тампонаж, засипка, стабілізація, метод, обвалення порід.*

*В статье обоснована необходимость применения нового эффективного способа ликвидации провалов земной поверхности на основе использования в тампонажно-закладочных смесях перегоревших отвальных пород.*

***Ключевые слова:** провал, тампонаж, засыпка, стабилизация, метод, обрушение пород.*

На территориях действующих и закрытых горнодобывающих предприятий, городов с развитой подземной инфраструктурой в разное время появлялись и продолжают появляться деформации земной поверхности в виде провалов и неравномерных оседаний земной поверхности. В одних случаях провалы образуются за счет обрушения карстовых полостей или прорыва водонасыщенных песчано-глинистых пород в закарстованные толщи, в других – при суффозионных процессах на склонах речных долин, ручьев, оврагов и над подземными водонесущими коммуникациями, и в третьих – за счет обрушения кровли подземных горных выработок и перекрытий брошенных (засыпанных) сооружений – колодцев, подвалов и пр. [1].

Самые распространённые аварии, связанные с формированием провалов земной поверхности в строящихся, эксплуатируемых, так и в закрытых горных выработках, связаны с:

- обрушениями породы в подземные выработки;
- обрушениями породы в подземные полости от поступления воды при авариях водоснабжения или при затоплении [1].



Чаще всего обрушения породы в выработки имеют место при ликвидации горных выработок в зонах слабоустойчивых грунтов с различными технологическими нарушениями, изменении прочностных и деформационных свойств вмещающих пород во времени. К ним относят резкое изменение сложившейся гидрологической обстановки вследствие затопления подземных пустот при «мокроем» способе закрытия шахт или авариях магистральных водоносных сетей.

Купол вывала может находиться в различной степени стабильности, определяющейся свойствами и характером напластования пород либо распространяться до поверхности земли, образуя воронку вывала (рисунок 1).

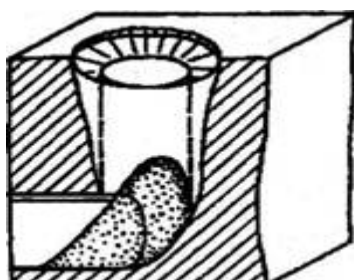


Рисунок 1 – Формирование купола вывала с образованием на поверхности воронки вывала

Наиболее опасна неустойчивость стенок вывала в мягких и слабоустойчивых породах, в которых может происходить его дальнейшее развитие, сопровождающееся обрушениями больших масс породы.

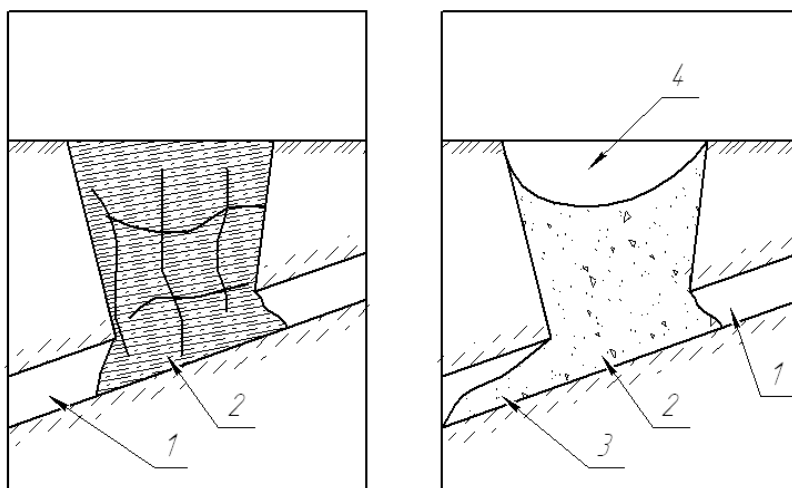
**Анализ последних достижений и публикаций.** Проект ликвидации горных выработок, имеющих выход на дневную поверхность, и провалов, базируется на положениях «Горного Закона Украины» и ряда нормативно-правовых документов [2]. Основные способы ликвидации провалов (рисунок 2), применяемые на территории Украины, можно разделить на несколько групп [3]:

- засыпка перегорелой породой;
- засыпка провалов перегорелой породой с тампонажем остаточных пустот;
- заполнение провала тампонажным раствором.

Эти способы разрабатывались для погашения выработок горнодобывающих предприятий и показали малую эффективность при ликвидации провалов в связи с недостаточным опытом проведения таких работ и отсутствием нормативной базы [4].

Недостатками упомянутых способов является: неравномерное проседание закладочного материала, что ведет к образованию воронок вторичного оседания и необходимости долговременного мониторинга

мест провалов; возможность ухода закладочного материала в подземные пустоты и трудностями в определении необходимых объемов закладочного материала; необходимость дозасыпки; разрывы сплошности закладочного материала; разрыв связи между закладочным материалом и цементными подушками.



- а – заполнение провала тампонажным раствором;
- б – заполнение провала перегорелой породой;
- 1 – подземная полость или горная выработка;
- 2 – закладочный массив;
- 3 – уход закладочного материала в горную выработку;
- 4 – образование воронки вторичного оседания.

Рисунок 2 – Способы ликвидации провалов земной поверхности

Следствием этого являются ограничения по использованию территории в хозяйственных нуждах, необходимость в устройстве сооружений, затрудняющих доступ к местам ликвидированных провалов.

Таким образом, разработка технологической схемы ликвидации провалов земной поверхности, на территориях действующих и закрытых горнодобывающих предприятий, городов с развитой подземной инфраструктурой является актуальной.

**Цель работы:** обоснование нового эффективного способа ликвидации провалов методом послойного тампонирувания.

Сущность предлагаемого способа заключается в ликвидации провалов путем послойного формирования тампонажно-закладочного массива с заданными прочностными и деформационными показателями на основе использования перегоревших пород отвалов.

На основании проведенных исследований сформулированы технические требования к прочностным и деформационным характеристикам

кам тампонажно-закладочных материалов, используемых при ликвидации провалов:

- стабилизация и предотвращение развития провала;
- долговечность, отсутствие необходимости проведения мониторинга;
- водо- и газонепроницаемость закладочного массива;
- заданное сопротивление деформациям и прочность;
- дешевизна и доступность основных компонентов.

На основании полученных требований была разработана методика проектирования комплекса работ по ликвидации провалов в условиях неустановившегося режима движения подземных вод (рисунок 3):

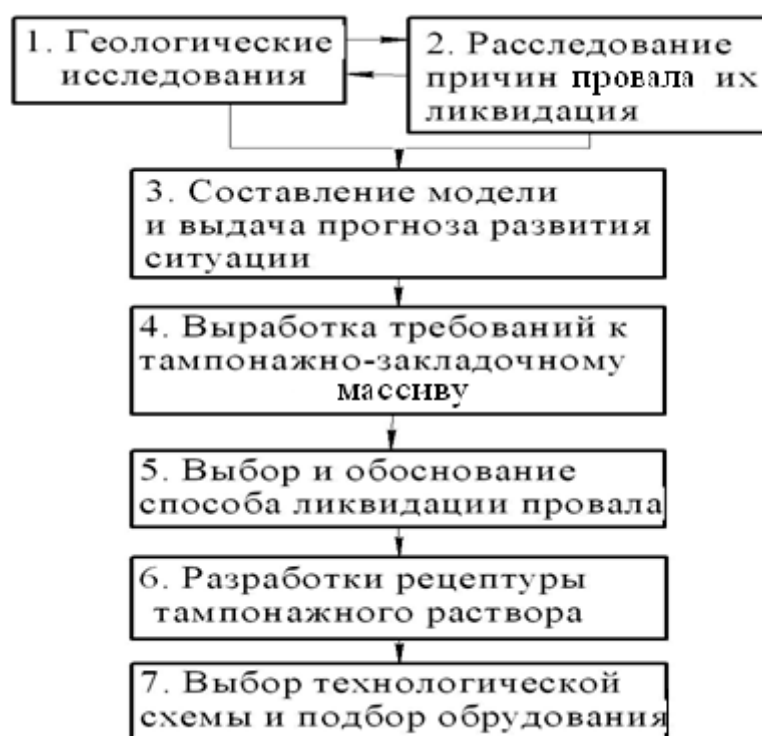


Рисунок 3 – Этапы методики проектирования комплекса работ по ликвидации провалов земной поверхности

Методика проектирования включает в себя такие этапы.

1. Сбор и обработку геологической информации о породах аварийного участка.

2. Определение возможных причин возникновения провала и прекращение их воздействия.

3. Определение основных геометрических параметров провала и разработка математической модели деформации. Прогноз развития деформации во времени.

4. Формулирование прочностных и деформационных требований к тампонажно-закладочному массиву.

5. Выбор и обоснование способа ликвидации провала.
6. Выбор или разработка рецептуры тампонажного раствора, с требуемыми технологическими параметрами.
7. Выбор и обоснование технологической схемы ликвидации провала, подбор необходимого оборудования.

В качестве материала засыпки провала рекомендовано использовать перегоревшие отвальные породы. Исследования на образцах породы, отобранных на шахтах «Центральная» (г. Антрацит), «Ворошиловская» (г. Ровеньки) и «Украина» (г. Перевальск), показали, что их усадка в увлажненном состоянии составляет 22-29 % при нагрузках до 0,5 МПа. Эти же породы решено было использовать в качестве базового сырья для тампонажно-закладочного раствора.

Исследования свойств растворов показали, что для достижения пластичной прочности 0,3 МПа в глино-породную смесь достаточно ввести 40 кг цемента марки М400. Рецептура и свойства тампонажно-закладочных смесей приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Свойства тампонажно-закладочной смеси

Кол.-во породы, кг/м <sup>3</sup>	Кол.-во бентонита, кг/м <sup>3</sup>	Плотность базовой суспензии, кг/м <sup>3</sup>	Кол.-во цемента, кг/м <sup>3</sup>	Плотность раствора, кг/м <sup>3</sup>	Пластическая прочность через 10 суток, кПа	Динамическое напряжение сдвига, Па	Усадка, %
820-825	6	1450-1470	40	1490-1520	312-320	47-52	0

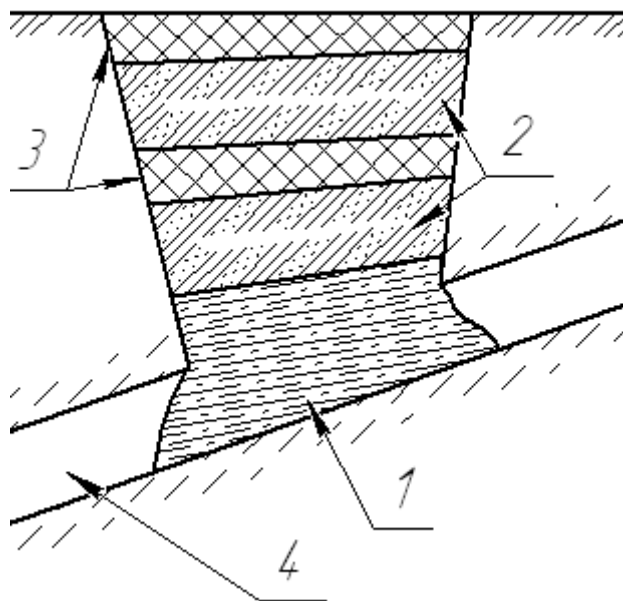
На основании этой методики и исследований свойств тампонажно-закладочных материалов был разработан способ ликвидации провалов методом послойного тампонажа.

Идея предлагаемого способа состоит в уменьшении материальных затрат на ликвидацию провалов земной поверхности путем создания композитной самонесущей конструкции на основе тампонажно-закладочных смесей с широким использованием перегоревших отвальных пород (рисунок 4).

Для предотвращения ухода тампонажного материала в подземную выработку в устье провала сооружают опорную подушку из глиноцементного раствора с повышенным содержанием цемента (до 500 кг/м<sup>3</sup>).

После набора необходимой прочности подушки, на нее укладывают слой горелой породы, толщина которого зависит от ее прочно-

стных и компрессионных свойств. Для ускорения процесса усадки перегорелой породы при засыпке производят ее дополнительное увлажнение.



1 – опорная предохранительная цементная подушка; 2 – засыпка провала перегоревшей породой; 3 –стабилизационные слои из смеси глиноцементного раствора с добавкой перегорелой породы; 4 –подземная полость.

Рисунок 4 – Схема ликвидации провалов методом послойного тампонирования

После этого провал заливают в безнапорном режиме безусадочным глиноцементным тампонажным раствором, основе этой же породы, высотой слоя не более 0,3 высоты засыпки.

В результате, получаем ускорение процесса усадки закладочного материала под действием увлажнения и пригрузки вышележащего слоя. При этом в закладочный материал проникают частицы тампонажного раствора, которые делают границу между слоями более размытой и предотвращают разрывы сплошности материала закладки при стабилизации и твердении.

Последующее чередование слоев засыпки и тампонажного раствора, регулирование свойств раствора приводит к контролируемому процессу осадки засыпочногo материала, что позволяет добиваться заранее заданных деформационных и прочностных параметров массива.

Достоинством этой технологической схемы является:

- обеспечение совместной работы слоев закладки;
- использование местных строительных материалов;

- пониженный расход цемента;
- предотвращение поступления поверхностных вод в зону провала;
- управляемость прочностными и деформационными характеристиками во время производства работ;
- достижение заданной несущей способности.

**Выводы.** Таким образом, предложенный способ является эффективной технологией ликвидации провальных деформаций на поверхности земли, путем сочетания засыпки горелой породой и нагнетания ресурсосберегающих тампонажных растворов, обеспечивающей гарантированное заполнение пустот, что позволяет решать технические и экологические проблемы.

### **Библиографический список**

1. *Техногенные последствия закрытия угольных шахт Украины* / [Гавриленко Ю.Н., Ермаков В.Н., Кренида Ю.Ф. и др.]; под ред. Ю.Н. Гавриленко, В.Н. Ермаков. – Донецк, 2004. - 631с.

2. *Горный закон Украины* // *Голос Украины*. - 1999. - №225.

3. *Комплексная технология ликвидации наклонных выработок: монография* / [Кипко Э.Я., Должиков П.Н., Рябичев В.Д.]. – Донецк: Норд-Пресс, 2005. – 220с.

4. *Смородин Г.М. Ликвидация провалов в устьевой части наклонного ствола* / Г.М. Смородин, Э.Я. Кипко // *Проблемы горного дела и экологии горного производства: матер. междунар. науч.-практ. конф., 2008 г. : тезисы докл.* - Донецк, Норд-Пресс. - 2008. - С. 75-77.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Гайко Г.И.*

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

## **ПРОГНОЗ ПУЧЕНИЯ ПОЧВЫ В ПРИМЫКАЮЩИХ К ЛАВАМ ПОДГОТОВИТЕЛЬНЫХ ВЫРАБОТКАХ**

*Наведено емпіричні залежності для розрахунку величини підняття підшви на окремих ділянках виробки та при трьох способах охорони прилеглих до лав виробок.*

**Ключові слова:** *підняття підшви, способи охорони виробок.*

*Приведены эмпирические зависимости для расчета величины пучения почвы на отдельных участках выработки и при трех способах охраны примыкающих к лавам выработок.*

**Ключевые слова:** *пучение почвы, способы охраны выработок.*

С ростом глубины разработки угольных пластов в Донбассе увеличивается смещение пород в выработки, ухудшается их состояние. Затраты на ликвидацию последствий пучения почвы в подготовительных выработках составляют 70% суммарных затрат на добычу угля [1]. Для их снижения необходимо применять рациональные способы охраны выработок, способы, технологии уменьшения пучения пород, выбор и разработка которых основаны на закономерностях и прогнозе величин пучения. Пучение зависит от большого числа горно-геологических и горнотехнических факторов. Вероятностно-статистические методы прогноза разработаны с применением формулы Бейеса, наиболее подходящей для обработки и обобщения большого числа данных, полученных при замерах смещений в выработках [2] или горно-геологических условий отработки угольных пластов [3]. Особенности анализируемых методов [2,3]: пригодны для капитальных, основных выработок; не учитывают сложный характер пучения почвы в зонах влияния очистной выработки; статистические данные об условиях отработки пластов и проявлениях горного давления [4] существенно изменились. Необходимо разработать метод прогноза пучения почвы в подготовительных выработках на новой основе.

Цель работы – разработать метод прогноза пучения почвы в примыкающих к лавам подготовительных выработках.

Сущность предлагаемого метода прогноза следующая. Основой являются условия отработки угольных пластов Донбасса, намеченных к отработке в 21 столетии, и приведенные в «Кадастре...» [5], по которым рассчитаны степени пучения почвы отдельно для капитальных, основных выработок и для примыкающих к лавам выработок.

Смещение пород в выработки рассчитаны согласно «Указаниям...» ВНИМИ [6] только для выработок, примыкающим к лавам. Исследована зависимость пучения почвы от горно-геологических факторов.

В работе [5] приведены данные о горно-геологических условиях 253 шахтопластов на 107 шахтах Донбасса, разрабатывающих пологие и наклонные пласты, по состоянию на 2001 год, а в работе [4], соответственно, 432 шахтопласта на 232 шахтах по состоянию на 1980 год.

За 20 лет существенно изменились условия отработки пластов. Относительное распределение шахтопластов по глубине разработки приведено на рисунке 1, согласно которому количество шахтопластов, обрабатываемых на глубине более 600 м уменьшилось с 47 до 41 %, а на глубине 900 м и более увеличилось с 10% до 29%.

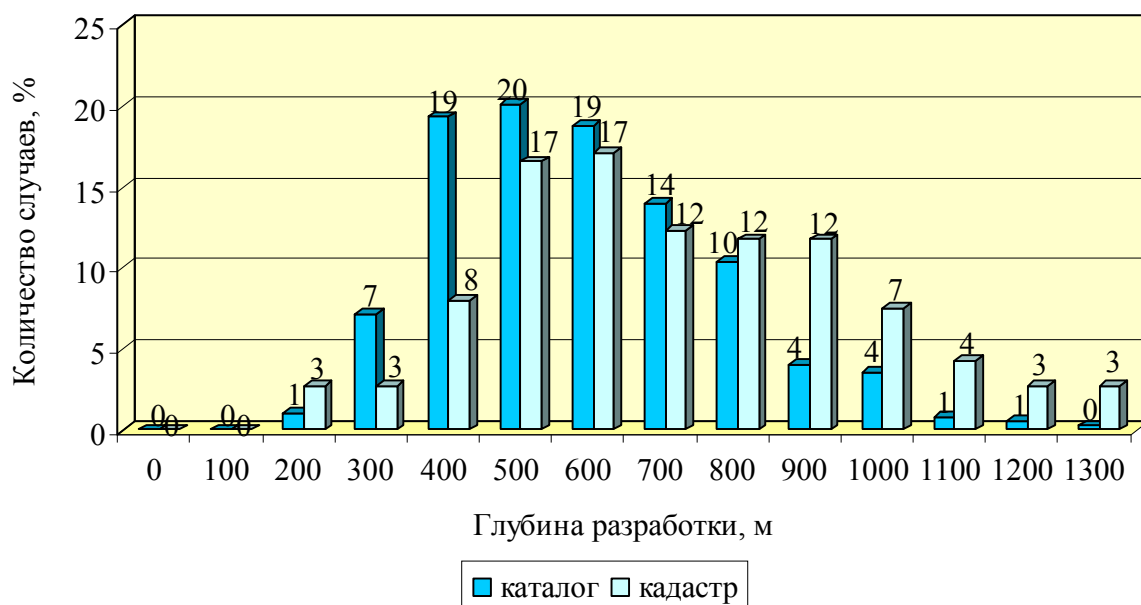


Рисунок 1 – Распределение шахтопластов по глубине

В работе [5] глубина не приведена. Для 200 шахтопластов она взята по результатам исследования условий лав Донбасса, выполненных



ДонГТУ при выполнении госбюджетных тем, связанных с нарушением кровель пластов в 2001 году.

Изменения количества и условий обрабатываемых шахтопластов обусловили изменения основного показателя пучения почвы – степени пучения, который определяется по формуле для выработок:

одиночных

$$K = \frac{H}{\sigma_{п}}, \text{ м} \cdot \text{МПа}^{-1}, \quad (1)$$

где  $H$  – глубина разработки, м;

$\sigma_{п}$  - расчетная прочность почвы, МПа;

примыкающих к лавам

$$K = K_d \frac{H}{\sigma_{п}}, \text{ м} \cdot \text{МПа}^{-1}, \quad (2)$$

где  $K_d$  – коэффициент, учитывающий тип обрушаемости кровли;  $K_d = 2$  для легкообрушающейся;  $K_d = 2,5$  для среднеобрушающейся;  $K_d = 3$  для труднообрушающейся кровли.

На рисунке 2 приведено распределение шахтопластов по степени пучения почвы. Количество обрабатываемых пластов с малопучащими, пучащими и сильнопучащими почвами увеличилось на 11% по сравнению с 1980 годом.

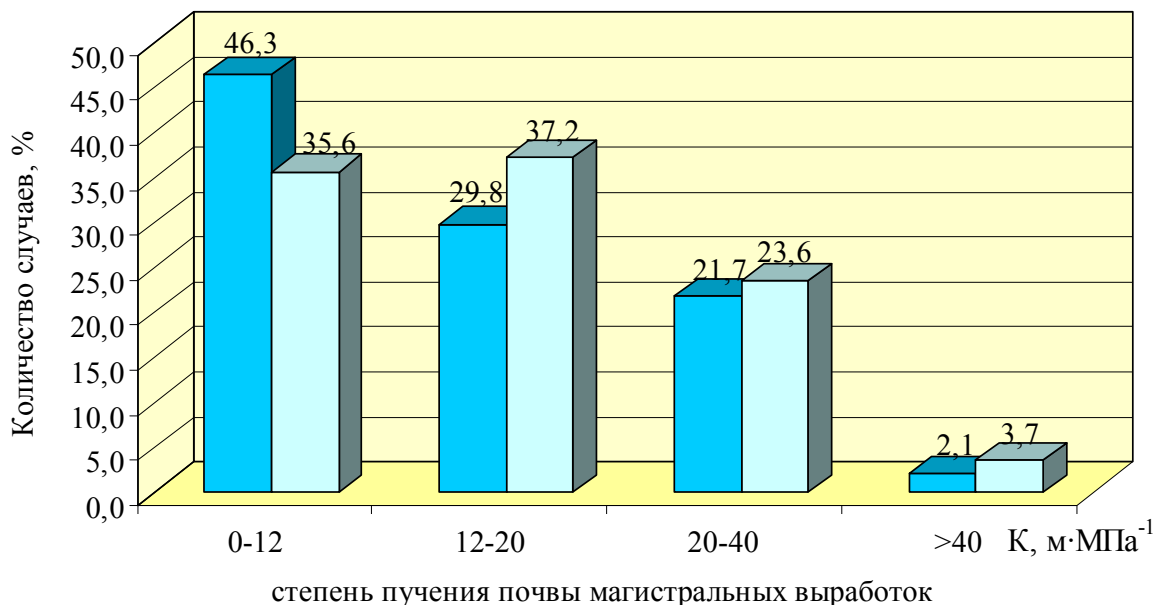


Рисунок 2 – Распределение шахтопластов по степени пучения почв

В дальнейшем все исследования проведены на основании данных работы [4]. На рисунке 3 приведены диаграммы распределения степени пучения для основных и примыкающих к лавам выработок. Отличия существенные: к непучащим отнесено 4% почв, а к пучащим и сильнопучащим – 79% в примыкающих к лаве выработках, вместо 28% для выработок, не испытывающих влияние очистных выработок.

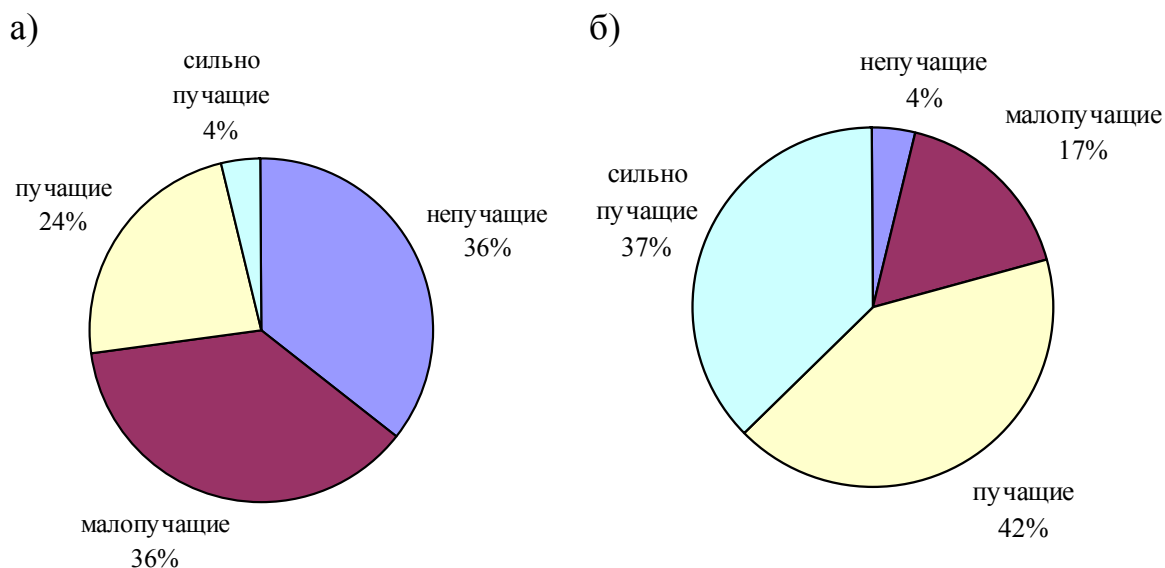


Рисунок 3 – Диаграмма распределения степени пучения для выработок:  
а) основных; б) примыкающих к лавам

Смещение пород в 200 выработках рассчитано согласно работе [6] на ЭВМ по программе, разработанной на кафедре РМПИ ДонГТУ для отдельных зон:  $U_{пр}$  – смещение под влиянием проведения выработки;  $V_{0t_0}$  – в выработке как одиночной после периода интенсивного смещения пород;  $U_1$  – смещение под влиянием передней зоны опорного давления;  $U_1^{ост}$  – смещения за первой лавой;  $U_2$  – смещение под влиянием передней зоны опорного давления второй лавы.

Схема формирования смещения приведена на рисунке 4.

Отдельно рассчитаны величины пучения почвы для этих же зон и для способов охраны:

- для выработок вне зоны влияния лав,  $U_{п.м.}$ ;
- поддержание выработки в массиве и погашение ее вслед за лавой,  $U_{общ1п.}$ ;
- охраны выработок искусственными ограждениями для повторного использования выработки,  $U_{общ2п.}$ ;
- проведение выработки вприсечку к ранее погашенной выработке,  $U_{общ3п.}$

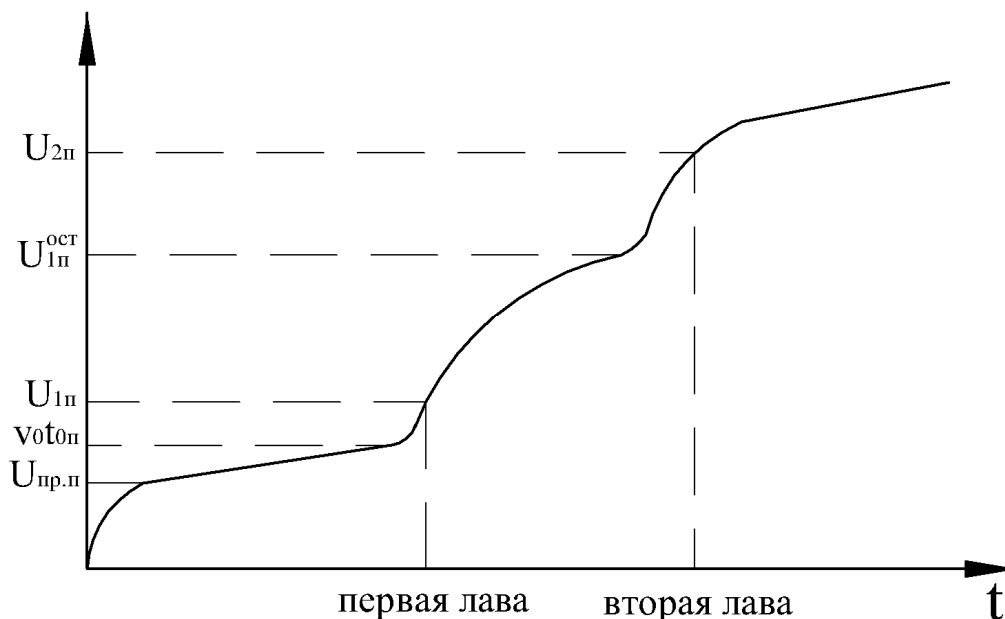


Рисунок 4 – Схема формирования смещения пород в выработку

Проанализировано влияние глубины разработки, мощности пласта, степени пучения почвы на величину пучения пород; исследованы линейная, квадратичная, кубическая и логарифмическая зависимости. С увеличением глубины разработки пучение почвы выработки увеличивается линейно. Так, например,

$$U_{\text{общ1п}} = 0,59H, \text{ мм}, \quad (3)$$

$$R^2 = 0,49, F = 185,9, \alpha = 3,3 \cdot 10^{-30},$$

где  $R^2$  – коэффициент детерминации;

F – критерий Фишера;

$\alpha$  – значимость F.

Получены также достоверные уравнения влияния мощности пласта на пучение почвы, но с коэффициентом детерминации 0,11.

Например

$$U_{\text{общ1п}} = 181,4 + 178,4m, \text{ мм}, \quad (4)$$

$$R^2 = 0,11, F = 23,9, \alpha = 2,1 \cdot 10^{-6}.$$

Наиболее значимый фактор – степень пучения, в котором одновременно учтены глубина разработки, прочность пород, влияние очистной выработки.

На рисунке 5 приведена кривая, характеризующая зависимость пучения почвы под влиянием проведения.

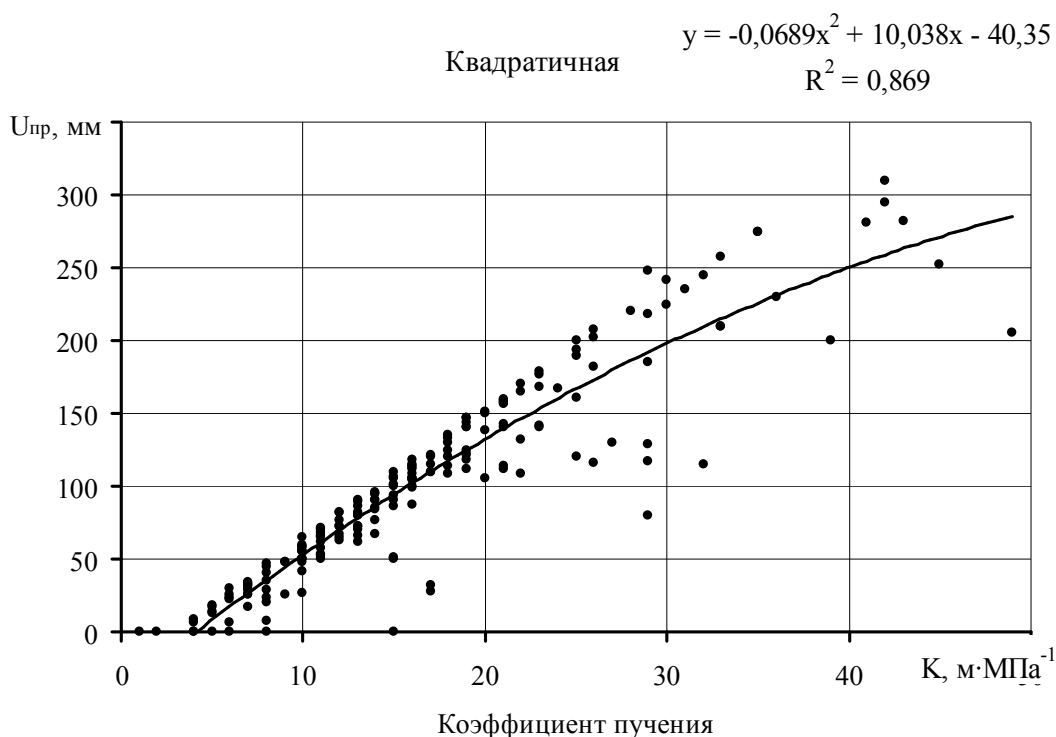


Рисунок 5 – Зависимость пучения от степени пучения под влиянием проведения

Уравнения для определения пучения почвы на отдельных участках приведены ниже.

Пучение почвы под влиянием проведения выработки определяем по формуле

$$U_{\text{пр.п}} = -0,0689K^2 + 10,038K - 40,35, \text{ мм}, \quad (5)$$

$$R^2 = 0,87, F = 657,2, \alpha = 2,2 \cdot 10^{-87},$$

где  $K$  – степень пучения почвы.

Пучение почвы в выработке после периода интенсивного смещения

$$V_{0t_0} = -0,0219K^2 + 4,326K - 15,9, \text{ мм}, \quad (6)$$

$$R^2 = 0,8651, F = 625, \alpha = 1,5 \cdot 10^{-85}.$$

Пучение почвы в выработке вне зоны влияния лавы

$$U_{\text{м.п}} = -0,0908K^2 + 14,364K - 56,25, \text{ мм}, \quad (7)$$

$$R^2 = 0,7456, F = 285,8, \alpha = 1,1 \cdot 10^{-58}.$$

Уравнения для определения пучения почвы:

- под влиянием передней зоны опорного давления первой лавы

$$U_{1п} = -0,038K^2 + 8,1K, \text{ мм}, \quad (8)$$

$$R^2 = 0,97, F = 2971,1, \alpha = 8,9 \cdot 10^{-147};$$

- за лавой

$$U_1^{\text{ост}} = -0,056K^2 + 12,5K, \text{ мм}, \quad (9)$$

$$R^2 = 0,97, F = 2970,6, \alpha = 9,1 \cdot 10^{-147};$$

- под влиянием передней зоны опорного давления второй лавы

$$U_{1п} = U_{2п}. \quad (10)$$

На рисунке 6 показаны зависимости пучения почвы на отдельных участках выработки.

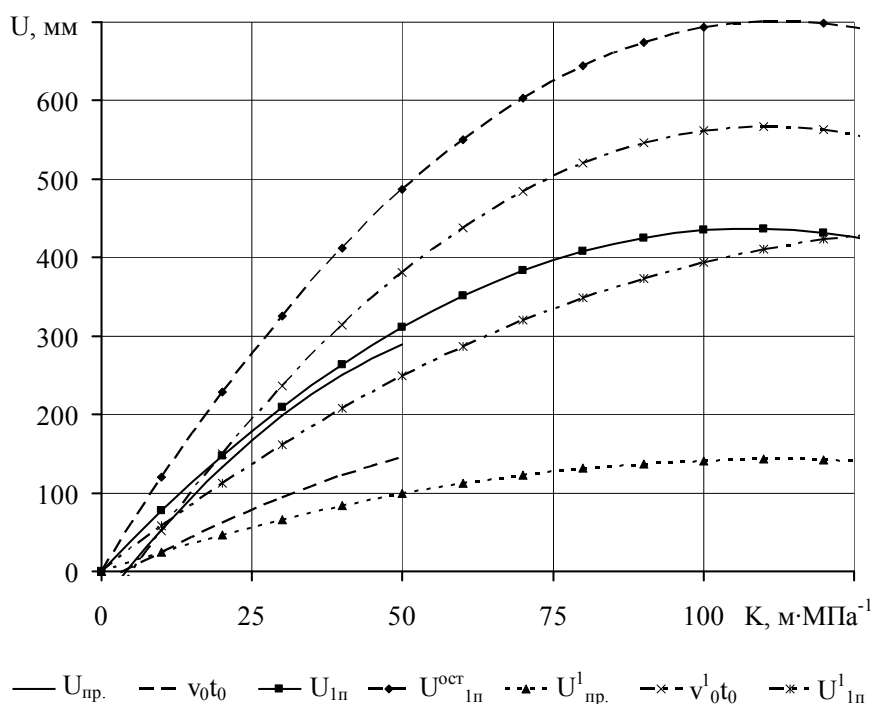


Рисунок 6 – Пучение почвы на отдельных участках выработки

Зависимость суммарных величин пучения почвы для различных способов охраны выработок:

- при поддержании выработки в массиве и погашении за лавой

$$U_{\text{общ1п}} = -0,056K^2 + 13,7K - 32,7, \text{ мм}, \quad (11)$$

$$R^2 = 0,79, F = 358, \alpha = 5,3 \cdot 10^{-66};$$

- при повторном использовании выработки

$$U_{\text{общ2п}} = -0,14K^2 + 33,1K, \text{ мм}, \quad (12)$$

$$R^2 = 0,96, F = 2553,3, \alpha = 1,4 \cdot 10^{-140};$$

- при проведении вприсечку

$$U_{\text{общ3п}} = -0,087K^2 + 20,3K - 68,3, \text{ мм}, \quad (13)$$

$$R^2 = 0,77, F = 334, \alpha = 1,0 \cdot 10^{-63}.$$

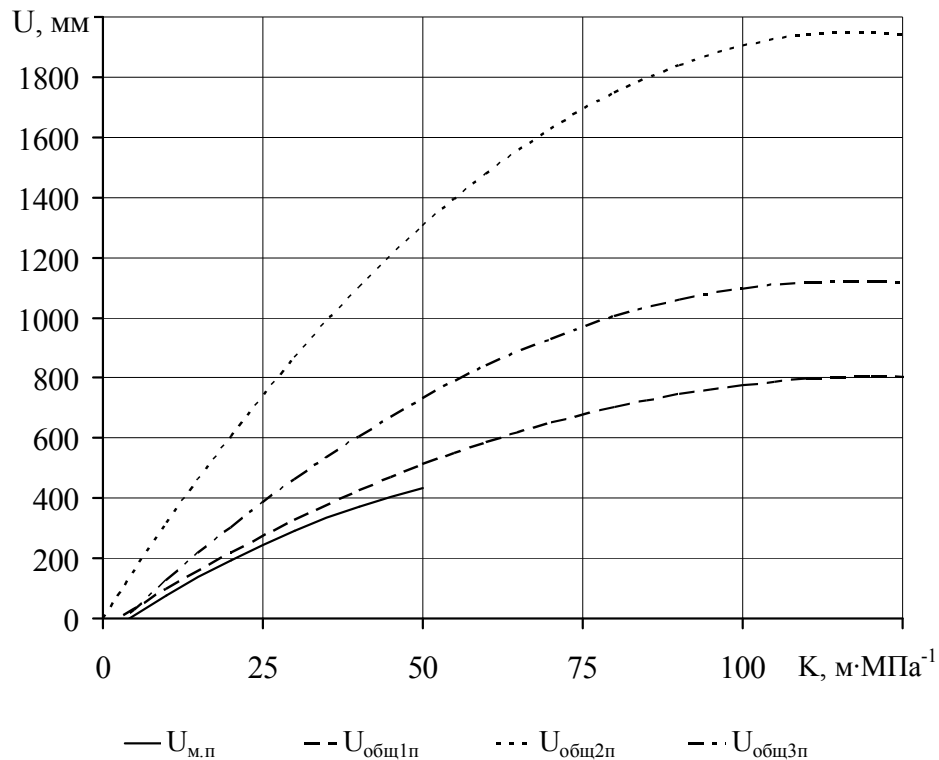


Рисунок 7 – Зависимости пучения почвы при способах охраны примыкающих к лавам выработок

Уравнения (5-9, 11-13) пригодны при  $U_{\text{пн}} \geq 0$ , т.е при  $K \geq 7$ .

Расчеты пучения почвы выполнены для сечения выработки в свету 10 м<sup>2</sup>, количестве рам – 1 рама/м, при проведении выработки буровзрывным способом. При другом сечении выработки пучение можно уточнить по значению коэффициента

$$K_s = 0,31\sqrt{S}, \quad (14)$$

где  $S$  – сечение выработки,  $m^2$ .

Влияние плотности установки крепи учитывать по формуле

$$U_{np} = \frac{U_{ni}}{\sqrt{P}}, \quad (15)$$

где  $P$  – плотность установки рам, рам/м;

$U_{ni}$  – пучение почвы при плотности 1 рама/м;

$U_{np}$  – пучение почвы при плотности  $P$  рам/м.

**Выводы.** Эмпирические зависимости пригодны для расчета величины пучения в передней и боковой зонах опорного давления, определения объемов работ по ликвидации последствий пучения почвы, установления рациональной области применения способа уменьшения пучения, обоснования способа охраны примыкающих к лавам выработок, при выборе системы разработки пласта.

Направление дальнейших исследований – разработка метода прогноза пучения при различных способах охраны основных выработок на шахтах Донбасса.

### Библиографический список

1. Гапеев С.М. *Закономірності втрати пружно-пластичної стійкості складноструктурного масиву навколо одиночної виробки: автореф. канд. техн. наук/ С.М. Гапеев. – Днепропетровськ: 2004. – 16 с.*
2. Заславский Ю.З. *Расчеты параметров крепи выработок глубоких шахт / Заславский Ю.З., Зорин А.Н., Черняк И.Л. – К.: «Техника», 1972. – 156 с.*
3. Литвинский Г.Г. *Метод прогноза пучения почвы в горных выработках / Г.Г. Литвинский, Э.В. Фесенко // Уголь Украины. – 2004. - №1. – С. 9-11.*
4. *Каталог шахтопластов Донецкого угольного бассейна с характеристикой горно-геологических факторов и явлений: каталог / [сост. М.И. Устинов и др.; ред. Сжиренская С.А.]. – М.:ИГД им. А.А. Скочинского, 1982. – 368 с.*
5. *Кадастр угольных шахтопластов, предусмотренных к отработке шахтами и разрезами Госуглепрома Украины с характеристикой горно-геологических, горнотехнических условий и показателей качества углей: каталог / [авт. В.Я. Долгий и др.; ред. Большаков П.Я.]. – Донецк: Донуги, 2001. – 126 с.*
6. *Указания по рациональному расположению, охране и поддержанию горных выработок на шахтах СССР. – Изд. 4-е, доп. – Л.: 1986. – 222 с.*

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

*д.т.н. Должиков П.Н.,  
Палейчук Н.Н.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина),  
Демина Д.В.  
(ВНУ им. В. Даля, г. Антрацит, Украина)*

## **О ВЛИЯНИИ ИНТЕНСИВНОЙ ТРЕЩИНОВАТОСТИ НА УСТОЙЧИВОСТЬ ГОРИЗОНТАЛЬНЫХ ВЫРАБОТОК ШАХТ ВОСТОЧНОГО ДОНБАССА**

*Наведено результати шахтних досліджень стійкості виробок, а також параметрів інтенсивно тріщинуватих зон. За результатами досліджень розроблено класифікацію стійкості різних ділянок виробок поза зонами впливу очисних робіт і тектонічної порушеності за показником стійкості і параметрами тріщинуватості.*

***Ключові слова:** підготовчі виробки, ділянки, тріщинуватість, інтенсивність, класифікація.*

*Приведены результаты шахтных исследований устойчивости выработок, а также параметров интенсивно трещиноватых зон. По результатам исследований разработана классификация устойчивости различных участков выработок вне зон влияния очистных работ и тектонической нарушенности по показателю устойчивости и параметрам трещиноватости.*

***Ключевые слова:** подготовительные выработки, участки, трещиноватость, интенсивность, классификация.*

К основным составляющим, которые определяют эффективность подземной добычи угля, относится состояние подготовительных выработок. Одним из основных факторов, определяющих их устойчивое состояние, является трещиноватость породного массива. Воздействие трещиноватости на физико-механические свойства пород изучалось Ерофеевым Б.Н., Малининым С. И. и др. [1-3]. Анализ отечественных и зарубежных публикаций показывает, что в настоящее время под интенсивной трещиноватостью, в основном, понимается отношение некоторого характерного размера трещин к структурному блоку со средним размером  $h_{cp}$  [4]. Однако данное определение относится к сформировавшимся системам трещин, в первую очередь, в результате тектонических процессов. Согласно [5] под интенсивной понимается такая тре-



щииноватость, которая характеризуется увеличением количества и параметров трещин за фиксированный промежуток времени в определенном направлении пространства. Этому определению в большей степени соответствует технологическая трещиноватость. В связи с этим является актуальным исследование влияния интенсивной технологической трещиноватости на устойчивость подготовительных выработок.

**Целью работы** является исследование влияния интенсивной трещиноватости на устойчивость горизонтальных выработок шахт восточного Донбасса.

В качестве объекта исследований были выбраны горизонтальные подготовительные выработки пласта  $h_{10}$ : 15-й западный, 18-й восточный, 18-й западный, 20-й, 203-й и 204-й пром. штреки шахты «Партизанская», 10-й западный откаточный, вентиляционный, 3-й восточный пром., диагональный конвейерный и 1-й северный штреки шахты «Комсомольская» ГП «Антрацит», а также восточный и западный дренажные, конвейерные №1, 2, 5, 7, вентиляционный №1 штреки шахты им. В. В. Вахрушева ГП «Ровенькиантрацит». Вмещающие породы представлены сланцами глинистыми, мощность  $m$  которых в исследованных выработках находилась в пределах 4,7-9,5 м, а временная прочность на сжатие  $\sigma_c$  составляла 53,7-64,2 МПа, песчано-глинистыми  $m = 2,8-16,2$  м,  $\sigma_c = 67,5,6-71$  МПа и песчаными  $m = 7-24,6$  м,  $\sigma_c = 73-96,8$  МПа. Для оценки устойчивости выработок общая их длина разбивалась на участки по 40 м. Устойчивость оценивалась показателем  $\omega_S$ , определяемым, как отношение фактической площади поперечного сечения выработок к проектной, а также  $\omega_N$  – отношением количества неразрушенных рам металлокрепления к общему их числу на данном участке и расчетными значениями смещений пород  $U$ , исходя из значений показателя  $\omega_S$  [6].

Углы напластования пород в исследуемых выработках составляют  $\alpha = 2 - 19^\circ$  при диапазоне глубин  $H = 694 - 1115$  м.

В результате анализа степени и характера деформирования контура подготовительных выработок и элементов крепления на различных участках в условиях шахт ГП «Антрацит» и ГП «Ровенькиантрацит», по значению показателя  $\omega_N$  выделено четыре типа наиболее характерных зон: со значением показателя менее 0,5 – зона I-го типа, с  $\omega_N = 0,5$  ч 0,65 – зона II-го типа, со значением  $\omega_N = 0,651$  ч 0,8 – III-го типа, а участки с  $\omega_N > 0,8$  соответственно IV-го типа.

С целью определения изменения величины показателя устойчивости  $\omega_N$  в зависимости от густоты трещин массива за фиксированный промежуток времени (1 мес.) для условий пласта  $h_{10}$  в течении года проводились инструментальные исследования. При помощи фотопланиметрического метода определялось исходное значение густоты трещин,

затем определялось приращение количества трещин на 1 м длины выработки со временем в различных зонах. Наибольший интерес представляет интенсивность трещинообразования, при которой происходит качественный переход участка выработки из зон предыдущего в зоны последующих типов.

Результаты исследования развития трещиноватости в горизонтальных пластовых подготовительных выработках, срок эксплуатации которых превышал 5 лет, вне зон влияния очистных работ и тектонической нарушенности для условий пласта  $h_{10}$  представлены на рисунке 1.

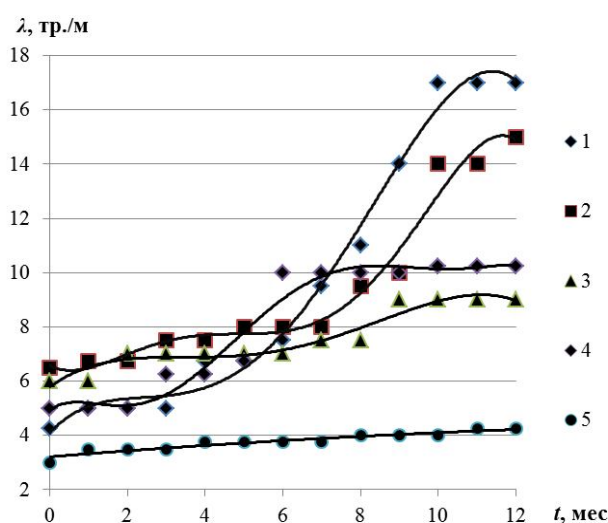


Рисунок 1 – График развития трещиноватости во времени в зонах различного типа подготовительных выработок пласта  $h_{10}$

На рисунке 1 кривая 5 соответствует зоне IV типа на момент окончания исследования. Кривая 3 соответствует зоне II типа, (значение показателя устойчивости  $\omega_N = 0,6$ ) переход на которую произошел на 8-м месяце исследований; до этого показатель  $\omega_N$  участка выработки, представленного кривой 3, составлял 0,75 (зона III типа). На участке выработки, представленном кривой 4 в течении года показатель  $\omega_N$  изменился с 0,825 (май 2009 г.) до 0,575 (апрель 2010 г.). Переход из зоны IV в зону III типа произошел на втором месяце исследований, а из зоны III в зону II типа – на пятом. В зонах, представленных кривыми 1 и 2, значение показателя  $\omega_N$  составляло соответственно 0,825 и 0,7 на момент начала исследований и 0,375, 0,45 по прошествии года. На участке, характеризуемого кривой 1, значение показателя  $\omega_N$  изменилось с 0,825 до 0,75 на четвертом месяце исследований, с 0,725 до 0,575 на шестом, с 0,55 до 0,375 на восьмом. На участке выработки, развитие трещиноватости в которой отражено кривой 2, исходное значение показателя устой-

чивости составляло 0,7; на третьем месяце опустилось до 0,65, а на одиннадцатом уменьшилось до 0,45.

Для аппроксимации эмпирических зависимостей кривыми 1-5 на рисунке 1 использовался табличный редактор Microsoft® Excel® 2010. При выборе наиболее оптимального вида зависимостей, из множества существующих, а также степени полиномов, использовался показатель достоверности аппроксимации  $R^2$ . Выбирался такой вид зависимостей, которым соответствовало наибольшее значение показателя  $R^2$ . Кривые 1-5 методом наименьших квадратов аппроксимируются соответствующими функциями вида:

$$\lambda(t)_1 = 4,093 + 1,505t - 0,646t^2 + 0,115t^3 - 0,005t^4, \text{ (тр./м)/мес,} \quad (1)$$

$$\lambda(t)_2 = 6,214 + 1,212t - 0,458t^2 + 0,065t^3 - 0,003t^4, \text{ (тр./м)/мес,} \quad (2)$$

$$\lambda(t)_3 = 5,786 + 1,028t - 0,345t^2 + 0,047t^3 - 0,002t^4, \text{ (тр./м)/мес,} \quad (3)$$

$$\lambda(t)_4 = 5,205 - 1,033t + 0,583t^2 - 0,064t^3 + 0,002t^4, \text{ (тр./м)/мес,} \quad (4)$$

$$\lambda(t)_5 = 3,26 + 0,01t, \text{ (тр./м)/мес,} \quad (5)$$

где  $\lambda(t)_1, \lambda(t)_2, \lambda(t)_3, \lambda(t)_4, \lambda(t)_5$  – густота трещин во времени для участков выработок представленных кривыми 1-5, (тр./м)/мес;

$t$  – время фиксации соответствующего значения густоты трещин массива, мес.

Показатель достоверности аппроксимации  $R^2$  для выражений (1)-(5) составляет 0,85, 0,78, 0,73, 0,79 и 0,83 соответственно.

Для зависимостей (1) - (4) точность постоянных коэффициентов составляет 0,001. Выбор данного значения обусловлен необходимостью в соответствующей точности аппроксимации полиномиальными зависимостями для последующего определения интенсивности трещинообразования.

Зависимость изменения густоты трещин во времени для зон I-го типа (кривые 1 и 2) аппроксимируются полиномиальными зависимостями (1) и (2). Тогда, зная время, при котором произошел переход зоны II-го в зону I-го типа, определим интенсивность развития трещиноватости, при которой произошел данный переход.

Интенсивность изменения величины  $x$  функции  $y = f(x)$ , при условии, что эта функция непрерывна и дифференцируема в каждой точке, определяется как производная первого порядка:

$$v = f'(x) = \frac{dy}{dx}. \quad (6)$$

Количество трещин на 1 п.м. длины выработки для участка, представленного кривой 1 в момент зафиксированного перехода из зоны II-го в зону I-го типа определяется при помощи выражения:

$$v_1 = 1,505 - 1,292t + 0,345t^2 - 0,015t^3, \text{ (тр./м)/мес,} \quad (7)$$

где  $v_1$  – интенсивность трещинообразования на участке выработки представленном кривой 1 в точке зафиксированного перехода из зоны II-го в зону I-го типа.

На участке выработки, развитие трещиноватости в котором отражается кривой 1, показатель устойчивости изменился с 0,55 до 0,375 на восьмом месяце, т.е.  $t = 8$ . Тогда:

$$v_1 = 1,505 - 1,292 \cdot 8 + 0,345 \cdot 8^2 - 0,015 \cdot 8^3 = 3,01 \approx 3 \text{ (тр./м)/мес.}$$

Интенсивность трещинообразования для участка выработки, представленного кривой 2 в момент перехода из зоны II-го в зону I-го типа ( $t = 11$  мес.) определяется выражением:

$$v_2 = 1,212 - 0,916t + 0,195t^2 - 0,012t^3 = 1,24 \text{ (тр./м)/мес.} \quad (8)$$

Интенсивность трещинообразования на 1 п.м. длины для участков выработок, представленных кривыми 1 и 2, в момент перехода из зон III-го в зоны II-го типа ( $t_1 = 3$  мес.,  $t_2 = 6$  мес.) согласно (6) составляет:

$$v_1 = 1,505 - 1,292 \cdot 3 + 0,345 \cdot 3^2 - 0,015 \cdot 3^3 = 0,19 \approx 0,2 \text{ (тр./м)/мес.}$$

$$v_2 = 1,212 - 0,916 \cdot 6 + 0,195 \cdot 6^2 - 0,012 \cdot 6^3 = 0,14 \text{ (тр./м)/мес.}$$

Для участков выработок, представленных кривыми 3 и 4, в момент зафиксированного перехода из зоны III-го в зону II-го типа ( $t_3 = 8$  мес.,  $t_4 = 5$  мес.) значение интенсивности трещиноватости составляет:

$$v_3 = 1,028 - 0,69t + 0,141 \cdot t^2 - 0,008 \cdot t^3 = 0,44 \text{ (тр./м)/мес,} \quad (9)$$

$$v_4 = -1,033 + 1,166t - 0,192 \cdot t^2 + 0,008 \cdot t^3 = 0,99 \approx 1 \text{ (тр./м)/мес.} \quad (10)$$

Для участка выработки, представленного кривой 4, в момент перехода из зоны IV-го в зону III-го типа ( $t_4 = 2$  мес.) интенсивность развития трещиноватости составляет:

$$v_4 = -1,033 + 1,166 \cdot 2 - 0,192 \cdot 2^2 + 0,008 \cdot 2^3 = 0,59 \approx 0,6 \text{ (тр./м)/мес.}$$

Анализ полученных зависимостей показывает, что в условиях пласта  $h_{10}$  наиболее интенсивное развитие трещин (3 и 0,5 (тр. / м) /мес для зон, представленных кривыми 1 и 2 соответственно) происходит при переходе участка выработки из зоны II-го в зону I-го типа, а наименее интенсивное – при переходе из зоны III-го в зону II-го типа.

В результате обобщения материалов шахтных исследований (значений показателя  $\omega_S$ , временной прочности на сжатие пород кровли  $\sigma_c$ , мощности пород кровли  $m$ , среднего значения смещений пород  $U$ , а также вероятностей вывалообразований) в зонах подготовительных выработок различных типов, вне зон влияния очистных работ и тектонической нарушенности, разработана классификация, которая приведена в таблице 1.

Таблица 1 – Классификация трещиноватых зон выработок

Параметры	Значения показателя $\omega_N$ на участках выработок			
	$\omega_N < 0,5$	$0,5 \leq \omega_N \leq 0,65$	$0,65 \leq \omega_N \leq 0,8$	$\omega_N > 0,8$
1	2	3	4	5
Обозначение зон	I-го типа (интенсивно-трещиноватая)	II-го типа (активного развития трещин)	III-го типа (активизации трещинообразования)	IV-го типа (потенциального развития трещин)
Значение показателя $\omega_S$	< 0,6	0,6 - 0,72	0,73 - 0,85	> 0,85
Среднее значение временной прочности пород кровли $\sigma_c$ , МПа	50 - 90	50 - 80	62,5 - 85	72 - 97
Среднее значение мощности пород кровли $m$ , м	5 - 13	7 - 14	8,5 - 20	13,6 - 25

Продолжение таблицы 1

1	2	3	4	5
Значение густоты трещин $\lambda$ , м <sup>-1</sup>	7 - 20	5 - 10	4 - 9	3 - 7
Среднее значение смещений пород $U$ , м	1,835	1,1	0,65	0,155
Интенсивность трещиноватости $\nu$ , инициирующая переход в зону данного типа, (тр. / м) /мес	1,24 - 3	0,14 - 1	0,05 - 0,6	--
Вероятность вывалообразования $P(A)$ , %	87	30	2,8	0,5

**Выводы** Таким образом, к понятию «интенсивно трещиноватые» следует относить участки породного массива, развитие определенного значения трещиноватости в которых происходит за значительно меньший промежуток времени по сравнению с другими участками.

Тогда прогнозирование изменения показателя устойчивости в условиях шахт ГП «Антрацит» и ГП «Ровенькиантрацит» может осуществляться в соответствии с разработанной классификацией на основании степени (густоты) и интенсивности трещиноватости приконтурного породного массива, а также мощности и прочности пород кровли.

К направлению дальнейших исследований относится разработка аналогичной классификации для различных горно-геологических условий Восточного Донбасса и аналитическое описание соответствующих моделей поведения горного массива.

### **Библиографический список**

1. Малинин С.И. Геологические основы прогноза поведения пород в горных выработках по разведочным данным / С. И. Малинин. – М.: Недра, 1969. – 192 с.

2. Парчевский Л.Я. Исследование влияния породных полос на состояние подготовительных выработок: тез. докл. и сообщ. республ. межвуз. научн.- технич. совещ. по охране подготов. выработок на шахтах Донецкого бассейна / Л.Я. Парчевский, А.М. Симанович – Коммунарск, 1966. – С. 45–51.

3. Ерофеев Б.Н. Прогнозирование устойчивости горных выработок / Б.Н. Ерофеев. – Алма-Ата: Наука, 1977. – 81 с.

4. Шашенко А.Н., Пустовойтенко В.П. Механика горных пород: учебник для ВУЗов. – К.: Новый друк, 2004. – 400 с.

5. Должиков П.Н. Исследование особенностей условий эксплуатации арочных рамных крепей в зонах интенсивной трещиноватости / П.Н. Должиков, Н.Н. Палейчук, Ю.И. Кобзарь // Сборник научных трудов НГУ. – 2010. – №34, Т. 1. – С. 67-74.

6. Палейчук Н. Н. О горно-геометрических параметрах вывалообразования подготовительных выработок глубоких шахт / Н. Н. Палейчук // Науковий вісник Національного гірничого університету. – 2010. – №11-12. – С. 43-45.

**Рекомендована к печати д.т.н., проф. Гайко Г.И.**

*к.т.н. Ларченко В. Г.,  
Денисенко Е. А.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **АНАЛИЗ ПОГРЕШНОСТЕЙ ПРОЕКТИРОВАНИЯ КООРДИНАТ С ПОВЕРХНОСТИ В ШАХТУ ГРАВИТАЦИОННЫМ СПОСОБОМ**

*Розглянуті фактори, які впливають на точність проектування координат з поверхні на орієнтований горизонт гравітаційним способом. Встановлена залежність зходження вісей від відстані між ними та глибини орієнтованого горизонту, залежності швидкості та часу руху кульки по стовбуру від глибини горизонту.*

***Ключові слова:** проектування координат, глибина орієнтованого горизонту, зхождення вісей, швидкість та час руху кульки.*

*Рассмотрены факторы, влияющие на точность проектирования координат с поверхности на ориентируемый горизонт гравитационным способом. Установлена зависимость схождения отвесных линий от расстояния между ними и глубины ориентируемого горизонта, зависимости скорости и продолжительности движения шарика по стволу от глубины горизонта.*

***Ключевые слова:** проектирование координат, глубина ориентируемого горизонта, схождение отвесных линий, скорость и продолжительность движения шарика.*

Ориентирование шахт является одной из главных задач маркшейдеров при подземной разработке полезных ископаемых. При вскрытии месторождения вертикальными стволами, оно включает проектирование с поверхности в шахту координат  $X$ ,  $Y$  минимум одной точки и примыкание к ней (или к ним) на поверхности и в шахте. Проектирование координат  $X$ ,  $Y$  на ориентируемый горизонт до настоящего времени выполняется шахтными отвесами [1], что требует длительной остановки ствола, наличия оборудования, спуска и подъема отвесов.

Предложенное С. В. Бегичевым [2] лазерное центрирование подземных маркшейдерских опорных сетей применения не нашло ввиду необходимости использования крупногабаритной дорогостоящей сложной аппаратуры, длительного простоя ствола и влияния многочисленных факторов на точность проектирования.



Поэтому новый гравитационный способ проектирования координат  $X$ ,  $Y$  точек с поверхности на ориентируемый горизонт [3,4] исключает или значительно снижает указанные недостатки, является актуальным и имеет практическое значение.

Целью исследований является анализ погрешностей предложенного авторами статьи гравитационного способа [3,4] и определение их зависимости от определяющих факторов.

При проектировании координат  $X$ ,  $Y$  с поверхности в шахту гравитационным способом необходимо установить зависимости и свести к минимуму влияние следующих основных погрешностей:

- схождение отвесных линий к центру сферической поверхности Земли;
- неравномерное движение воздуха в стволе;
- капеж в стволе.

Изучением воздействия воздушного потока на шахтный отвес занимались ученые СНГ Д. Н. Оглоблин, И. Г. Лисица, А. К. Сентемов, Н. А. Крякунов, П. И. Мустель и зарубежные ученые Вильский, Фокс, Эмшерман [5]. Установлено [1], что при наличии в стволах расстрелов и проводников движение воздуха в стволе становится хаотичным, учесть поведение отвеса весьма сложно. Поэтому до настоящего времени в неглубоких (до 100 м) стволах с незначительными скоростями воздушного потока проектирование выполняют неподвижным отвесом, а чаще - колеблющимся отвесом с наблюдениями на ориентируемом горизонте по двум взаимно перпендикулярным шкалам.

Проектирование точки гравитационным способом [3,4] представляет собой падение металлического шарика из направляющего отверстия с ускорением  $q_0$  под действием силы тяжести, зависящей от расстояния  $R$  до центра Земли и силы сопротивления воздуха, которая зависит от скорости движения  $V$ , определяемой по формуле (1):

$$V = \sqrt{2q_0H}, \text{ м/с} \quad (1)$$

где  $H$  – глубина горизонта, м.

В таблице 1 приведены результаты расчета скорости падения шарика  $V$  от глубины горизонта  $H$  и продолжительности движения шарика по стволу  $T$ , вычисленной по формуле (2):

$$T = \frac{H}{V_{\text{ср}}}, \text{ с} \quad (2)$$

где  $V_{cp}$  – средняя скорость движения шарика по стволу, м/с.

По результатам расчета, приведенным в таблице 1, построены графики зависимости  $V$  от  $H$  и  $T$  от  $H$ .

Из таблицы 1 и рисунка 1 видно, что продолжительность падения шарика до горизонтов 500, 1000 и 1500 м составит соответственно 8, 11 и 13 секунд, что примерно в 2000 раз меньше продолжительности влияния на шахтный отвес воздушного потока и капежа, при проектировании традиционным способом. Последнее соотношение свидетельствует о преимуществе гравитационного способа проектирования по указанным факторам, в сравнении с традиционным центрированием подземной маркшейдерской опорной сети.

Таблица 1 – Расчетные скорость  $V$  и продолжительность  $T$  падения шарика в стволе

Глубина, Н, м	Скорость, V, м/с	Средняя скорость, V <sub>ср</sub> , м/с	Продолжительность падения шарика, T <sub>шар</sub> , с
100	44,32	25,22	3,97
500	99,11	61,92	8,07
1000	140,16	90,53	11,05
1500	171,66	112,10	13,38

На рисунке 2 изображена схема для ее определения, откуда видно, что треугольники OAB и OA<sub>ш</sub>B<sub>ш</sub> подобны, значит

$$\frac{L_n}{L_{ш}} = \frac{R}{R-H} \quad (3)$$

где  $L_n, L_{ш}$  – расстояния между отвесными линиями на поверхности и в шахте;

R – радиус Земли, равный 6371110м;

H – глубина ориентируемого горизонта.

Из уравнения (3) найдем расстояние между отвесными линиями на ориентируемом горизонте  $L_{ш}$  и поправку за схождение отвесных линий  $\Delta L$ :

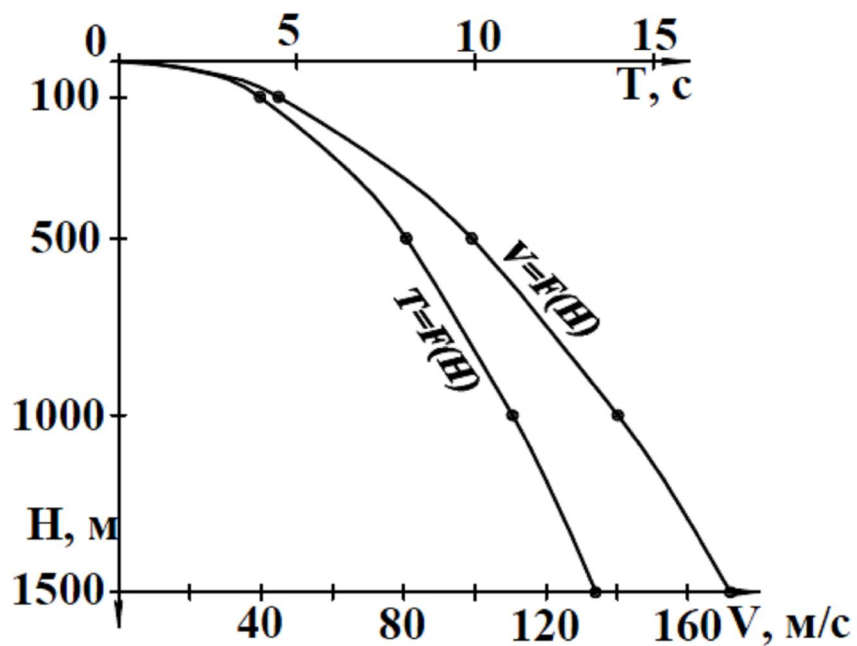


Рисунок 1 – Графики зависимости скорости  $V$  и продолжительности падения шарика  $T$  от глубины ориентируемого горизонта  $H$

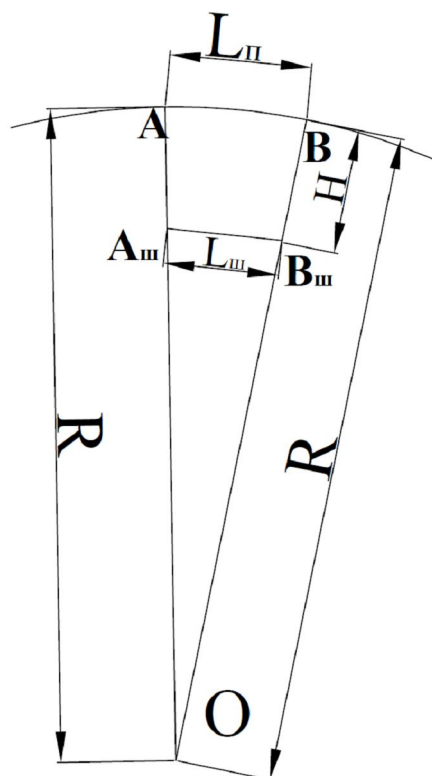


Рисунок 2 – Схема определения поправки за схождение отвесных линий к центру Земли

$$L_{\text{III}} = \frac{L_{\text{II}}(R-H)}{R}, \quad (4)$$

$$\Delta L = L_{\text{II}} - L_{\text{III}} = L_{\text{II}} - \frac{L_{\text{II}}R - L_{\text{II}}H}{R} = + \frac{L_{\text{II}}H}{R}, \quad (5)$$

$$\Delta L = + \frac{L_{\text{II}}H}{R}.$$

Поправку за схождение отвесных линий целесообразно учитывать также и при проектировании шахтными отвесами, при создании плановой опорной маркшейдерской сети в шахте, особенно при больших размерах шахтного поля и глубине более 1000м.

Примем  $L$  от 5м (при ориентировании через один вертикальный ствол) до 10 000м (фланговые стволы),  $H$  от 100м до 1500м и выполним расчет поправки за схождение отвесных линий.

Результаты вычислений по формуле (5) сведены в таблицу 2, по которым на рисунках 3 и 4 построены графики зависимости схождения отвесных линий от расстояния между ними и глубины ориентируемого горизонта.

Так как проектирование координат гравитационным способом может применяться и при ориентировании через два вертикальных ствола, т. е. при значительном расстоянии между «отвесами», то погрешность проектирования за счет схождения отвесных линий к центру Земли будет иметь систематический характер по направлению и преобладающей по величине.

Таблица 2 – Зависимость поправки за схождение отвесных линий ( $\Delta L$ ,мм) от расстояния между ними  $L$  и глубины ориентируемого горизонта  $H$

$L, \text{м}$ $H, \text{м}$	5	10	50	100	200	500	1000	2000	5000	10000
<b>100</b>	0,1	0,2	0,8	1,6	3,1	7,8	15,7	31,4	78,5	157,0
<b>500</b>	0,4	0,8	3,9	7,8	15,7	39,2	78,5	157,0	392,4	784,8
<b>1000</b>	0,8	1,6	7,8	15,7	31,4	78,5	157,0	313,9	784,8	1569,6
<b>1500</b>	1,2	2,4	11,8	23,5	47,1	117,7	235,4	470,9	1177,2	2354,4

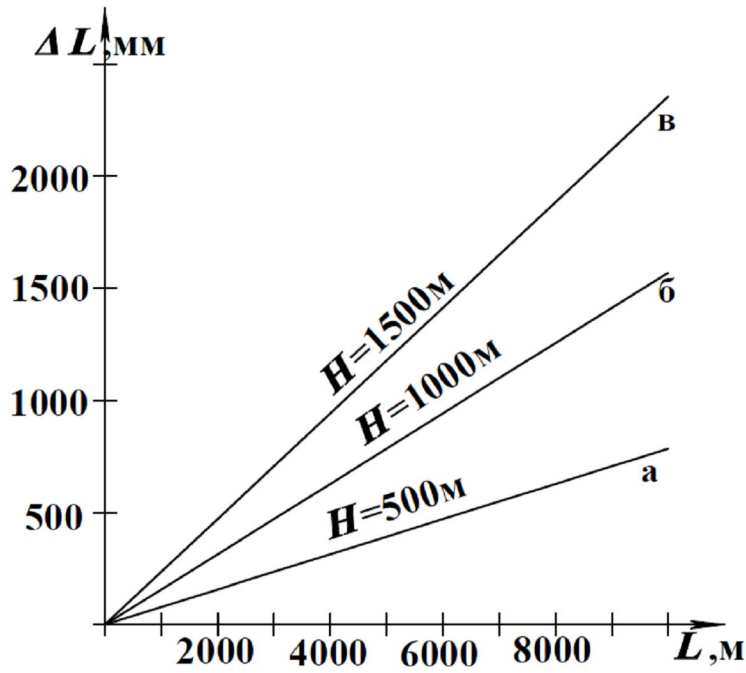


Рисунок 3 - График зависимости схождения отвесных линий  $\Delta L$  от расстояния между ними  $L$  при  $H$ : а = 500м; б = 1000м; в = 1500м

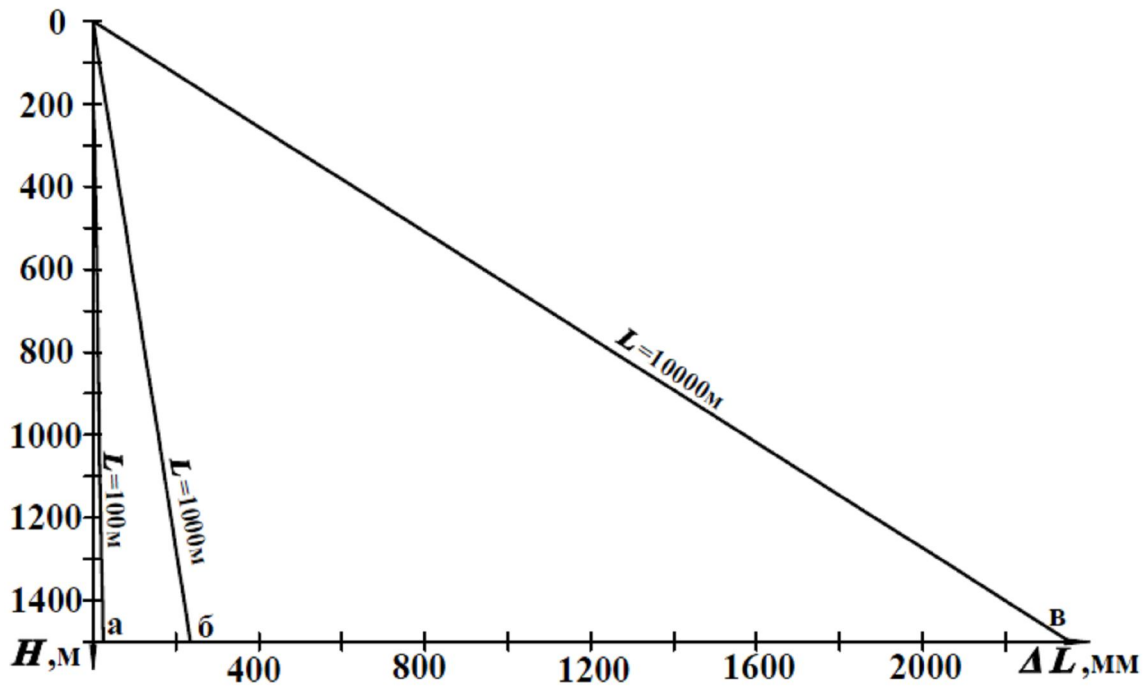


Рисунок 4 - Зависимость схождения отвесных линий  $\Delta L$  от глубины ориентируемого горизонта  $H$  при  $L$ : а = 100м; б = 1000м; в = 10000м

Анализ результатов вычислений (таблица 2) и графиков зависимостей на рисунках 3,4 показывает, что при ориентировании через один вертикальный ствол поправка за схождение отвесных линий при глубине ориентируемого горизонта 1300м составляет 1мм в плоскости створа отвесов, что не превышает допуска [6] и ее легко учитывать. При ориентировании через два вертикальных ствола (при  $L=50\text{м}$ ) поправка за схождение отвесных линий при глубине горизонта 1300м равна 10мм, что составляет  $\frac{1}{5000}$  расстояния между отвесными линиями, но она не влияет на погрешность определения дирекционного угла ориентируемых сторон, так как находится в плоскости створа отвесов и ее нужно учитывать. При ориентировании через фланговые стволы и построении маркшейдерских опорных сетей поправку за схождение отвесных линий обязательно необходимо учитывать, так как при глубине горизонта 1000м и расстоянии между отвесными линиями 10000м поправка составляет 1,570м.

#### **Выводы:**

- преобладающая по величине, систематическая по знаку поправка за схождение отвесных линий при ориентировании через один вертикальный ствол не превышает допустимой «Инструкцией ...» величины даже при глубине горизонта 1300м и ее легко учитывать;

- при ориентировании через два вертикальных ствола, расположенных на одной промплощадке, поправка за схождение отвесных линий находится в плоскости створа отвесных линий, поэтому не оказывает существенного влияния на определение дирекционного угла, но для повышения точности подземной маркшейдерской опорной сети ее необходимо учитывать;

- при построении подземных маркшейдерских опорных сетей глубоких шахт больших размеров поправку за схождение отвесных линий необходимо учитывать, так как при  $H=1000\text{м}$  и  $L=10000\text{м}$  она составит 1,570м;

- продолжительность влияния воздушного потока и капеза при гравитационном способе примерно в 2000 раз меньше, чем при традиционном проектировании шахтными отвесами при ориентировании через один вертикальный ствол;

- приведенные преимущества, совместно с перечисленными ранее [3], позволяют рекомендовать гравитационный способ проектирования координат через вертикальные стволы к широкому внедрению при разработке полезных ископаемых подземным способом.

### **Библиографический список:**

1. Лисица И. Г. О проектировании отвесами при геометрическом ориентировании шахт / И. Г. Лисица // Горный журнал. М. – 1963. - №8. – С. 49-52.

2. Бегичев С. В. Лазерное центрирование подземных маркшейдерских опорных сетей // Изв. вузов. Горный журнал. Св-к. – 1988. - №9. - С.35-38.

3. Ларченко В. Г. Способ проектирования координат точек с поверхности в шахту / В. Г. Ларченко, Е. А. Денисенко // Сборник научных трудов ДонГТУ, Вып. 32. – Алчевск: ДонГТУ, 2010. – С. 95-100.

4. Пат. 56401 U Україна, МПК G 01 C 15/12 Спосіб проектування координат точок з поверхні на горизонт при орієнтуванні шахт. / В.Г.Ларченко, О.О.Денисенко (Україна). Донбаський державний технічний університет (Україна). - №и201008687, заяв. 12.07.2010, опубл. 10.01.2011, Бюл. №1.

5. Маркшейдерское дело: учеб. для вузов / И. Н. Ушаков, Д. А. Козаковский, Г. А. Кротов и др.; под ред. И. Н. Ушакова. [3-е изд. перераб. и доп.]. – М.: Недра, 1989. – 437 с. (часть II).

6. Маркшейдерські роботи на вугільних шахтах та розрізах: Інструкція / [Ред. коміс.: М.Є. Коплонець (голова) та ін.] – Донецьк: ТОВ «Алан», 2001. - 264с.

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

*к.т.н. Пупков В.С.,  
Сорока Д.А.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **РАСПРЕДЕЛЕННАЯ СЕТЬ ТАБЕЛЬНОГО УЧЕТА ГОРНОДОБЫВАЮЩЕГО ПРЕДПРИЯТИЯ**

*Запропоновано концепцію розподіленої автоматизованої системи табельного обліку гірничого підприємства котра не потребує спеціалізованої кабельної мережі.*

***Ключові слова:** автоматизована мережа табельного обліку, RFID, ADSL.*

*Предложена концепция распределенной автоматизированной системы табельного учета горного предприятия, которая не использует специализированное кабельное хозяйство.*

***Ключевые слова:** автоматизированная система табельного учета, RFID, ADSL.*

**Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.** Для предприятий угольной промышленности табельный учет это не только расчет отработанного времени для начисления заработной платы, но и безопасность труда горняков [1]. Поэтому первые автоматизированные системы табельного учета (АСТУ) на угольных предприятиях появились в начале 70 годов XX века. Опыт эксплуатации систем АСТУ выдвигает следующие основные требования при их проектировании [1-2]:

- недопустимость потерь табельной информации;
- необходимость кардинального повышения надежности (живучести) системы;
- многопользовательский режим и интегрируемость с другими задачами;
- предпочтительность привязки идентификаторов к экипировке шахтеров;
- соответствие требованиям отраслевых нормативных документов.

**Анализ исследований и публикаций.** Основу современного подхода к АСТУ составляет использование технологии радиочастотной идентификации (RFID). RFID – метод автоматической идентификации



объектов, в котором посредством радиосигналов считываются или записываются данные, хранящиеся в так называемых транспондерах или RFID-метках. Любая RFID-система состоит из считывающего устройства (считыватель, ридер или интеррогатор) и транспондера (он же RFID-метка, иногда также применяется термин RFID-тег). Возможно использование пассивных RFID-меток, т.е. не имеющих встроенного источника энергии. Электрический ток, индуцированный в антенне электромагнитным сигналом от считывателя, обеспечивает достаточную мощность для функционирования кремниевого CMOS-чипа, размещённого в метке, и передачи ответного сигнала [3].

На постсоветском пространстве лидирующие позиции занимает компания АМИ, предлагающая автоматизированную систему табельного учета (АСТУ) для горнодобывающей отрасли. Специально для предприятий со взрывоопасными условиями производства (угольные шахты) АМИ разработала взрывобезопасные табельные идентификаторы [4]. В качестве идентификаторов используются RFID проксимити карточки. Контроль и управление доступом шахтеров в ламповую самообслуживания осуществляется в режиме on-line сервером устройств через сетевые контроллеры и турникеты (6 турникетов). В соответствии с отраслевыми требованиями регистрация спуска и выезда шахтеров на рабочих горизонтах в шахте осуществляется с помощью специальных взрывобезопасных считывателей, установленных на рабочих горизонтах центрального ствола.

Также следует отметить еще две крупные разработки. Систему "РадиуСкан", структурная схема которой представлена на рисунке 1, а считыватель – на рисунке 2 [5].

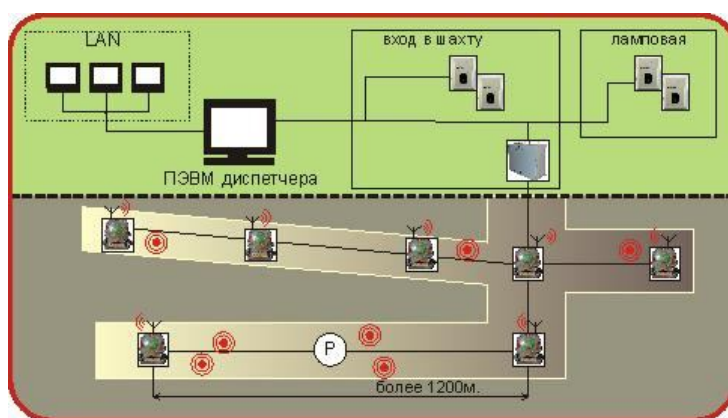


Рисунок 1 – Общий вид аппаратно-программного комплекса "РадиуСкан", предназначенного для наблюдения и определения местоположения персонала в подземных выработках



Рисунок 2 – Считыватель, предназначенный для бесконтактного дистанционного считывания идентификационных номеров RFID-метки

Также интересен комплекс "Скала-241". Достоинство этих систем в том, что RFID-метка интегрирована в конструкцию шахтного светильника, как показано на рисунке 3 [6].



Рисунок 3 – Комплекс "Скала-241"

В качестве коммуникационной среды между отдельными считывателями все системы используют специализированное кабельное хозяйство (например в комплексе "Радиускан" применяется интерфейс RS-485), что накладывает определенные сложности при реализации обширных сетей считывателей. И, в основном, считыватели RFID-меток располагаются на поверхности (ламповая) и на верхних и нижних приемных площадках вспомогательных стволов [4].

Применение технологии RFID связано с проблемой ошибок автоматической идентификации в условиях неорганизованного перемещения групп шахтеров в зоне считывания (когда их не выстраивают в очередь и не заставляют по одному проходить через суженные пространства) [1]. Поэтому даже на предприятиях, использующих современные АСТУ, в качестве резервной системы используются жетоны. Следовательно, идеальной системой табельного учета была бы система, которая не требовала развитого кабельного хозяйства, имела обратную связь с пользователем и позволяла четко фиксировать группы рабочих.

**Постановка задачи.** Целью данной работы является разработка концепции распределенной автоматизированной системы табельного учета, которая не использует специализированное кабельное хозяйство для связи считывающих устройств.

**Изложение материала и его результаты.** Поставленную цель можно достигнуть двумя способами.

Первый способ заключается в использовании уже существующих кабельных сетей шахты. Наиболее подходящими для этих целей можно считать телефонные линии. В соответствии с требованиями ПБ [7] телефонные аппараты должны устанавливаться согласно проекту – на всех эксплуатационных участках, основных пунктах откатки и транспортирования грузов, на всех пунктах посадки людей в транспортные средства, во всех электромашинных камерах, ЦПП, распределительных пунктах напряжением выше 1200 В, у стволов, в складах ВМ, в здравпунктах, в выработках подготовительных горизонтов, в выработках подготовительных участков и в местах, предусмотренных планом ликвидации аварий. Т.е. практически вся шахта покрыта сетью телефонных линий.

Если использовать широко применяемую для доступа к сети интернет технологию ADSL, то частотное разделение (для передачи голоса используется полоса частот 0,3...3,4 кГц, а нижняя граница диапазона частот ADSL находится на уровне 26 кГц) позволяет разговаривать по телефону не прерывая обмен данными по той же линии. Целесообразно организовать считыватель в едином корпусе с телефонным аппаратом, как показано на рисунке 4, что позволит удешевить стоимость единичного изделия.

Осуществляя замену существующих телефонных аппаратов на новые устройства можно гибко конфигурировать сеть считывателей для идентификации местоположения рабочих.

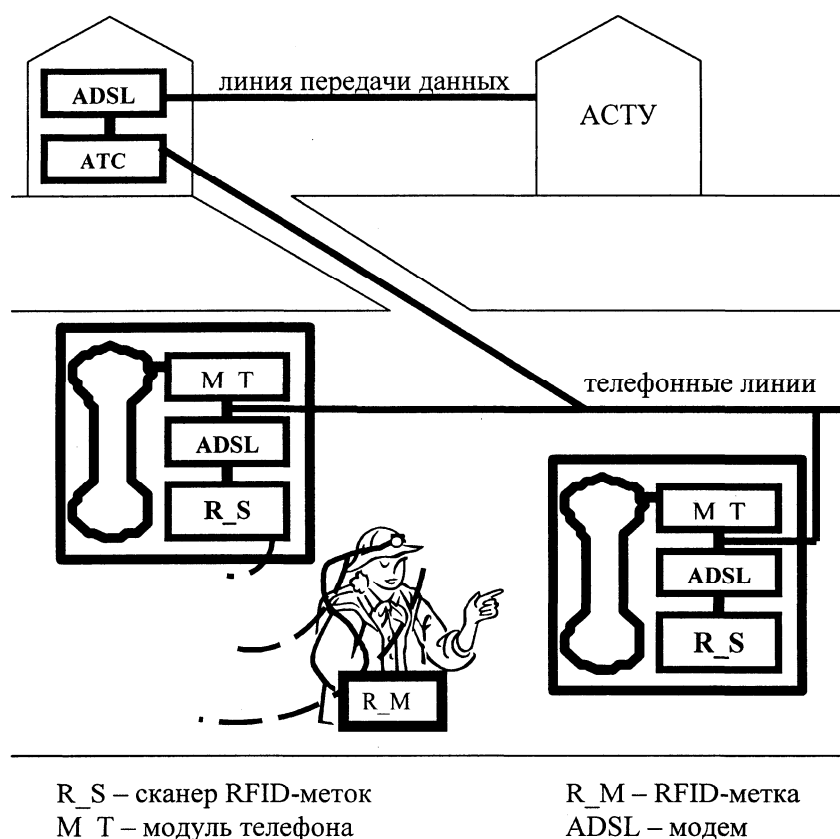


Рисунок 4 – Использование телефонных линий шахты для связи отдельных RFID-считывателей

Другим подходом, позволяющим избавиться от кабельного хозяйства, и при этом существенно расширить количество точек контроля местоположения рабочего, может быть изменение расположения RFID-меток. Если считыватель поместить в шахтный светильник, как показано на рисунке 5, и оснастить его некоторым объемом локальной памяти, а RFID-метки разместить в точках контроля, то рабочий, проходя мимо меток, будет заносить информацию о считанных данных в локальную память считывателя.

Получив доступ к сохраненной информации можно восстановить картину передвижения работника, а если сохранять информацию и о времени считывания метки, то и временные задержки работника, что например, важно при начислении зарплаты и контроле выполняемых поручений. С учетом постоянного снижения стоимости RFID-считывателей данный подход может оказаться вполне целесообразным. Расположение сканера RFID непосредственно на рабочем позволяет исключить проблему ошибочного считывания группы лиц. При оснащении считывателя звуковой сигнализацией можно обеспечить обратную связь о прохождении точки контроля.

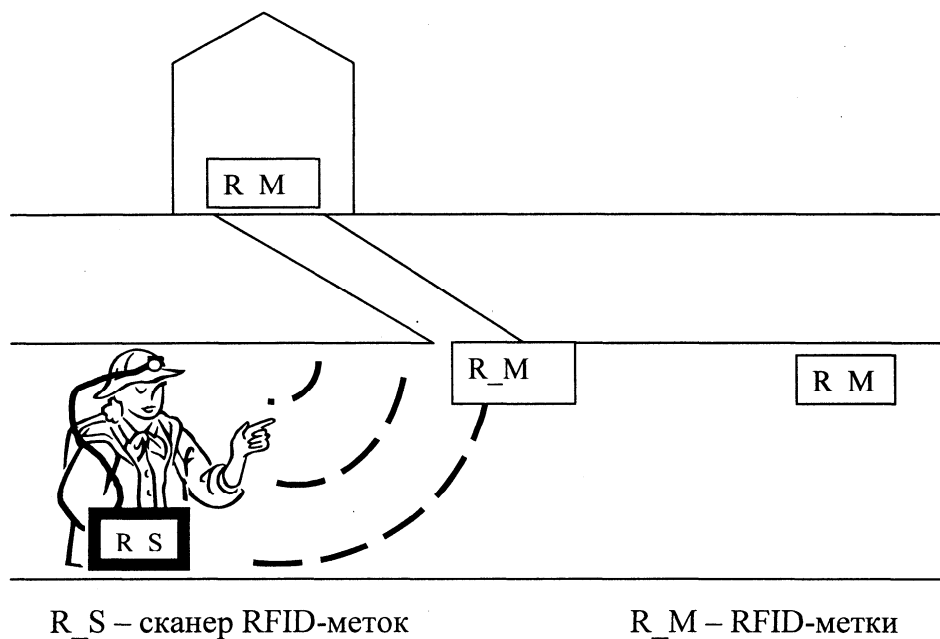


Рисунок 5 – Считыватель RFID-меток,  
расположенный в шахтном светильнике

При таком подходе достаточно легко и с малыми затратами реализуется большое число точек контроля. Основным недостатком данного решения является постфактное регистрирование передвижения работника, однако с точки зрения потребностей автоматизированного табельного учета это вполне приемлемо.

Повышение эффективности системы будет при объединении обеих вышеизложенных подходов в одной системе АСТУ. В этом случае шахтный светильник оснащается не только считывателем RFID-меток, но и радиотрансивером. А модифицированный телефонный аппарат оснащается не считывателем меток, а таким же радиотрансивером. При прохождении рабочим в окрестности узла связи происходит передача буферизированных данных через ADSL на сервер АСТУ. В этом случае будет осуществлено оперативное наблюдение за персоналом и сохранено большое количество точек контроля.

**Выводы и направления дальнейших исследований.** Таким образом, можно сделать вывод о перспективности использования распределенных систем АСТУ. В дальнейшем следует детально проработать комплектную базу и протоколы обмена устройств. Особого внимания требует проработка использования ADSL-модемов, включенных последовательно на одну телефонную линию, что потребует возможной модернизации протокола связи. Так же необходимо экспериментально

проверить возможность считывания одной RFID-метки несколькими считывателями одновременно.

### **Библиографический список**

1. Брейман М.Г. К концепции автоматизации табельного учета горнодобывающих предприятий /М.Г. Брейман, В.Н. Терещенко// Уголь. – 2006. – № 4. – С. 62-65.

2. Ширяев В. А. Совершенствование системы производственного контроля на угольных предприятиях Кузбасса: автореф. дис. на соискание научн. степени канд. техн. наук: спец. 05.26.03 "Пожарная безопасность" /В.А. Ширяев. – Кемерово, 2006. – 20 с.

3. RFID <http://ru.wikipedia.org/wiki/RFID>.

4. Система табельного учета для горнодобывающей отрасли [http://ami.ua/solutions/security/timecard\\_system.php](http://ami.ua/solutions/security/timecard_system.php).

5. "РадиуСкан" – наблюдение местонахождения людей в шахте [http://www.radius-nvic.ru/index.php?option=com\\_content&task=view&id=5&Itemid=11](http://www.radius-nvic.ru/index.php?option=com_content&task=view&id=5&Itemid=11).

6. Компания "Альтика спектр". Принцип работы комплекса "Скала-241" <http://www.altikaspectr.net.ua/miner.html>.

7. Правила безпеки у вугільних шахтах. Нормативно-правовий акт з охорони праці. Затверджено наказом Державного комітету України з нагляду за охороною праці 16.11.2004 № 257. – Київ, 2005. – 398 с.

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

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

## **КИНЕТИЧЕСКИЕ УРАВНЕНИЯ ВЯЗКИХ ДВИЖЕНИЙ ПЫЛЕ-ГАЗОВОЙ СМЕСИ**

*Надані феноменологічні рівняння в'язкого руху складної пиле-газової суміші, що складені методом неравновісної термодинаміки незворотних процесів.*

***Ключові слова:** неравновісна термодинаміка, кінетичні рівняння, руднична атмосфера.*

*Приведены феноменологические уравнения вязких движений сложной пыле-газовой смеси, полученные методом неравновесной термодинамики необратимых процессов.*

***Ключевые слова:** неравновесная термодинамика, кинетические уравнения, рудничная атмосфера.*

**Постановка проблемы и ее связь с важными научными и практическими заданиями.** Проблема содержания рудничной атмосферы в состоянии, соответствующем требованиям стандартов безопасности труда, весьма актуальна в условиях современных шахт.

Повышенная температура и влажность, запыленность и загазованность рудничного воздуха способствуют увеличению вязкости, теплопроводности и электропроводности среды. Это создает условия для самопроизвольных химических реакций и ионизации частиц. Рудничная атмосфера представляется как открытая динамическая многокомпонентная трехфазная система, взаимодействующая с внешними силовыми полями. Среди них особое место занимает электромагнитное поле, взаимодействующее с системой посредством пондеромоторных сил [1]. В результате такого взаимодействия поле влияет на движение среды, а движение, в свою очередь влияет на поле. Учет многообразия факторов влияния позволяет расширить представления о процессах, происходящих в рудничной атмосфере, установить новые закономерности и разработать новые способы содержания рудничного воздуха в состоянии, соответствующем требованиям безопасности труда.

**Анализ последних достижений.** Вязкие движения газов изучают в курсе газодинамики [1-3]. Наибольшее развитие этот вопрос получил в теории пограничного слоя [2-4]. Вязкие газы в поле электромагнитных

сил являются предметом исследований электро-магнитогазодинамики [1-5]. Двухфазные дисперсные системы в поле электрических сил изучают в теории двухфазных сред [6 и др.]. Недостатком указанных работ является описание вязких движений с позиций равновесной термодинамики обратимых процессов. В работах [7-8] приведены различные феноменологические (кинетические) уравнения, описывающие вязкие движения газовых смесей, как неравновесные и необратимые процессы. Достоинством этих уравнений является их хорошее экспериментальное подтверждение, включающее и полное совпадение с известными экспериментальными законами (законы Фурье, Фика, Ома и др.) К их недостаткам следует отнести недостаточно полный учет всех влияющих факторов в вопросах описания процессов в рудничной атмосфере.

**Цель данной работы** - составление кинетических уравнений вязкого движения рудничного воздуха с учетом многообразия влияющих факторов.

**Изложение основного материала.** Рудничная атмосфера моделируется в виде многокомпонентной тепло-электропроводной среды, взаимодействующей с внешними силовыми полями. Среди этих полей рассматриваются два типа: электромагнитное поле и поле консервативных потенциальных сил.

Компонентами системы являются: газы, из которых состоит воздух, рудничные газы (метан, углекислый газ, сероводород и др.), влага, рудничная пыль. Число компонент определяется в зависимости от специфики решаемых задач. Каждая компонента характеризуется своим набором термодинамических параметров.

Основные результаты данной работы базируются на положениях неравновесной термодинамики необратимых процессов [7-8] и механики сплошной среды [1].

Любая экстенсивная величина, характеризующая свойство системы, удовлетворяет своему уравнению баланса, которое записывается так [7-8]:

$$\frac{\partial E}{\partial t} + \nabla \cdot \vec{J}_E = \sigma_E, \quad (1)$$

где  $E$  – количество величины в единице объема среды (плотность величины);

$\vec{J}_E$  - поток величины  $E$  через контрольную поверхность;

$\sigma_E$  - локальное производство (источник или сток) того же свойства за счет внутренних причин;

$\nabla(\dots)$  - векторный дифференциальный оператор Гамильтона.



Если  $\sigma_E = 0$ , то величина  $E$  сохраняется в данном процессе. Основным уравнением, из которого вытекают все дальнейшие построения, считается уравнение баланса энтропии. Это уравнение получают на основании законов сохранения массы, заряда, импульса и полной энергии. Причем, полной энергией считают сумму плотностей кинетической, потенциальной и внутренней энергии вещества и плотности энергии электромагнитного поля, а импульс принимают в виде суммы плотности импульса вещества и плотности электромагнитного импульса [8].

Наиболее важной характеристикой обратимости и равновесности процессов является источник энтропии ( $\sigma_s$ ) или диссипативная функция ( $\theta = T\sigma_s$ ). В состоянии равновесия энтропия сохраняется  $\sigma_s = 0$ . При отклонении от равновесия энтропия возрастает  $\sigma_s > 0$ .

Для вязкой многокомпонентной тепло-электропроводной среды, движущейся в поле потенциальных и электромагнитных сил, с учетом наличия химических реакций диссипативная функция представляется в виде комбинации известных решений [7-8]:

$$\theta = T \cdot \sigma_S = -\frac{1}{T} \nabla T \cdot \vec{J}_q - \sum_1^n [(\nabla \mu_k)_T + \nabla \psi_k - \vec{f}_k] \cdot \vec{J}_k - P : \nabla \vec{V} - \sum_1^r A_i w_i, \quad (2)$$

где  $T$  – абсолютная температура;

$\vec{J}_q$  - вектор теплового потока;

$(\nabla \mu_k)_T = \nabla h_k - T \nabla S_k$  - градиент химического потенциала  $k$ -го компонента системы, вычисленный при постоянной температуре;

$h_k, S_k$ - соответственно удельные парциальные энтальпия и энтропия;

$\psi_k$  – потенциал поля консервативных массовых сил, действующих на  $k$ -й компонент системы;

$\vec{f}_k$  - сила Лоренца, действующая на единицу массы компонента  $k$ , вычисляется по формуле:

$$\vec{f}_k = z_k \left( \vec{E} + \frac{1}{c} \vec{v}_k \times \vec{H} \right), \quad (3)$$

где  $z_k$  – заряд  $k$ -го компонента на единицу его массы;

$\vec{E}, \vec{H}$  - векторы напряженности электрического и магнитного поля соответственно;

$\vec{v}_k$  - скорость  $k$ -го компонента;  $c$  – скорость света;

$\vec{J}_k$  - диффузионный поток массы компонента  $k$ , вычисляемый по формуле:

$$\vec{J}_k = \rho_k (\vec{v}_k - \vec{V}), \quad (4)$$

где  $\rho_k$  - плотность компонента  $k$ ;

$\vec{V}$  - скорость центра масс индивидуального объема среды, рассчитываемая по формуле:

$$\vec{V} = \sum_1^n \frac{\rho_k}{\rho} \vec{v}_k = \sum_1^n \varphi_k \vec{v}_k, \quad (5)$$

где  $\rho = \sum_1^n \rho_k$  - плотность среды;

$\varphi_k = \frac{\rho_k}{\rho}$  - массовая доля  $k$ -го компонента;

$P$  - тензор вязких давлений среды;

$\nabla \vec{V}$  - тензор-градиент скорости центра масс;

$P : \nabla \vec{V}$  - двойное скалярное произведение тензоров;

$A_i = - \sum_1^n \nu_{ki} \mu_i$  - сродство  $i$ -й линейнонезависимой химической ре-

акции;

$\nu_{ki}$  - стехиометрические коэффициенты химической реакции;

$w_i$  - скорость  $i$ -й химической реакции;

$n$  - число компонент системы;  $r \leq n-1$  - число линейнонезависимых химических реакций.

К уравнению (2) присоединяют следующие.

Уравнение Гиббса-Дюгема [7]

$$S_{(V)} \nabla T - \nabla p + \sum_1^n \rho_k \nabla \mu_k = 0, \quad (6)$$

где  $S_{(V)}$  - плотность энтропии;  $S_{(V)} = \sum_1^n \rho_k \cdot s_k$

$p$  - давление в системе.

Уравнение диффузионного потока энтропии [8]

$$\vec{J}_S = T\vec{J}_q + \sum_1^n S_k \vec{J}_k, \quad (7)$$

Уравнение, являющееся следствием уравнений (4) и (5)

$$\sum_1^n \vec{J}_k = 0, \quad (8)$$

Следуя [7,8], обозначим в уравнении (2) обобщенные термодинамические силы через  $X_i$ , а сопряженные с ними термодинамические потоки  $-Y_i$ . В результате имеем следующее

$$\begin{aligned} X_1 &= -\frac{1}{T} \nabla T; \quad X_{2k} = -[(\nabla \mu_k)_T + \nabla \Psi_k - \vec{f}_k]; \quad X_3 = -\nabla \vec{V}; \quad X_{4i} = -A_i; \\ Y_1 &= \vec{J}_q; \quad Y_{2k} = \vec{J}_k; \quad Y_3 = P; \quad Y_{4i} = w_i. \end{aligned} \quad (9)$$

Согласно [7,8] предполагается, что между потоками и силами существует линейная зависимость

$$Y_i = \sum_1^n L_{ik} X_k, \quad (10)$$

где  $L_{ik}$ - феноменологические (или кинетические) коэффициенты.

Если потоки и силы линейно независимы, то матрица коэффициентов  $\{L_{ik}\}$  должна быть симметричной. Элементы матрицы должны удовлетворять соотношениям Онсагера [7,8]. В противном случае соотношения Онсагера не обязательно выполняются и феноменологические коэффициенты определяются не однозначно [8].

Согласно равенствам (6)-(8) и между потоками и между силами существует линейная зависимость. Поэтому строгого соответствия соотношениям Онсагера добиться невозможно. Однако можно так подобрать феноменологические коэффициенты, что указанные соотношения будут выполняться [8].

Кроме того, необходимо соблюдение принципа симметрии Кюри [7,8] и соответствия тензорной размерности определяемых величин.

Предварительно разложим тензоры вязких давлений и градиента скорости центра масс на шаровые тензоры и девиаторы с нулевым следом

$$P = p1 + \pi, \quad (11)$$

$$\nabla \vec{V} = \frac{1}{3}(\nabla \cdot \vec{V})1 + D_{\varepsilon}^{\cdot} , \quad (12)$$

где  $p$  - давление среды определяется по формуле

$$p = \frac{1}{3}P : 1 = \frac{1}{3}trP , \quad (13)$$

$1$  – единичный тензор второго ранга;  $\pi$ ,  $D_{\varepsilon}^{\cdot}$  - тензоры-девиаторы вязких давлений и скоростей деформаций среды.

Используя (2) и (9)-(12), получаем следующие феноменологические уравнения:

$$\vec{J}_q = -\frac{L_{qq}}{T} \cdot \nabla T - \sum_1^n L_{qk} \cdot [(\nabla \mu_k)_T + \nabla \Psi_k - \vec{f}_k] - \vec{L}_{qv} \cdot D_{\varepsilon}^{\cdot} , \quad (14)$$

$$\vec{J}_k = -L_{iq} \cdot \nabla T - \sum_1^n L_{ik} \cdot [(\nabla \mu_k)_T + \nabla \Psi_k - \vec{f}_k] - \vec{L}_{iv} \cdot D_{\varepsilon}^{\cdot} , \quad (15)$$

$$\pi = -\vec{L}_{qv} \otimes \nabla T - \sum_1^n \vec{L}_{vk} \otimes [(\nabla \mu_k)_T + \nabla \Psi_k - \vec{f}_k] - L_{vv} \cdot D_{\varepsilon}^{\cdot} , \quad (16)$$

$$p = -L_{pp}(\nabla \cdot \vec{V}) - \sum_1^r L_{pi} A_i , \quad (17)$$

$$w_j = -L_{jp}(\nabla \cdot \vec{V}) - \sum_1^r L_{jk} A_k , \quad (18)$$

где  $L_{qq}$ ,  $L_{qk}$ ,  $\vec{L}_{qv}$  и т.д. - феноменологические (или кинетические) коэффициенты;  $(\dots) \otimes (\dots)$  – знак тензорного произведения векторов.

Кинетические уравнения (14)-(18) отличаются от известных [8] наличием последних членов в уравнениях (14),(15) и первых двух членов в уравнении (16), а так же тем, что тензоры  $\pi$  и  $D_{\varepsilon}^{\cdot}$  не симметричны.

Коэффициенты этих уравнений удовлетворяют соотношениям Онсагера [7,8] следующего вида:

$$L_{qk} = L_{kq}; \vec{L}_{qv} = \vec{L}_{vq}; \vec{L}_{iv} = \vec{L}_{vi}; L_{ik} = L_{ki}; L_{pi} = L_{ip} , \quad (19)$$

Кроме того, они имеют разную тензорную размерность, что обусловлено следующим.

Коэффициент  $L_{qq}$  пропорционален тензору теплопроводности [8].

$$\Lambda = \frac{L_{qq}}{T}. \quad (20)$$

В общем случае  $\Lambda$  - несимметричный тензор второго ранга [8] при наличии диффузионных потоков масс и внешнего магнитного поля. Если тепловой анизотропией можно пренебречь при отсутствии магнитного поля, этот тензор может быть принят в виде шарового тензора.

$$\Lambda = \lambda I, \quad (21)$$

где  $\lambda$  - коэффициент теплопроводности.

Коэффициенты  $L_{qk} = L_{kq}$  отражают два взаимобратных эффекта Дюфура и Соре [8]. Первый из них состоит в возникновении теплового потока под воздействием потоков диффузии, а второй – в возникновении потока вещества под влиянием градиента температуры (термодиффузия). Величины  $L_{qk}, L_{kq}, L_{ik}$  являются тензорами второго ранга, зависящими от свойств симметрии системы [8].

Последнее слагаемое в уравнении (14) учитывает явление самопроизвольного разогрева вязкой среды в процессе ее движения. Это связано с образованием теплоты внутреннего молекулярного трения или некомпенсированного тепла трения [1-3].

Вместе с тем, известные феноменологические уравнения такое явление не учитывают, что является их недостатком.

Коэффициент  $L_{ik}$  характеризует чистую диффузию массы и электрического заряда. Основным источником этого явления является обобщенная термодинамическая сила  $(\nabla \mu_k)_T + \nabla \Psi_k - \vec{f}_k$  действующая на  $k$ -й компонент системы.

Учет фактора вязкости в процессах диффузии требует обоснования. Для этого массовую скорость выразим по формуле (5), а девиатор скоростей деформации – по формуле (12). Кроме того, используем уравнение неразрывности, выражающее закон сохранения массы [1-3]

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{V}) = \frac{d\rho}{dt} + \rho \nabla \cdot \vec{V} = 0, \quad (22)$$

Кинетический коэффициент  $\vec{L}_{kv}$  при этом определяется как частное решение системы уравнений

$$\sum_1^n \rho_i \vec{A}_{ki} + \frac{1}{3} \frac{d\rho}{dt} \vec{L}_{kv} = v_k \rho_k \sum_1^n \rho_i \vec{v}_i, \quad (23)$$

$$\sum_1^n a_{ik} \vec{v}_i = v_k \rho_k \vec{v}_k; \quad (k = 1, 2, \dots, n), \quad (24)$$

где обозначено:

$$\vec{A}_{ki} = \vec{L}_{kv} \cdot \nabla \vec{v}_i; \quad a_{ik} = a_{ki} = \vec{L}_{kv} \cdot \nabla \varphi_i, \quad (25)$$

$v_k$  - безразмерный неотрицательный параметр ( $v_k \in [0;1]$ ) определяется из уравнений (23), (24).

При выполнении указанных условий получим равенство

$$-\vec{L}_{kv} \cdot D_\varepsilon = v_k \rho_k (\vec{v}_k - \vec{V}). \quad (26)$$

Сравнивая это равенство с уравнением (4) заключаем, что величина  $v_k$  означает долю вклада вязкости в диффузионный поток массы и заряда.

Кроме того, из равенства (8) следует следующее

$$\sum_1^n \vec{L}_{kv} = -\sum_1^n \vec{L}_{kq} \cdot \nabla T \cdot D_\varepsilon^{-1} - \sum_1^n \sum_1^n L_{ki} \cdot [(\nabla \mu_i)_T + \nabla \Psi_i - \vec{f}_i] \cdot D_\varepsilon^{-1}, \quad (27)$$

где  $D_\varepsilon^{-1}$  - тензор, обратный дивергенции скоростей деформаций.

Равенство (27) устанавливает связи феноменологических коэффициентов уравнения (15).

В отличие от известных соотношений [8] уравнение (16) определяет не симметричный тензор-девиатор вязких давлений, образующийся под воздействием трех типов обобщенных термодинамических сил.

Первая составляющая этого тензора характеризует термическое давление, возникающее в результате неравномерности распределения температуры в среде. Вторая составляющая тензора характеризует дополнительное диффузионное давление, порожденное воздействием обобщенной термодинамической силы  $(\nabla \mu_k)_T + \nabla \Psi_k - \vec{f}_k$ . Обе составляющие давлений реализуются как перекрестный эффект, вытекающий из соотношений Онсагера.

Необходимость учета диффузионной составляющей тензора давлений вытекает из следующего.

Уравнение баланса плотности импульса центра масс вещества записывается в следующем виде [1-8]:

$$\frac{\partial(\rho\vec{V})}{\partial t} = -\nabla \cdot (\rho\vec{V} \otimes \vec{V} + P) - \sum_1^n \rho_k (\nabla\Psi_k - \vec{f}_k), \quad (28)$$

где  $\rho\vec{V}$  - плотность импульса центра масс;

$\rho\vec{V} \otimes \vec{V}$  - конвективный поток плотности импульса;

$P$  - диффузионный поток плотности импульса;

$\sum_1^n \rho_k (\nabla\Psi_k - \vec{f}_k)$  - производство плотности импульса.

Аналогично (28) можно составить уравнение баланса потока диффузии массы, если рассматривать вектор потока диффузии в качестве дополнительного импульса, возникающего в этом процессе.

Действительно, величина  $\vec{V}_k = \vec{v}_k - \vec{V}$  представляет относительную скорость движения компоненты  $k$  по отношению к центру масс индивидуального объема среды. Тогда  $\vec{J}_k = \rho_k \vec{V}_k$  представляет плотность дополнительного импульса, который получает  $k$ -я компонента по отношению к системе центра масс.

Уравнение баланса этого импульса представляется аналогично (28) в таком виде.

$$\frac{\partial(\rho\vec{V}_k)}{\partial t} = -\nabla \cdot (\rho_k \vec{V}_k \otimes \vec{V}_k + P_k) - \rho_k (\nabla\Psi_k - \vec{f}_k). \quad (29)$$

В этом уравнении тензор дополнительных вязких давлений  $k$ -го компонента  $P_k$  играет роль диффузионного потока импульса  $\rho_k \vec{V}_k$ .

Уравнение (29) следует рассматривать совместно с уравнениями (22), (28) к которым присоединяются уравнения баланса плотности импульса вещества и поля, потенциальной энергии и масс компонентов, имеющих вид соответственно [7-8]

$$\frac{\partial(\rho\vec{V} + \frac{1}{c} \vec{E} \times \vec{H})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho\vec{V} \otimes \vec{V} + P - T) = 0; \quad (30)$$

$$\frac{\partial(\rho_k \Psi_k)}{\partial t} + \nabla \cdot (\Psi_k \vec{J}_k) = \vec{J}_k \cdot \nabla\Psi_k + M_k \Psi_k \sum_1^r v_{ki} w_i, \quad (31)$$

$$\frac{\partial\rho_k}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_k \vec{v}_k) = \sum_1^r M_k v_{ki} w_i, \quad (32)$$

где  $\frac{1}{c} \vec{E} \times \vec{H}$  - плотность импульса электромагнитного поля [8];

$M_k$  - масса  $k$ -го компонента системы;

T-тензор электромагнитных напряжений среды Максвелла [8], вычисляется по формуле:

$$T = \vec{E} \otimes \vec{E} + \vec{H} \otimes \vec{H} - \frac{1}{2}(E^2 + H^2)I. \quad (33)$$

Если удастся найти тензор дополнительных вязких напряжений компонент, то феноменологический коэффициент  $\vec{L}_{vk}$  определяется из выражения

$$-\vec{L}_{vk} \otimes [(\nabla \mu_k)_T + \nabla \Psi_k - \vec{f}_k] = P_k - p_k 1, \quad (34)$$

где  $p_k = \frac{1}{3} P_k : 1$  - парциальное давление среды компонента  $k$ .

Кинетический коэффициент  $L_{vv}$  в уравнении (16) характеризует вязкость системы центра масс индивидуального объема среды. В общем случае он представляет тензор четвертого ранга [8]. Общее число коэффициентов вязкости составляет 81. Возможность сокращения числа этих коэффициентов обсуждалась в работе [8].

При изучении вопроса о коэффициентах вязкости следует учитывать и уравнение (17). Необходимо отметить, что коэффициент  $L_{pp}$  в уравнении (17) представляет коэффициент объемной или второй вязкости [8].

$$L_{pp} = \eta_v. \quad (35)$$

Рассматривая среду как однокомпонентную при отсутствии магнитного поля, ее вязкость характеризуется тремя коэффициентами: объемной, сдвиговой и крутильной [8]. Причем последний коэффициент обусловлен антисимметричной частью тензора давлений.

При наличии магнитного поля и симметрии тензора давлений с учетом ориентации одной из координатных осей по направлению вектора напряженности магнитного поля число коэффициентов вязкости равно семи [8].

Вопрос о возможности пренебрежения антисимметричной частью тензора давлений решается на основании анализа уравнения баланса внутреннего момента количества движения с учетом пондеромоторного момента [1,8].



Внутренний момент количества движения возникает вследствие вращательного движения частиц, составляющих систему [1,8]. Уравнение баланса этой величины представляется в следующем виде [1]

$$\rho \frac{d\vec{S}}{dt} = \rho \vec{h} + \nabla \cdot Q - 2\vec{P}^a, \quad (36)$$

где  $\vec{S}$  – аксиальный вектор, эквивалентный антисимметричному тензору внутреннего момента количества движения [8];

$\vec{h}$  – главный момент распределенных массовых пар [1];

$Q$  – тензор моментов распределенных поверхностных пар [1];

$\vec{P}^a$  – аксиальный вектор, эквивалентный антисимметричной части тензора давлений [8].

Векторы  $\vec{S}$ ,  $\vec{h}$  определяются с привлечением уравнений электродинамики, касающихся вопроса о пондеромоторном моменте [1].

Уравнения (17) и (18) описывают скалярные процессы химического характера, связанные с явлениями объемной вязкости, а так же возможные перекрестные явления. Для определения коэффициентов этих уравнений следует привлекать уравнения связи с другими параметрами системы и, в частности, уравнение Гиббса-Дюгема (6).

#### **Выводы.**

1. Получены феноменологические уравнения вязких движений сложной пыле-газовой смеси, моделирующие состояние рудничной атмосферы, которые базируются на положениях неравновесной термодинамики необратимых процессов.

2. Приведенные уравнения отличаются от известных учетом фактора вязкости в тепловом потоке и потоках диффузии масс компонентов смеси, а так же учетом термического и диффузионного факторов в уравнении, определяющем давление системы.

3. Кинетические коэффициенты уравнений определяются экспериментально. Поэтому необходимо провести специальные исследования с целью определения этих коэффициентов.

#### **Библиографический список**

1. Седов Л.И. *Механика сплошной среды* /Л.И.Седов. – 4-е изд.перераб. и доп.; т.1. - М.: Наука, 1983. – 528с.

2. Лейцянский Л.Г. *Механика жидкости и газа* /Л.Г. Лейцянский. - 6-е изд.перераб. и доп. М.: Наука, 1987. – 840с.

3. Сергель О.С. *Прикладная гидрогазомеханика: учеб. [для авиац. выш. уч. зав.]* / О.С. Сергель - М.: Машиностроение, 1981. – 374с.

4. Шлихтинг Г. Теория пограничного слоя / Г. Шлихтинг. – М.: Наука, 1974. – 712с.
5. Абрамович Г.Н. Прикладная газовая динамика: учеб./ Г.Н. Абрамович. - 4-е изд. перераб. и доп. – М.: Наука, 1976.- С. 765 – 838.
6. Основы электрогазодинамики дисперсных систем / И.П. Верецагин, В.И. Литвинов, Г.З. Мирзабеян, М.М. Пашин. – М.: Энергия, 1974. - 480с.
7. Булатов Н.К. Термодинамика необратимых процессов / Н.К. Булатов, А.Б. Лундин. – М : Химия, 1984. – 527с.
8. Де Гроот С. Неравновесная термодинамика / С. Де Гроот, П. Мазур.; пер.с англ. Д.Н.Зубарева.- М.: Мир, 1964. - 455с.

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

**Филатьев М.В.**  
(Дон ГТУ, г. Алчевск, Украина)

## **ОСОБЕННОСТИ СОВМЕСТНОГО ОСЕДАНИЯ ПОДРАБОТАННОЙ ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ И ПОРОД**

*Приведені результати статистичної обробки експериментальних даних. Встановлено, що зміна максимального осідання земної поверхні і подроблених порід при збільшенні відстані від пласта, що розробляється, описуються практично однаковими експоненціальними залежностями.*

**Ключові слова:** *земна поверхня, подроблені породи, осідання, кореляційний аналіз.*

*Приведены результаты статистической обработки экспериментальных данных. Установлено, что изменение максимального оседания земной поверхности и подработанных пород при увеличении расстояния от разрабатываемого пласта описываются практически одинаковыми экспоненциальными зависимостями.*

**Ключевые слова:** *земная поверхность, подработанные породы, оседание, корреляционный анализ.*

До настоящего времени изучение сдвижения подработанных угольными пластами пород и земной поверхности проводилось, как правило, без совместного детального рассмотрения этих процессов. Одними из главных параметров, характеризующих сдвижение рассматриваемых объектов, являются максимальные оседания земной поверхности ( $\eta_m$ ) и подработанных пород ( $\eta'_m$ ). Известно [1,2] что при увеличении расстояния от разрабатываемого пласта до земной поверхности ( $H$ ) или до подрабатываемого слоя пород ( $h$ ) значения  $\eta_m$  и  $\eta'_m$  уменьшаются. Вопрос установления близости характера изменения  $\eta_m$  и  $\eta'_m$  от параметров  $H$  и  $h$  является актуальным, так как доказательство такой тождественности может существенно упростить решение многих научно-практических задач горного производства. К ним относится выбор места расположения горных выработок, возможность восстановления выбороопасных свойств сближенных угольных пластов, оценка эффек-

тивности применения схем проветривания выемочных участков, изменение водного баланса и многие другие.

Целью настоящей работы является доказать, что изменение максимального оседания земной поверхности и подработанных пород в зависимости от расстояния до угольного пласта, можно описать одним общим уравнением. Для достижения поставленной цели в статистической обработке использовали известные экспериментальные данные, в том числе из работ [1-7], дополненные информацией маркшейдерских служб шахт.

Более отчетливо корреляционная зависимость проявляется если производить сравнение не индивидуальных данных, а групповых средних. Вариация групповых средних (межгрупповая вариация) отражает только часть всей вариации изучаемого признака, и именно ту часть, которая обусловлена признаком – фактором, положенным в основании группировки. Другая часть этой вариации обусловлена другими всеми прочими факторами и находит свое выражение во внутригрупповой вариации, т.е. в вариации индивидуальных данных вокруг групповых средних [8].

В рассматриваемых выборках глубина ведения горных работ ( $H$ ) изменялась в диапазоне 94...1005 м, а расстояние от угольного пласта до подрабатываемого объекта ( $h$ ) – в пределах 0...711 м. Группирование исходных данных по величине  $H$  произвели для интервалов глубин 200 м. Аналогичное группирование по величине  $h$  сделано для интервалов расстояний 50м. Их результаты приведены соответственно в таблицах 1 и 2.

Влияние факторов ( $H$  и  $h$ ), как правило, учитывается во взаимной их связи с мощностью ( $m$ ) разрабатываемого пласта [1,2].

Таблица 1 – Средние групповые данные о максимальном сдвигении земной поверхности

№ п/п	Диапазон изменения $H$ , м	Количество данных	Среднее значение в интервале				
			$H$ , м	$\eta_m$ , м	$\eta_m/m$	$m$ , м	$H/m$
1	0 – 200	21	120	0,75	0,72	1,06	120
2	201 – 400	17	275	0,67	0,42	1,63	195
3	401 – 600	5	535	0,51	0,42	1,17	506
4	601 – 800	10	684	0,30	0,27	1,09	663
5	801 – 1000	1	870	0,33	0,34	0,95	916
6	более 1000	1	1005	0,11	0,08	1,30	773

Таблица 2 – Средние групповые данные о максимальном сдвигении подработанных пород

№ п/п	Диапазон изменения $h$ , м	Количество данных	Среднее значение в интервале				
			$h$ , м	$\eta'_m$ , м	$\eta'_m/m$	$m$ , м	$h/m$
1	0 – 50	8	30	0,77	0,74	1,09	28
2	51 – 100	2	91	0,57	0,81	0,71	133
3	101 – 150	3	127	0,71	0,58	1,22	105
4	151 – 200	5	182	0,57	0,49	1,14	174
5	401 – 450	1	434	0,20	0,15	1,35	321
6	Более 500	2	706	0,46	0,34	1,33	533

Например, кратность подработки  $H/m$  является одним из важных показателей при установлении условий защиты сооружений на земной поверхности, а  $h/m$  – при рассмотрении вопросов охраны капитальных выработок, оценке выбросоопасных свойств пластов и т.д. Учитывая такую взаимосвязь, целесообразно использовать зависимости не с абсолютными значениями параметров, а с относительными. Такие зависимости приведены на рисунке 1.

По результатам статистической обработки экспериментальных данных получены уравнения, описывающие изменения  $\eta_m/m$  и  $\eta'_m/m$  соответственно от  $H/m$  и  $h/m$ :

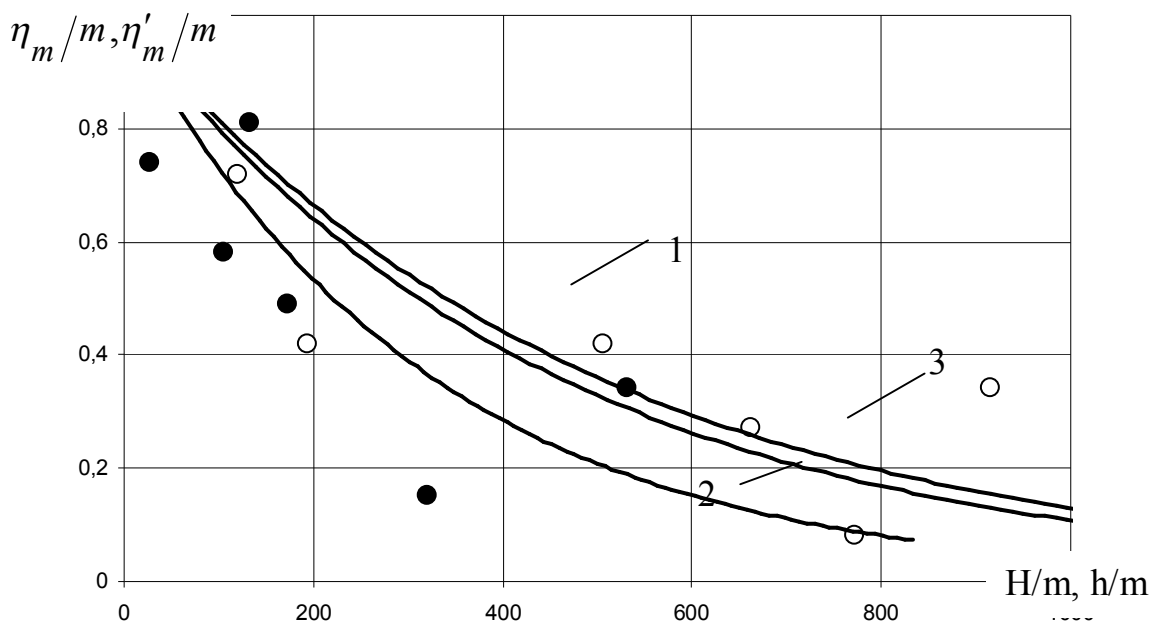
$$\eta_m/m = \exp\left[-0,0020 \cdot \frac{H}{m}\right], \quad (1)$$

$$\eta'_m/m = \exp\left[-0,0031 \cdot \frac{h}{m}\right]. \quad (2)$$

Они характеризуются существенными значениями корреляционных отношений, соответственно 0,76 и 0,79.

На основании совместной обработки экспериментальных данных максимального оседания земной поверхности и подработанных пород получено общее эмпирическое уравнение:

$$\eta_m^o/m = \exp\left[-0,0022 \cdot \frac{H}{m} \left(\frac{h}{m}\right)\right]. \quad (3)$$



1,2 – усредняющие кривые, соответственно для зависимостей  $\eta_m/m = f(H/m)$  и  $\eta'_m/m = f_1(h/m)$ ; 3 – усредняющая кривая, рассчитанная по результатам совместной обработки всех экспериментальных данных; ○ – среднегрупповые экспериментальные данные для зависимости  $\eta_m/m = f(H/m)$ ; ● – то же для  $\eta'_m/m = f_1(h/m)$ .

Рисунок 1 – Зависимость изменения относительных значений  $\eta_m/m$  и  $\eta'_m/m$  соответственно от  $H/m$  и  $h/m$  на стадии ведения очистных работ согласно статистической обработке среднегрупповых данных

Уравнение (3) характеризуется высоким значением корреляционного отношения ( $R = 0,84$ ), его значимостью ( $t_R = 6,27$ ) и надежностью ( $m_R = 0,13$ ). Величины этих статистических характеристик доказывают близость процессов, под влиянием которых происходит формирование максимального оседания земной поверхности ( $\eta_m$ ) и сдвижения подработанных пород ( $\eta'_m$ ) на стадии ведения очистных работ. Структура зависимости (3) отражает физический смысл происходящих процессов. Коэффициент в правой части уравнения, равный единице, свидетельствует о сдвижении объекта (непосредственной кровли) на величину мощности разрабатываемого пласта ( $\eta_m^0/m = 1$ ) при значениях  $h$  равными нулю. Это условие при ведении очистных работ длинными забоями выполняется для всех горно-геологических условий. Характер кривых,

приведенных на рисунке 1, свидетельствует об интенсивном сдвигении земной поверхности и подработанных пород при нахождении объектов от разрабатываемого пласта на расстоянии менее 200 ÷ 300 м. При большем расстоянии от разрабатываемого пласта, правая часть кривой становится более полой. Это свидетельствует о возможном параллельном сдвигении земной поверхности и подработанных слоев пород без разрыва их сплошности.

Проведенные исследования с применением корреляционного анализа экспериментальных данных позволили сделать следующие выводы:

- изменение максимального сдвигения земной поверхности ( $\eta_m$ ) и подработанных пород ( $\eta'_m$ ) можно описать при удалении объектов от разрабатываемого пласта одним общим экспоненциальным уравнением;
- наиболее интенсивные оседания, судя по изменению  $\eta_m/m$  и  $\eta'_m/m$ , наблюдаются при расположении объектов от разрабатываемого пласта на расстоянии (0...300) м. При большем удалении следует ожидать, как правило, параллельное смещение породных слоев и земной поверхности без нарушения их сплошности.

#### **Библиографический список**

1. Акимов А.Г. Сдвигение горных пород при подземной разработке угольных и сланцевых месторождений / А.Г. Акимов, В.Н. Земисев, Н.Н. Кацнельсон и др. - М.: Недра, 1970. – 224с.
2. Иофис М.А. Инженерная геомеханика при подземных разработках / М.А. Иофис, А.И. Шмелев. - М.: Недра. – 1985. – 248с.
3. Борzych А.Ф. Подработка как метод разгрузки пород трудно-обрушаемой кровли / А.Ф.Борzych, В.И.Дядик, Е.И.Урюпин. - Уголь Украины, 1979. - №11. – С. 19 – 20.
4. Белан Н.А. Деформирование пород над очистной выработкой / Н.А.Белан//Уголь Украины. – 1984. - №3. – С.38 – 39.
5. Кулибаба С.Б. Подработка вертикального ствола в условиях объединения Шахтерскуголь / С.Б. Кулибаба, С.В. Голдин, А.Ф.Крюченков. - Уголь Украины, 1993. - №12. – С.39 – 40.
6. Борzych А.Ф. Прогнозирование максимальных оседаний пород в пределах подработываемой угленосной толщи / А.Ф.Борzych, Ю.Л.Желтиков // Уголь Украины. – 1989. - №7. – С. 9-10.
7. Ларченко В.Г. Влияние подземной разработки угольных пластов на состояние земной поверхности / В.Г.Ларченко // Вестник МАНЭБ. - №4(12). - С. – Петербург, 1998. – С. 39-41.
8. Рязов Н.Н. Общая теория статистики / Н.Н. Рязов. – М. – Статистика, 1971. – 368с.

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

## ОСОБЕННОСТИ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ТРУДНООБРУШАЕМОЙ КРОВЛИ ПРИ ЕЁ НЕРОВНОСТЯХ НА КОНТАКТЕ С МЕХАНИЗИРОВАННОЙ КРЕПЬЮ\*

*Наведено результати шахтних досліджень впливу хвилястого рельєфу покрівлі на стійку роботу механізованого кріплення при посадці важкообвалюваної покрівлі.*

**Ключові слова:** *важкообвалювана покрівля, механізоване кріплення, стійкість.*

*Приведены результаты шахтных исследований влияния волнистого рельефа кровли на устойчивую работу механизированной крепи при посадке труднообрушаемой кровли.*

**Ключевые слова:** *труднообрушаемая кровля, механизированная крепь, устойчивость.*

Применение механизированных комплексов на угольных шахтах Донбасса в лавах с труднообрушаемой кровлей при её посадке сопровождается резким возрастанием нагрузки на крепи, что приводит, как правило, к вывалообразованию пород в пределах призабойного пространства, посадке секций на жесткую базу, завалам лав, воздушным ударам [1, 2]. Основными направлениями по снижению интенсивности проявлений горного давления при отработке пластов с труднообрушаемой кровлей являются увеличение сопротивления крепи и искусственное воздействие на прочностные свойства крепких монолитных породных слоев [3]. Следует отметить, что характер взаимодействия механизированной крепи с прочной волнистой кровлей малоисследован [4].

Целью настоящей работы является исследование особенностей взаимодействия выступов труднообрушаемой кровли на контакте с верхним перекрытием секции механизированной крепи при первичной посадке кровли.

Исходя из этого сформулированы следующие задачи:

---

\* В проведении шахтных исследований принимал участие Семак В.С.



изучение волнистости рельефа кровли в натуральных условиях;  
установление схем контактирования кровли с механизированной крепью и их влияния на пространственное положение верхняка;  
оценка устойчивости механизированной крепи при посадке волнистой труднообрушаемой кровли.

Исследования проводились в 12-ой западной лаве пласта  $h_8$  шахты им. М.В. Фрунзе ГП «Ровенькиантрацит» посредством визуальных наблюдений и эскизирования, инструментальных замеров и фотограмметрии. Замеры проводились в средней части лавы с 76 по 95 секцию при отходе лавы от монтажной камеры на расстояние 50 и 65 м соответственно до и после первичной посадки кровли.

Отработка пласта  $h_8$  средней мощностью 1,51 м и углом падения  $4^\circ$  осуществлялась лавой по простирацию. Непосредственно над пластом залегает песчаный сланец мощностью  $m = 4,65$  м, прочностью  $\sigma = 81$  МПа, выше – слой сланца песчаного  $m = 10,5$  м,  $\sigma = 121$  МПа. В почве – песчаный сланец  $m = 2,8$  м,  $\sigma = 83$  МПа. Категории обрушаемости массива кровли –  $A_3$ - $A_4$ , устойчивости её нижнего слоя –  $B_5$  и верхнего почвы –  $П_3$ . Лава длиной 290 м оборудована механизированным комплексом 1КМТ-1.5. Глубина разработки 935 м.

В пределах выемочного участка труднообрушаемая кровля непосредственно на контакте с угольным пластом представлена волнистым рельефом в виде выступов и впадин, высота которых изменяется преимущественно в пределах 0,05-0,25 м. Наличие, особенно выступов, приводит к потере полного соприкосновения верхних перекрытий секций с кровлей и их перекосу, увеличению концентрации напряжений на участках контактирования, что негативно влияет на устойчивость работы механизированной крепи. Характерные схемы контактирования верхняков секций механизированной крепи 1МТ-1.5 с кровлей в лаве представлены на рисунке 1. Устойчивая работа крепи обеспечивается в случае полного контактирования верхняка с кровлей (рисунок 1, а). При наличии в кровле неровностей наблюдается расположение верхнего перекрытия секции с наклоном как на забой (рисунок 1, б), так и на выработанное пространство (рисунок 1, в). При отсутствии запаса гидравлической раздвижности стоек на разгрузку секции крепи происходит её посадка на жесткую базу (рисунок 1, г). Наиболее опасные случаи представляют боковые перекосы верхняка, зависящие от размеров выступов и их взаиморасположения по площади перекрытия секции (рисунок 2).

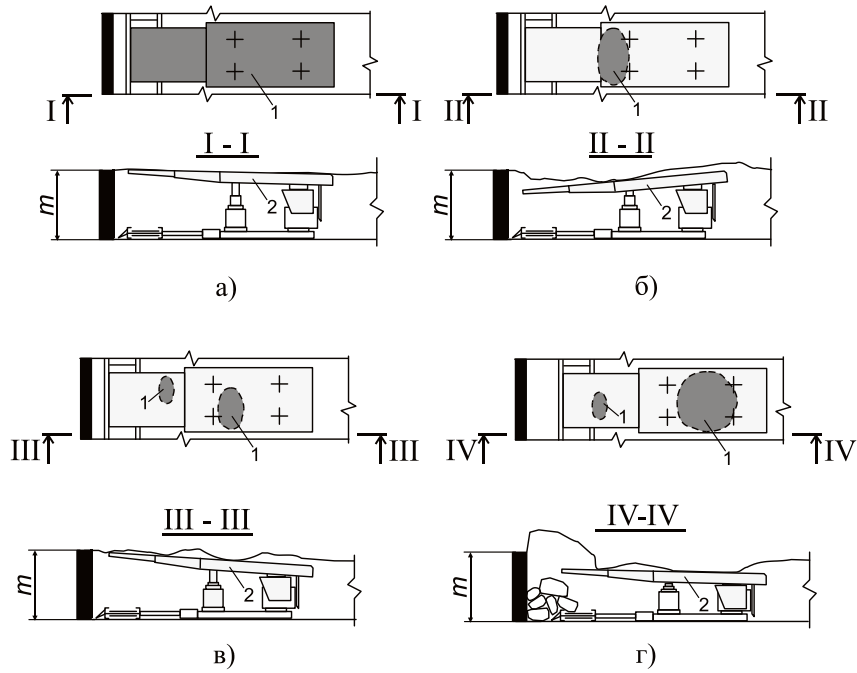


Рисунок 1 – Характерные схемы контактирования секций механизированной крепи с волнистой кровлей по длине их верхняков: а – полное; б, в и г – частичные с наклоном верхняка соответственно на забой, выработанное пространство и посадкой крепи на жесткую базу с вывалообразованием пород под забоем: 1 - зона контактирования; 2 - верхняк крепи поддерживающего типа

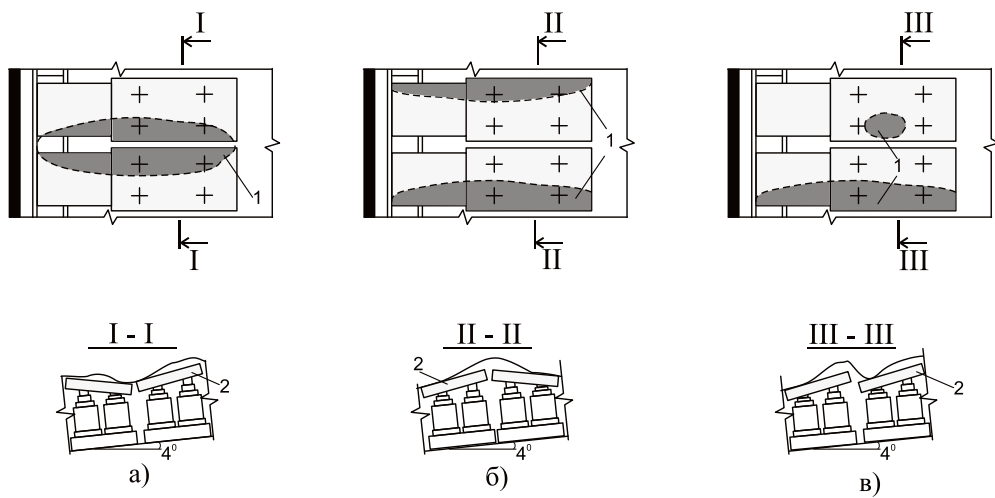


Рисунок 2 – Характерные схемы контактирования секций механизированной крепи с волнистой кровлей по ширине их верхняков: а, б и в – перекосы верхняков рядом стоящих секций соответственно с их расхождением при изломах вниз, вверх и образованием уступообразного зазора между ними: 1 - зона контактирования; 2 - верхняк крепи поддерживающего типа

На исследуемом участке лавы измерялись средние высоты остаточной гидравлической раздвижности стоек на разгрузку крепи 1МТ-1.5 по переднему, заднему рядам до первичной посадки кровли и после неё соответственно  $h_1$ ,  $h_2$  и  $h_1'$ ,  $h_2'$ . Определялись перепады высот между стойками соседних секций по переднему и заднему рядам до и после первичной посадки кровли соответственно  $\Delta h_1$ ,  $\Delta h_2$  и  $\Delta h_1'$ ,  $\Delta h_2'$ , а также изменение средних значений остаточной гидравлической раздвижности между передними и задними стойками на разгрузку крепи по длине секции при отходе очистного забоя от первоначального положения на 50 и 65 м соответственно

$$\Delta h_3 = h_1 - h_2, \text{ мм}, \quad (1)$$

$$\Delta h_3' = h_1' - h_2', \text{ мм}. \quad (2)$$

При отходе лавы от монтажной камеры на 50 м высота запаса гидравлической раздвижности стоек на разгрузку крепи величиной менее 200 мм на исследуемом участке из 25 секций по длине лавы наблюдается в 32 % случаев. Перепад высот остаточной раздвижности по переднему и заднему рядам стоек колеблется в пределах соответственно  $h_1 = 10-150$  мм и  $h_2 = 5-180$  мм. Изменение средних значений высоты остаточной гидравлической раздвижности между передними и задними стойками на разгрузку крепи по длине секции составило  $\Delta h_3 = 0-50$  мм.

Первичная посадка труднообрушаемой кровли произошла после отхода очистного забоя от первоначального положения на расстояние 65 м. В результате частичной потери контакта верхнего перекрытия крепи с кровлей в исследуемой части лавы по длине были посажены на жесткую базу 7 секций (28 %). Секции оказались в аварийной ситуации в местах, где высота остаточной раздвижности гидравлических стоек крепи имела значения менее 200 мм. Перепад высот раздвижности по первому и заднему рядам стоек после первичной посадки кровли находится в пределах соответственно  $h_1' = 10-70$  мм и  $h_2' = 5-90$  мм. Изменение средних значений высоты остаточной гидравлической раздвижности между передними и задними стойками на разгрузку крепи по длине секции составило  $\Delta h_3' = 0-30$  мм.

При первичной посадке наблюдались вывалы пород кровли между консольной частью верхняка и забоем, один из которых представлен на рисунке 3. Для заполнения пустот над верхними перекрытиями крепи выкладывались деревянные костры с целью устранения дальнейшего развития вывалообразования.

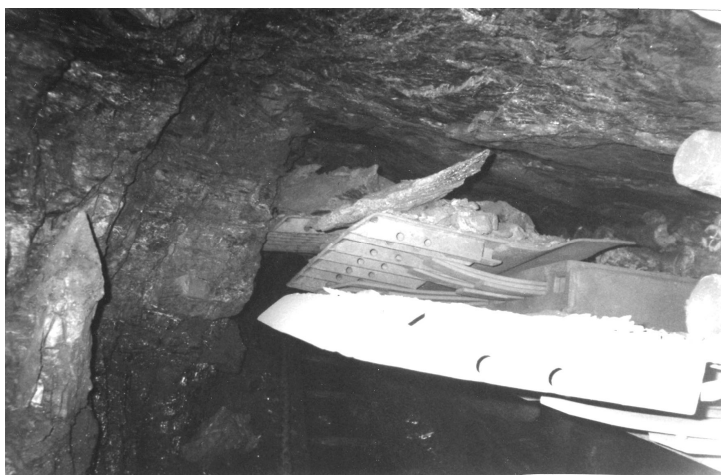


Рисунок 3 – Фотофрагмент вывалообразований кровли под забоем

После первичной посадки труднообрушаемой кровли лава остановилась на 14 суток. Велись работы по уборке породы, выкладке деревянных костров в зонах вывалообразований, высвобождению зажатых секций механизированной крепи. Потеря добычи угля за период простоя составила 18 тыс. т.

Для частичного устранения максимальных перекосов верхняков, вызванных наличием в кровле выступов высотой 0,15-0,25 м, целесообразно выкладывать над секциями деревянные стойки, распилы, подлапки, чураки, в зависимости от размеров выступов и их расположения.

#### **Выводы.**

На устойчивую работу механизированной крепи в период первичной посадки труднообрушаемой кровли существенное влияние оказывает ее волнистый рельеф, обуславливающий перекос верхнего перекрытия.

Для снижения неравномерности нагружения и увеличения площади взаимодействия крепи с выступами в местах неполного контактирования её верхняка с неровностями кровли необходимо выкладывать деревянные подложки соответствующих размеров.

#### **Библиографический список**

1. Журило А.А. Горное давление в очистных забоях с труднообрушающимися кровлями / А.А. Журило. – М.: Недра, 1980. – 124 с.
2. Орлов А.А. Взаимодействие механизированных крепей с тяжелой кровлей / А.А. Орлов, С.Г. Баранов, О.Т. Степаненко, С.В. Поляков // Уголь Украины. – 1981. – № 1. – С. 8-10.

3. Овчинников В.Ф. Состояние и перспективы управления труднообрушаемыми кровлями на шахтах Донбасса / В.Ф. Овчинников, Н.Н. Налисько, В.А. Дротик // Уголь Украины. – 2005. – № 7. – С. 6-7.

4. Казьмин В.М. Вероятностный метод анализа контактного взаимодействия забойных крепей с боковыми породами / В.М. Казьмин. – М.: Наука, 1974. – 120 с.

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

# **МЕТАЛУРГИЯ**



*д.т.н. Новохатский А.М.,  
к.т.н. Тищенко О.М.,  
Михайлюк Г.Д.,  
Карпов А.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **СПОСОБ ОПРЕДЕЛЕНИЯ НАГРУЗКИ, ДЕЙСТВУЮЩЕЙ НА АНТРАЦИТ В ДОМЕННОЙ ПЕЧИ**

*Розрахунковим способом визначено навантаження, що діє на матеріали в доменній печі. Експериментальним шляхом знайдена міцність антрациту стиском при різних температурах. Зроблено порівняльний аналіз значень міцності антрациту, отриманих дослідним шляхом, зі значеннями навантаження, що діє на антрацит в печі.*

***Ключові слова:** антрацит, міцність, гаряча міцність, навантаження, температура, стиск.*

*Расчетным способом определена нагрузка, действующая на материалы в доменной печи. Опытным путем найдена прочность антрацита сжатием при различных температурах. Произведен сравнительный анализ значений прочности антрацита, полученных опытным путем, со значениями нагрузки, действующей на него в печи.*

***Ключевые слова:** антрацит, прочность, нагрузка, температура, сжатие.*

**Проблема и её связь с научными и практическими задачами.** Стабильная работа доменной печи в значительной степени зависит от прочности загруженных в нее материалов. Каждый материал имеет различную степень сопротивления разрушению. Наряду с этим, для одного и того же материала, возможны значительные расхождения в степени сопротивления разрушению в зависимости от разных факторов. В связи с этим доменщики стремятся применять материалы, имеющие высокие прочностные свойства.

Оценить нагрузку, действующую на материалы в доменной печи, и таким образом оценить степень разрушения материалов в доменной печи, можно рассчитав действующие на материалы в печи давление.

**Анализ исследований и публикаций.** Материалы, находящиеся в рабочем пространстве доменной печи, подвержены воздействию множества факторов, основными из которых являются:



- давление столба шихтовых материалов;
- силы внутреннего трения;
- силы трения о стенки;
- давление газов, образующихся в горне.

Проведенные ранее исследования сводятся к определению активного веса шихты [1]. Активный вес шихты это разница между силой тяжести материалов с одной стороны и силами давления газов, внутреннего трения и трения о стенки, архимедовой выталкивающей силы с другой стороны. Таким образом, в активный вес шихты входят все факторы, влияющие на величину давления, оказываемого на материалы в рабочем пространстве печи. Соответственно, для определения этой нагрузки можно применять формулы для определения активного веса шихты.

**Постановка задачи.** Определить величину нагрузки, действующей на материалы, находящиеся в рабочем пространстве доменной печи. Сравнить полученные значения нагрузки с прочностью антрацита, полученной опытным путем.

**Изложение материала и его результаты.** Движение шихты в рабочем пространстве доменной печи происходит под действием собственной массы. Давление массы шихтовых материалов определяется по формуле[1]

$$P_M = H \cdot \gamma, \quad (1)$$

где  $H$  - высота столба шихтовых материалов, м;

$\gamma$  - насыпной вес сыпучих материалов в их исходном и переходном состоянии по высоте столба шихты, Н/м<sup>3</sup>.

Движению шихты противодействует подъемная сила газового потока, которая определяется как перепад давлений между горном и колошником. Потери давления газа, движущегося через столб шихты, можно определить по уравнению Эгона[1]

$$\Delta p = \psi \frac{1 - \varepsilon}{\varepsilon^3} \frac{H}{d} \frac{T}{T_0} \frac{p_0}{p} \frac{\gamma_0 \cdot \omega_0^2}{2g}, \quad (2)$$

где  $\psi$  - коэффициент сопротивления;

$\varepsilon$  - порозность слоя, м<sup>3</sup>/м<sup>3</sup>;

$H$  - высота столба шихтовых материалов, м;

$d$  - средний диаметр кусков, м;

$T, T_0$  - температура газов при реальных и нормальных условиях соответственно, К;

$p, p_0$  - соответственно давление газов при реальных и нормальных условиях, Н/м<sup>2</sup>;

$\gamma_0$  - удельный вес газа при нормальных условиях, Н/м<sup>3</sup>;

$\omega_0$  - скорость газа при нормальных условиях, отнесенная к полному сечению столба шихты, м/с;

$g$  - ускорение свободного падения, м/с<sup>2</sup>.

Коэффициент сопротивления находится как функция критерия Рейнольдса

$$\psi = 3,61 + \frac{300}{\text{Re}}, \text{ или [2] } \psi = \frac{3,1}{\text{Re}^{0,1}} + \frac{160}{\text{Re}},$$

где  $\text{Re}$  – критерий Рейнольдса.

В слое сыпучих материалов

$$\text{Re} = \frac{1}{1-\varepsilon} \cdot \frac{\omega \cdot d}{\nu}, \quad (3)$$

где  $\varepsilon$  - порозность слоя, м<sup>3</sup>/м<sup>3</sup>;

$\omega$  - скорость газа, м/с;

$d$  - средний диаметр кусков, м;

$\nu$  - кинематическая вязкость газа, м<sup>2</sup>/с.

Порозность слоя материалов вычисляют по формуле

$$\varepsilon = 1 - (\gamma_{\text{нас}} / \gamma_{\text{каж}}), \quad (4)$$

где  $\gamma_{\text{нас}}, \gamma_{\text{каж}}$  - соответственно насыпная масса и кажущаяся плотность материала.

При произвольно плотной компоновке частиц в слое можно пользоваться формулой [3]

$$\varepsilon = 0,222 \cdot D_{\text{cp}}^{0,252}, \quad (5)$$

где  $D_{\text{cp}}$  - средний диаметр кусков в слое.

Так же на материалы, находящиеся в доменной печи, действует полное сопротивление сил трения, которое состоит из силы внешнего трения о стенки ( $F_c$ ) и силы внутреннего трения ( $F_{\text{вн}}$ ) сыпучих материалов.

Сила внешнего трения зависит от бокового давления и определяется по формуле

$$F_c = Q_6 \cdot f_1, \quad (6)$$

где  $Q_6$  - боковое давление, Н/м<sup>2</sup>;

$f_1$  - коэффициент трения сыпучего материала по стенке.

Боковое давление столба шихты определяется по формуле Янсена

$$Q_6 = \frac{\gamma R}{2f_1} \left( 1 - \exp\left(-\frac{2f_1 n H}{R}\right) \right), \quad (7)$$

где  $R$  - радиус столба шихты, м;

$n$  - условный коэффициент бокового давления.

Коэффициент бокового давления можно определить из соотношения

$$n = [1 + 2f^2 + \sqrt{1 + f^2} \cdot (\sqrt{f^2 - f_1^2} - f)]^{-1}, \quad (8)$$

где  $f$  - коэффициент внутреннего трения материалов шихты, Н/м<sup>2</sup>.

Для определения давления действующего на материал используем формулу

$$P = P_M + \Delta p + F_c. \quad (9)$$

Для расчета приняты показатели и режим работы доменной печи №1 ОАО «АМК».

Материалы, находящиеся на разных горизонтах печи, имеют различную температуру. Как известно, прочность любого материала с изменением температуры изменяется. В связи с этим доменная печь условно разделяется на 4 температурные зоны:

- 1-я зона – колошник ( $T \approx 400^\circ\text{C}$ );
- 2-я зона – средняя часть шахты ( $T \approx 700^\circ\text{C}$ );
- 3-я зона – нижняя часть шахты ( $T \approx 800^\circ\text{C}$ );
- 4-я зона – распар ( $T \approx 1000^\circ\text{C}$ ).

Схематично зоны показаны на рисунке 1.

По формуле 9 были определены давления, действующие на материалы в печи. Для первой зоны давление составило

$$P_1 = P_{M1} + \Delta p_1 + F_{c1} = 116,2 + 11,8 + 23,3 = 151,3 \text{ кПа},$$

для второй

$$P_2 = P_{M2} + \Delta p_2 + F_{c2} = 262,9 + 10,2 + 36,4 = 309,5 \text{ кПа},$$

для третьей

$$P_3 = P_{M3} + \Delta p_3 + F_{C3} = 422,4 + 35,5 + 55,6 = 513,5 \text{ кПа},$$

для четвертой

$$P_4 = P_{M4} + \Delta p_4 + F_{C4} = 553,6 + 154,8 + 56,3 = 764,7 \text{ кПа}.$$

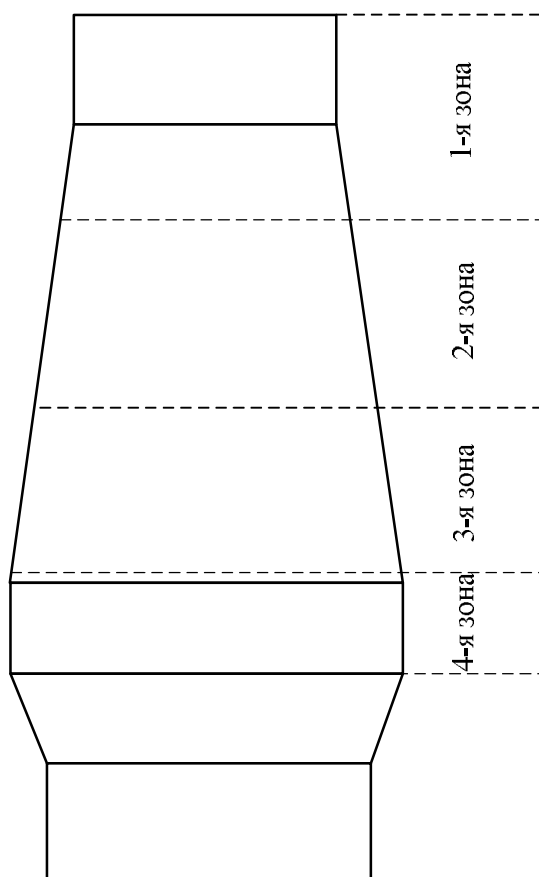


Рисунок 1 – Схема расположения температурных зон по высоте доменной печи

Для сравнения фактической прочности антрацита с нагрузкой, действующей на него в доменной печи, были найдены его прочности сжатием при температурах 400, 700, 800, 1000°С, по методике [4]. Результаты представлены в таблице 1.

Из таблиц видно, что при нагреве антрацита его прочность снижается. Это происходит из-за роста внутренних напряжений в угле за счет испарения влаги и выделения летучих веществ. С другой стороны нагрузка, действующая на антрацит при повышении его температуры в

печи, возрастает, что происходит вследствие повышения давления столба шихтовых материалов и перепада давления газа.

Таблица 1 – Прочность антрацитов сжатием при разных температурах, кПа

Номер опыта	Температура, °С				
	20	400	700	800	1000
1	860	750	820	420	220
2	830	830	530	410	230
3	1470	1100	680	640	510
4	630	810	750	460	490
5	1420	1200	900	820	770
6	860	920	630	610	640
7	1320	1000	760	640	630
8	1080	960	710	760	570
9	1230	850	580	550	650
10	1170	910	650	430	570
Среднее	1087,0	933,0	701,0	574,0	528,0

Сравним значения прочности антрацита, полученные опытным путем, со значениями нагрузки, действующей на него в печи (таблица 2). Для первой зоны фактическая прочность антрацита значительно превышает расчетную нагрузку на него, что свидетельствует об отсутствии разрушения угля в этой зоне. Во второй зоне характер нагрузок аналогичен первой зоне. Третья зона является переломным этапом – нагрузка, действующая на антрацит и его прочность практически одинаковы, что свидетельствует о начале разрушения угля. В четвертой зоне нагрузка, действующая на антрацит, превышает его прочность, что приводит к значительному его разрушению.

Таблица 2 – Сравнение прочности антрацита с нагрузкой действующей на него в печи

Номер зоны	Нагрузка, кПа	Прочность, кПа	Разница, кПа
1	151,3	933	-781,7
2	309,5	701	-391,5
3	513,5	574	-60,5
4	764,7	528	+236,7

Полученные результаты дополнительно усугубляются также тем, что материалы в доменной печи разрушаются не только сжатием, но и

истиранием, ударом, а приведенные выше расчеты и опытные данные не учитывают эти виды воздействий.

**Выводы и направления дальнейших исследований.** В соответствии с существующими представлениями о процессах, в доменной печи, расчетным путем определена нагрузка, действующая на материалы в ней. Опытным путем определена прочность антрацита сжатием при различных его температурах. Произведен сравнительный анализ значений прочности антрацита, полученных опытным путем, со значениями нагрузки, действующей на него в печи. В дальнейшем предполагается разработать методику определения нагрузки, действующей на антрацит в доменной печи, с учетом различных видов разрушения материалов в печи.

#### **Библиографический список**

1. *Доменное производство: Справочное издание: В 2-х т. Подготовка руд и доменный процесс / [под ред. Вегмана Е.Ф.]. – М.: Металлургия – Т.1. – 1989. – 496 с.*

2. *Богданди Л.Ф. Восстановление железных руд / Л.Ф. Богданди, Г.Ю. Энгельс. – М.: Металлургия, 1971. – 519 с.*

3. *Остроухов М.Я. Справочник мастера-доменичника / М.Я. Остроухов, Л.Я. Шнарбер. – М.: Металлургия, 1977. – 304 с.*

4. *Новохатский А.М. Проблемы использования антрацита как заменителя кокса в доменном производстве / А.М. Новохатский, Г.Д. Михайлюк, А.В. Карпов / Сборник научных трудов ДонГТУ, 2009. – № 28. – С. 165-173.*

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Петрушовым С.Н.*

*д.т.н. Кравцов В.В.,  
к.т.н. Бирюков А.Б.,  
Черников С.С.  
(ДонНТУ, г. Донецк, Украина)*

## **ЭНЕРГОСБЕРЕГАЮЩИЙ РЕЖИМ РАБОТЫ ТЕРМИЧЕСКИХ ПЕЧЕЙ**

*Розглянуто застосування нового оптимального енергозберігаючого режиму термічної обробки металу в камерних термічних печах. Наведено алгоритм розрахунку, представлені порівняльні дані стандартного і нового режимів термообробки.*

***Ключові слова:** термічна піч, термічна обробка, пульсуюча подача теплоносія, хвилеподібні коливання температури, вирівнювання, ізотермічна витримка, економія палива.*

*Рассмотрено применение нового оптимального энергосберегающего режима термической обработки металла в камерных термических печах. Приведен алгоритм расчета, представлены сравнительные данные стандартного и нового режимов термообработки.*

***Ключевые слова:** термическая печь, термическая обработка, пульсирующая подача теплоносителя, волнообразные колебания температуры, выравнивание, изотермическая выдержка, экономия топлива.*

Применение технологии энергосбережения в промышленности всегда актуально. Это связано с тем, что в промышленности расходуется до 80 % энергии. Стоимость энергоносителей постоянно растет, особенно в последнее время. Учитывая высокую степень энергопотребления при эксплуатации печей, термического оборудования, особо актуальным представляется вопрос об осуществлении жёсткой экономии энергии путём применения технологий энергосбережения, новых материалов и конструкций при строительстве новых печей и реконструкции действующего термического парка. Энергоемкость продукции машиностроения в Украине в 3 – 5 раз больше, чем в развитых странах.

Термические нагревательные печи, работающие на заводах Украины, проектировались больше 20 лет назад с основным требованием – обеспечить максимальную производительность, невзирая на энергозатраты. Температурные режимы рассчитывали также на максимальную производительность. В реальных условиях печи работают при значительных

изменениях производительности. Одним из способов уменьшения расхода топлива является использование нового, энергосберегающего, теплового режима. Особенно это важно для эксплуатации печи в условиях нестабильного производства при дорогостоящих энергоресурсах.

В настоящее время одной из основных проблем, стоящих перед металлургической отраслью является общая изношенность фондов. Еще очень часто продолжают эксплуатироваться агрегаты 50–60-х гг устаревшие как морально, так и физически. Это обуславливает применение технологий, не обеспечивающих должного качества продукции, что в конечном итоге приводит к ее низкой рентабельности. Повышение требований к качеству металла, экологии производства, ужесточение экономических показателей диктуют необходимость совершенствования технологий и оборудования.

Примером внедрения современных технологий является камерная термическая печь с выкатным подом  $3,9 \times 10,5$  м и садкой 180 т, установленная на ЗАО «НКМЗ». Применение принципа пульсирующей подачи теплоносителя, использование малоинерционной футеровки и современных средств автоматизированного управления позволяет добиваться значительной экономии топлива и реализовывать режимы термической обработки ранее не доступные для печей такого типа.

Модернизированная печь предназначена для термообработки тел различной формы и массивности садкой до 180 т. Термообработка проводится для снятия внутренних напряжений, получения однородной микроструктуры и растворения включений, для выделения частиц упрочняющей фазы. А так как структура стали после термической обработки оказывает большое влияние на работоспособность изделий, то разница в структуре между элементами садки должна быть незначительной и удовлетворять требованиям заказчиков и ГОСТ. Однородность же структуры достигается принятым режимом термообработки (согласно требованиям Центральной Заводской Лаборатории (ЦЗЛ)) и точностью обработки этого режима [1].

Принимаем, что в печь загружены прокатные опорные валки садкой 180 т. Таким образом, возникает задача построения математической модели камерной термической печи периодического действия и выбора с помощью построенной модели рационального графика термообработки, реализующего двухступенчатый режим отжига и двухступенчатый режим охлаждения с учетом массивности садки и особенностей печи.

Кратко остановимся на основных, существенных деталях проекта печи. Проектное задание включало термообработку опорных валков, которые имеют следующие характеристики: длина бочки – 2000 мм, диаметр бочки – 1500 мм, вид топлива – природный газ. Теплограждение стенок, свода и пода выполнено из керамоволокнистых теплоизоляцион-



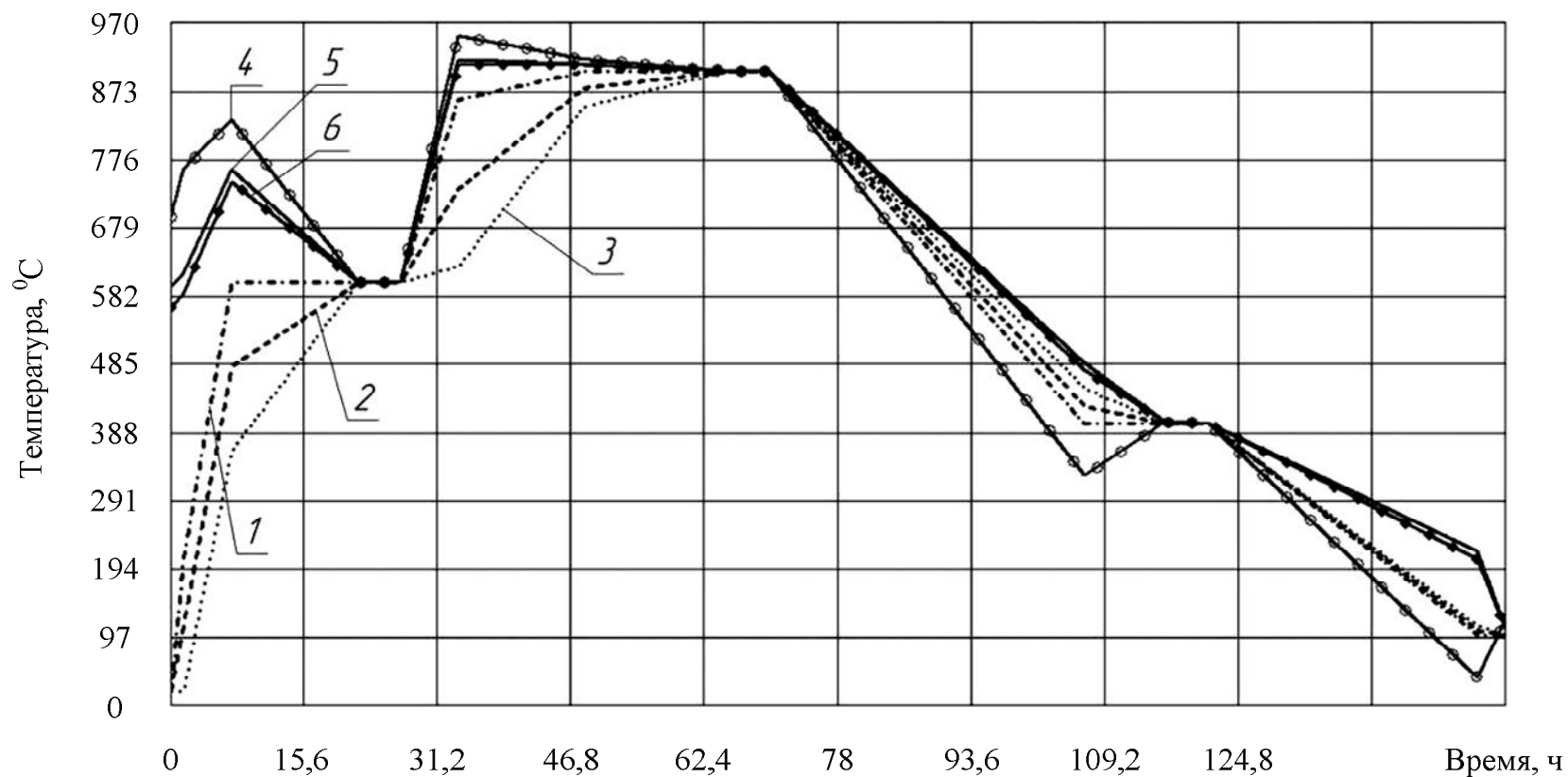
ных материалов с малой теплопроводностью и инерционностью. На рисунке 1 представлена температурная диаграмма процесса термической обработки опорных валков в термической печи с выкатным подом 3,9×10,5 м и садкой 180 т, установленной на ЗАО «НКМЗ».

Режим термообработки включает в себя:

1. Нагрев валков до 600 °С.
2. Выравнивание температурного поля по сечению валков до температуры 600 °С.
3. Отжиг валков при 600 °С.
4. Нагрев валков до 900 °С.
5. Выравнивание температурного поля по сечению валков до температуры 900 °С.
6. Отжиг валков при 900 °С.
7. Охлаждение валков до 400 °С воздухом нагревательных горелок.
8. Выравнивание температурного поля по сечению валков до температуры 400 °С.
9. Выдержка валков при температуре 400 °С.
10. Охлаждение валков до 100 °С воздухом нагревательных горелок.

Пульсирующая подача теплоносителя включает в себя постоянный расход газа и волнообразный (с помощью пульсатора), согласованный с изменением газодинамического сопротивления в дымовом тракте печи. При использовании волнообразного нагрева за счет периодической пульсации давления и скорости теплоносителя в рабочем пространстве печи происходит возрастание значений тепловых потоков. Применение пульсации увеличивает коэффициент использования тепла топлива, снижает температуру дымовых газов покидающих рабочее пространство за счет увеличения их коэффициента теплоотдачи, что способствует снижению расхода топлива. Изменение давления и скорости теплоносителя, а, следовательно, интенсификация теплообмена, происходит не только в рабочей камере, но и в рекуператоре агрегата. [2].

В данном режиме снижается температура уходящего дыма, ее значение приближается к температуре поверхности металла. При этом, естественно, должен уменьшаться тепловой поток к поверхности металла, однако, подобрав соответствующую амплитуду колебаний, за счет энергии излучения колебаний волнообразной температуры теплоносителя, компенсируется уменьшение теплового потока.



1 – температура поверхности опорных валков; 2 – среднemasсовая температура опорных валков;  
 3 – температура центра опорных валков; 4 – температура дымовых газов; 5 – средняя температура кладки;  
 6 – средняя температура печи.

Рисунок 1 – Температурная диаграмма процесса термической обработки опорных валков в камерной нагревательной печи с выкатным подом  $3,9 \times 10,5$  м и садкой 180 т, установленной на ЗАО «НКМЗ»

Но при таком режиме нагрева температура дымовых газов снижается, следовательно, возрастает коэффициент использования тепла топлива (КИТ) и в результате сокращается расход топлива.

Алгоритм расчета оптимального температурного режима нагрева металла сводится к следующему:

1. По стандартной методике производится расчет существующего температурного режима с целью определения температур по сечению заготовки, тепловых потоков к поверхности металла за весь период нагрева, темп нагрева и охлаждения, средний расход газа и воздуха за весь период нагрева, производительность печи, коэффициент полезного действия (КПД) печи, коэффициент использования тепла топлива (КИТ) в различные периоды времени термообработки.

2. Производится сравнение расчетных параметров с технологическими (требования ЦЗЛ).

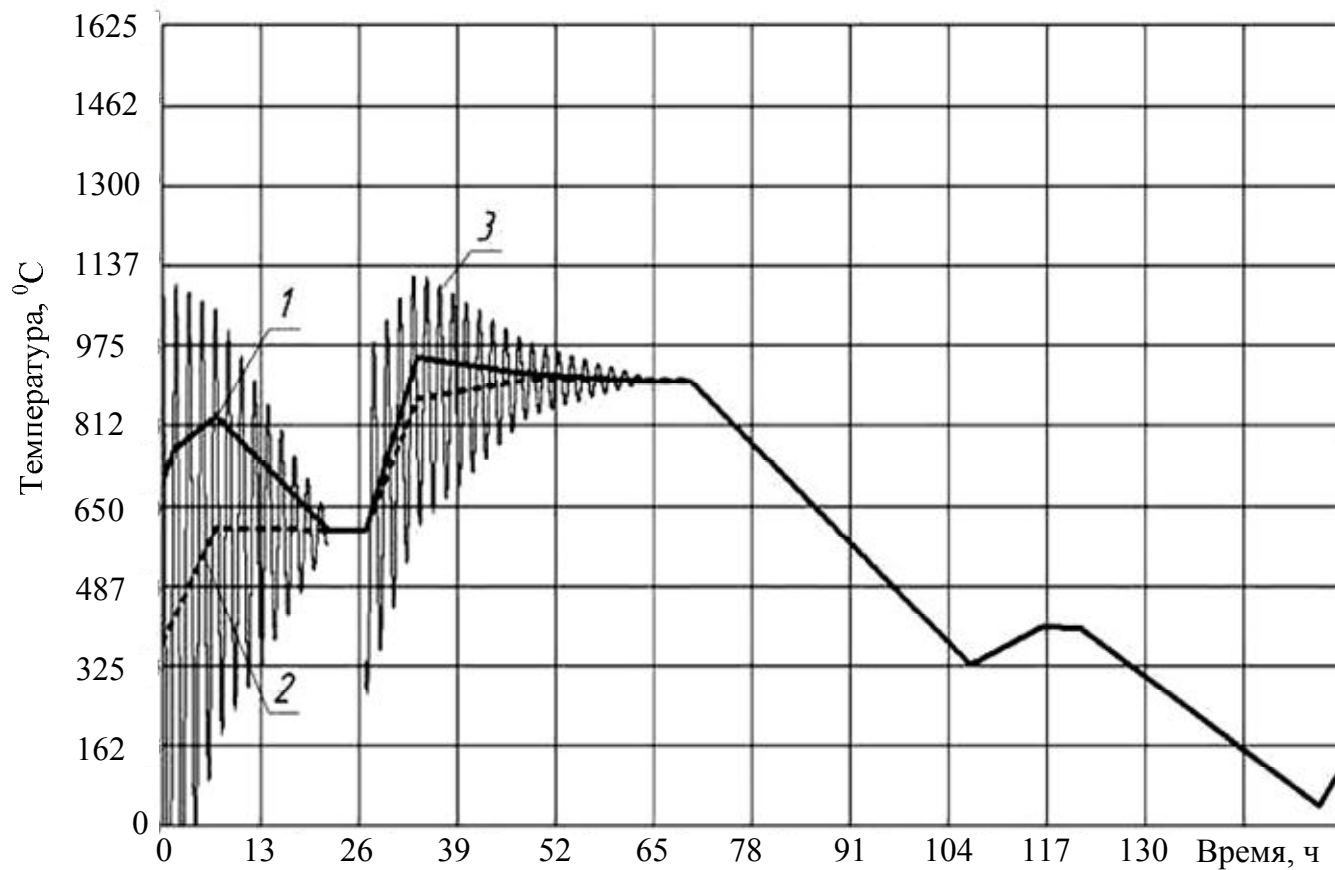
3. Если расчетные параметры совпадают с технологическими, определяется оптимальный температурный режим нагрева и выравнивания температуры металла, при котором удельный расход газа становится меньшим.

4. В автоматическом режиме осуществляется подбор таких соотношений температур и амплитуд колебаний теплоносителя, которые обеспечили бы тепловые потоки к поверхности нагреваемого металла в любом временном интервале, соответствующие исходному режиму нагрева.

5. На основании вновь полученных данных рассчитывается новый коэффициент использования тепла топлива (КИТ) и величина экономии топлива.

6. Вносится поправка в средний расход газа за весь период нагрева, производится расчет постоянного и волнообразного расходов газа, создаваемых с помощью пульсатора, на величину полученной экономии.

При помощи разработанной программы был произведен расчет основных параметров термической обработки опорных прокатных валков в камерной нагревательной печи с выкатным подом  $3,9 \times 10,5$  м и садкой 180 т, установленной на ЗАО «НКМЗ». Результаты расчета приведены в таблице 1, а на рисунке 2 представлена диаграмма изменения температуры уходящих дымовых газов в течение термообработки опорных валков при использовании пульсирующей подачи теплоносителя и без нее.



1 – температура дымовых газов без использования импульсной подачи топлива; 2 - температура дымовых газов с использованием импульсной подачи топлива; 3 – амплитуда колебания температуры дымовых газов.

Рисунок 2 – Диаграмма изменения температуры уходящих дымовых газов в течение термообработки опорных валков при использовании пульсирующей подачи теплоносителя и без нее

На рисунке 2 видно изменение амплитуды волнообразной подачи теплоносителя в рабочее пространство печи (в начале нагрева амплитуда максимальная, а потом постепенно уменьшается до 0). Это связано с тем, что вначале идет максимальная подача газа и воздуха, а по мере достижения заданного температурного состояния, расход газа и воздуха уменьшается. Во время выравнивания газ дополнительно затрачивается, в то время как для изотермических выдержек заготовок мы пренебрегаем затратами теплоносителя на поддержание температурного состояния печи, т.к. они малы.

Таблица 1 – Показатели работы печи при использовании пульсирующей подачи теплоносителя в рабочее пространство печи и без нее

Показатели работы печи	Без пульсации теплоносителя	С пульсацией теплоносителя
Средневзвешенный расход газа за весь период нагрева $V_{\text{газа}}$ , м <sup>3</sup> /ч	89,354	80,248
Средневзвешенный расход воздуха за весь период нагрева $V_{\text{в-ха}}$ , м <sup>3</sup> /ч	842,962	757,057
Средневзвешенный расход воздуха за весь период охлаждения $V_{\text{в-ха}}$ , м <sup>3</sup> /ч	11910	
Удельный расход условного топлива $V_{\text{ус.т}}$ , кг/т	33,561	30,141
Коэффициент использования тепла топлива $\eta_{\text{кит}}$	0,696	0,775
Термический КПД печи	0,6	0,668
Средневзвешенная полная тепловая мощность печи $M^{\text{сп}}$ , МВт	0,819	0,739
Общее время нагрева $\tau$ , ч	70	
Общее время охлаждения $\tau$ , ч	86	

Так для рассматриваемой термической печи, сравнивая два режима, экономия топлива составила 10,1 % [3].

Экономия топлива варьируется в зависимости от параметров работы термической печи, но в общем можно сказать о том, что она колеблется в пределах 8–11 %. Применение данного режима позволяет совмещать качественный нагрев (темпы скоростей нагрева и охлаждения) и экономию топлива при одинаковом времени нагрева и выравнивания, что немаловажно, учитывая постоянно увеличивающиеся цены на энергоносители.

**Выводы.** Создана новая экспериментальная программа для расчета оптимального энергосберегающего режима термической обработки металла в камерных термических печах, целью которой является уменьшение энергетических затрат при термической обработке металла.

Как показали результаты расчета для представленного варианта термообработки практическое использование данной программы позволит сократить энергетические затраты при термической обработке металла в камерных термических печах на 10,1 %.

Дальнейшие исследования будут направлены на адаптацию разработанной программы к условиям работы действующих промышленных термических печей.

### **Библиографический список**

1. Мороз В.И. Нагрев валков холодной прокатки и роликов МНЛЗ под термическую обработку в печи с импульсной подачей теплоносителя / Егорова В.М., Гусев С.В. // Кузнечно-штамповочное производство и обработка металлов давлением, 2002. - № 8. - С.29-34.

2. Разработка и внедрение системы управления работой импульсных горелок для нагревательных печей нового поколения / [Васильев А.В., Лисиенко В.Г., Маликов Ю.К. и др.] // Сборник трудов конференции «Кузнецы Урала 2005». – Екатеринбург: ГОУ ВПО УГТУ-УПИ, 2005. - С.671-676.

3. Сравнительные испытания импульсного и непрерывного отопления в термической печи / [Неймарк Л.А., Гречишников Я.М., Энно И.К. и др.] // Кузнечно-штамповочное производство, 1987. - № 9. -С. 35-37.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Петрушовым С.Н.*

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

### **ВЛИЯНИЕ РЕЗОНАНСНЫХ КОЛЕБАНИЙ ДАВЛЕНИЯ ВО ВСАСЫВАЮЩЕЙ СИСТЕМЕ И ДРОССЕЛЬНЫХ ПОТЕРЬ ДАВЛЕНИЯ ПРИ ВСАСЫВАНИИ НА НАПОЛНЕНИЕ ГАЗОМ ЦИЛИНДРА ПОРШНЕВОГО КОМПРЕССОРА**

*Досліджено вплив коливань тиску газу у всмоктувальних системах поршневих компресорів на зміну тиску в циліндрі при всмоктуванні з урахуванням гідравлічного опору всмоктувальних клапанів. Отримано безрозмірні характеристики зміни тиску в циліндрі в режимах резонансної інтенсифікації поршневого компресора. Наводиться зіставлення теоретичних величин з експериментальними значеннями відносних втрат тиску в процесах всмоктування в поршковому компресорі з циліндрами двосторонньої дії.*

**Ключові слова:** *поршковий компресор, відносні втрати тиску, коливання тиску, всмоктуючий клапан, резонанс, модель ідеального компресора.*

*Исследовано влияние колебаний давления газа во всасывающих системах поршневых компрессоров на изменение давления в цилиндре при всасывании с учетом гидравлического сопротивления всасывающих клапанов. Получены безразмерные характеристики изменения давления в цилиндре в режимах резонансной интенсификации поршневого компрессора. Приводится сопоставление теоретических величин с экспериментальными значениями относительных потерь давления в процессах всасывания в поршковом компрессоре с цилиндрами двухстороннего действия.*

**Ключевые слова:** *поршневой компрессор, относительные потери давления, колебания давления, всасывающий клапан, резонанс, модель идеального компрессора.*

В современных поршневых компрессорах в большинстве случаев применяют самодействующие клапаны (рисунок 1), в которых запорный орган перемещается под действием разности давления.

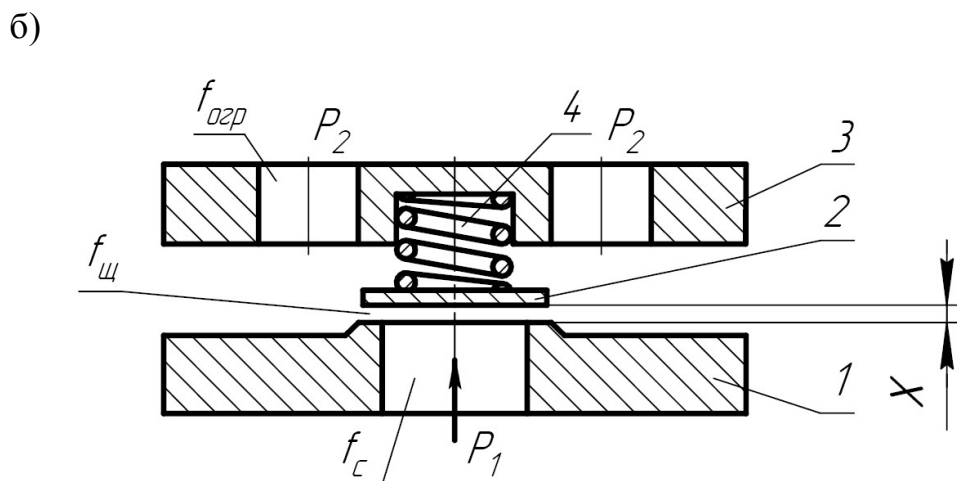
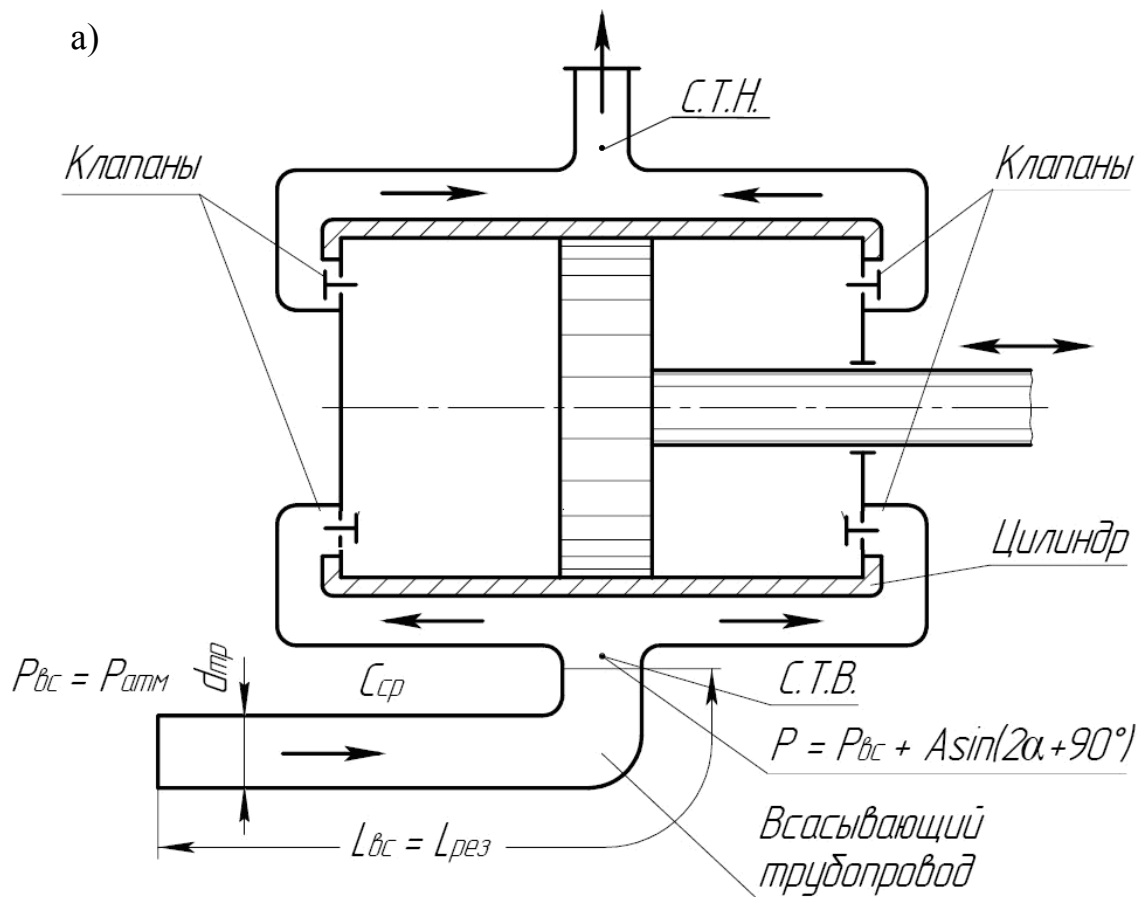


Рисунок 1 - Всасывающая система поршневого компрессора  
 а) схема всасывающей системы поршневого компрессора с цилиндром двухстороннего действия;  
 б) всасывающий клапан: 1 – седло; 2 – пластина; 3 – ограничитель подъема; 4 – пружина.



При движении газа через клапан происходит процесс дросселирования и часть энергии в виде давления теряется из-за гидравлического сопротивления клапанных проходов, переходя в тепло, которое передается затем газу при всасывании и нагнетании. Потери энергии в клапанах могут достигать 35% всей энергии, подводимой к коленчатому валу компрессора. Отсюда становится очевидным важность оценки клапанов по их аэродинамическим качествам. Размещение их в цилиндре с достаточным проходным сечением – одна из основных проблем при конструировании компрессора.

В настоящее время наиболее широкое распространение получил метод определения теоретических потерь давления в клапане поршневого компрессора на основании стационарного течения газа, в котором используется физическая модель идеального компрессора. Предполагается, что в такой модели имеют место постоянные давления во всасывающих и нагнетательных полостях, так как считается, что эти полости имеют неограниченные объемы [1 - 4].

В действительности во всасывающих и нагнетательных трубопроводах, подключаемых к цилиндрам первой и последующих ступеней компрессора, всегда наблюдаются колебания давления газа, особенно сильно проявляющиеся при резонансе, т.е. при совпадении частоты главной гармоники воздействия  $\omega$  с частотой собственных колебаний газа  $\omega_0$ , заключенного в трубопроводе.

Условием резонанса является равенство частот

$$\omega = \omega_0. \quad (1)$$

На рисунке 2 показаны резонансные кривые колебаний давления воздуха во всасывающем патрубке компрессора ЗИФ ШВКС-5, полученные экспериментальным путем. Как видно, они имеют строго синусоидальный характер и описываются уравнениями:

а) при резонансной длине всасывающего трубопровода,  $L_{вс} = L_{рез}$

$$P = P_{вс} + A \cdot \sin(2 \cdot \varphi + 90^0); \quad (2)$$

б) для зарезонансной зоны,  $L_{вс} \geq L_{рез}$  в связи со сдвигом фазы колебания на  $90^0$

$$P = P_{вс} + A \cdot \sin 2 \cdot \varphi, \quad (3)$$

где  $P_{вс}$  - номинальное давление во всасывающем патрубке, Н/м<sup>2</sup>;  
 $A$  – амплитуда колебания давления, Н/м<sup>2</sup>;

$\varphi$  - угол поворота коленчатого вала; град.

Из рассмотрения кривых рисунок 2 видно, что при переходе всасывающей системы из дорезонансной зоны ( $L_{вс} < L_{рез}$ ) через резонанс ( $L_{вс} = L_{рез}$ ) в зарезонансную зону ( $L_{вс} > L_{рез}$ ) происходит сдвиг фазы колебания, и это обстоятельство отражается на величине относительных потерь давления при всасывании газа в цилиндр первой ступени. Аналогичные кривые были получены при испытании других типов компрессоров [6].

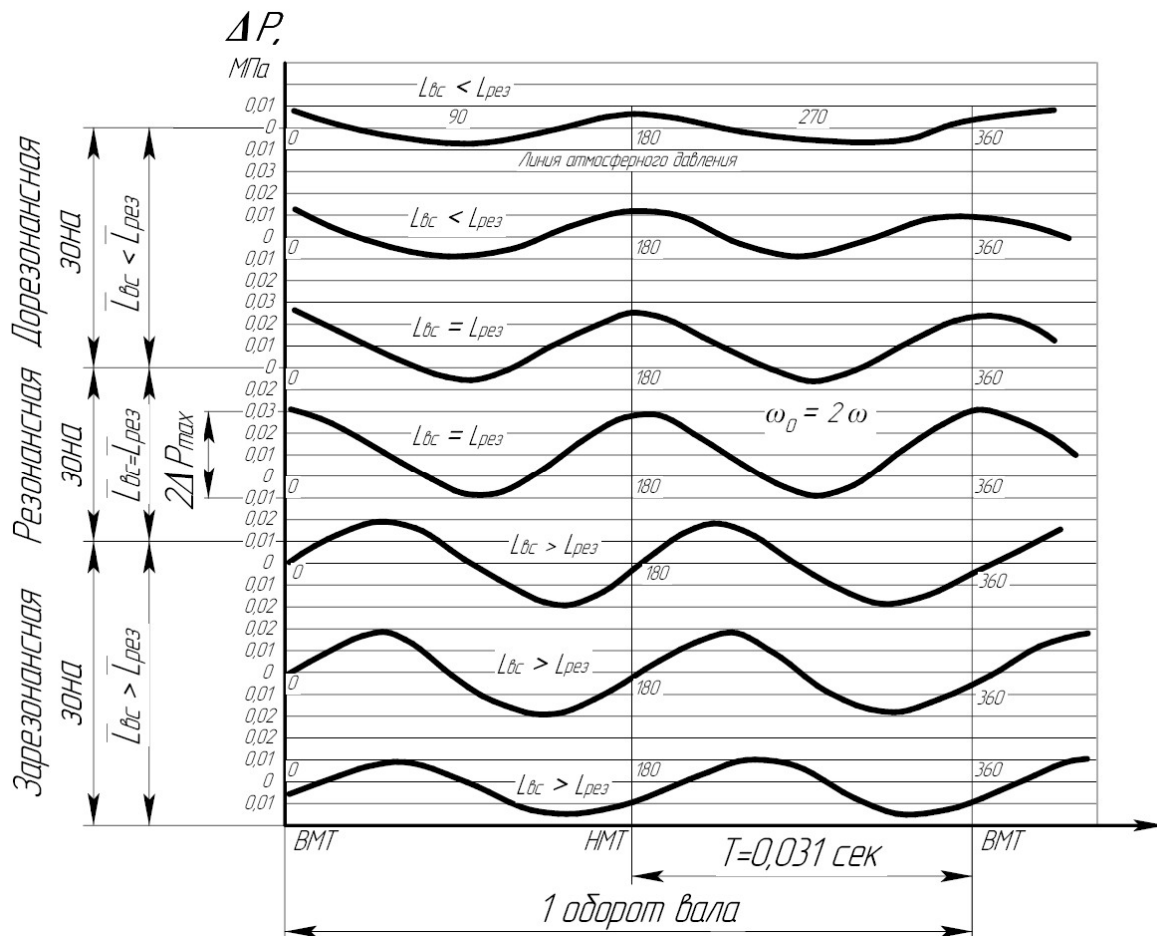


Рисунок 2 - Сопоставление циклограмм колебания давления во всасывающем трубопроводе компрессора ЗИФ ШВКС-5 при переходе всасывающей системы через резонанс ( $L_{рез} = 140 \text{ см}$ ; частота вращения вала  $n = 960 \text{ об/мин}$ ,  $2\Delta P_{max} = 0,04 \text{ МПа}$ )

Следует отметить, что большинство газовых и воздушных поршневых компрессоров средней и большой производительности в первой ступени имеют цилиндры двухстороннего действия. Поэтому задачей исследования для таких машин является теоретическое и экспериментальное определение комплексного влияния на относительную величину

ну потерь давления при всасывании как процессов дросселирования газа, так и колебательного процесса давления газа в резонансной области длин всасывающего трубопровода.

Отметим, что резонансные явления во всасывающей системе могут быть использованы для повышения производительности компрессоров. По данным работ [3-9], увеличение производительности путем использования колебаний давления газа может составить 20-25% по сравнению с производительностью при отключенном трубопроводе. Этот способ можно назвать резонансной интенсификацией компрессора. В литературе указанный способ носит название "резонансный или акустический наддув" [8]. Однако с таким названием нельзя согласиться, так как для наддува должен использоваться специальный наддувочный агрегат, например, воздуходувка или компрессор. При резонансной интенсификации наддувочное устройство отсутствует, используются внутреннее свойство поршневых машин создавать колебания давления в результате периодических процессов всасывания. Как показано выше, наиболее сильное влияние этих колебаний проявляется при резонансе.

В силу сложности физических явлений, имеющих место в системе всасывающий трубопровод – всасывающий клапан – цилиндр, рассмотрим физико–математическую модель последней, сделав ряд допущений, которые не меняют качественную сторону явлений, но позволяют несколько упростить решение задачи:

- теплообмен со стенками цилиндра при всасывании и нагнетании отсутствует;
- теплообмена между газом, протекающим в клапане, и стенками канала клапана нет;
- всасывающие клапаны открываются и закрываются в мертвых точках;
- размеры цилиндра малы по сравнению с длинами волн в колебательном процессе; волна колебания давления без изменения формы и значения амплитуды передается газу, поступающему в цилиндр в процессе всасывания;
- движение газа в трубе считаем одномерным, а сам газ – идеальным;
- форма колебания давления – синусоидальная, отвечающая зависимостям (2) и (3).

При оговоренных выше допущениях, давление в цилиндре при всасывании определяется влиянием только двух факторов: сопротивлением клапана и давлением волны в колебательном процессе, распространяющимся из всасывающей полости в цилиндр без изменения.

На рисунке 3 показаны циклограммы резонансных колебаний давления воздуха во всасывающем патрубке и индикаторные диаграм-

мы 1-й ступени компрессора ВП-50/8М. Из анализа кривых видно, что амплитуда колебания давления в резонансном режиме в 4-5 раз превосходит потери давления от сопротивления всасывающего клапана и является при резонансной интенсификации доминирующим фактором (рисунок 3, б и рисунок 3, в). При отключенном трубопроводе преобладающим фактором является гидравлическое сопротивление в клапанах (рисунок 3, а).

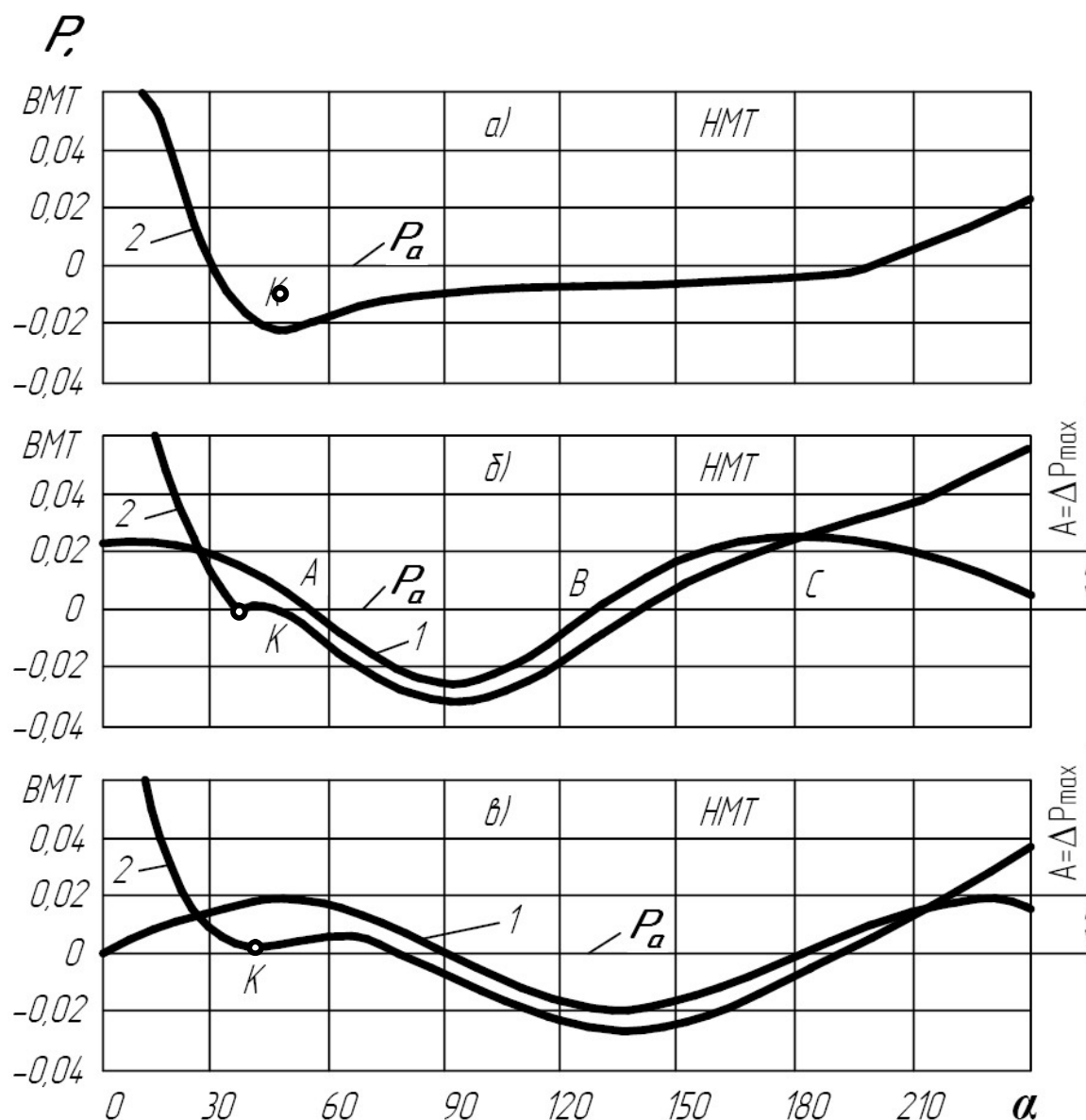


Рисунок 3 - Циклограммы резонансных колебаний давления воздуха во всасывающем патрубке и индикаторные диаграммы 1-й ступени компрессора ВП-50/8М, развернутые по углу  $\alpha$  поворота кривошипа:

а)  $\bar{L}_{ec} = 0$ ; б)  $\bar{L}_{ec} = 1$ ; в)  $\bar{L}_{ec} = 1,15$

(т. К — момент открытия всасывающего клапана)

Заметим, что при наличии резонансных колебаний давления по второй гармонике ( $m=2$ ), давление в цилиндре при всасывании, несмотря на гидравлическое сопротивление клапана, может быть как ниже, так и выше номинального давления  $P_{вс}$  (на участках О-А и В-С оно выше, на участке А-В – ниже  $P_{вс}$ ). Это обстоятельство диктует необходимость рассмотрения влияния каждого фактора в отдельности на изменение давления в цилиндре в процессе всасывания.

Введем относительные (безразмерные) величины, характеризующие изменение давления в цилиндре при всасывании. Следует иметь в виду, что при рассмотрении процесса дросселирования эти изменения давления будут являться потерями давления. При рассмотрении влияния колебаний давления, эти изменения, как показано на рис. 3, могут быть на определенных участках давления, как со знаком плюс, так и знаком минус.

Относительная потеря давления в результате дросселирования газа через клапан и влияния колебаний давления, которую обозначим через  $H_{вс}$ , равна

$$H_{вс} = H_{вс1} + H_{вс2}, \quad (4)$$

где

$$H_{вс1} = \frac{P_{вс} - P}{P_{вс}}; \quad (5)$$

$$H_{вс2} = \frac{A \cdot \sin(2 \cdot \varphi + 90^0)}{P_{вс}}, \quad (6)$$

где  $H_{вс1}$  – относительная потеря давления в результате дросселирования газа через всасывающий клапан;

$H_{вс2}$  – относительное приращение давления в цилиндре в результате колебания давления.

Для получения уравнения относительных потерь давления за счет дросселирования  $H_{вс1}$  воспользуемся первым законом термодинамики, устанавливающим связь между приращением внутренней энергии газа в цилиндре как разности энтальпии поступающего газа и работы, производимой газом на перемещение поршня [3].

$$C_v d(mT) = C_p T_{вс} dm - pdV \quad (7)$$

где  $C_v$  и  $C_p$  – удельные теплоемкости газа при постоянных объеме и давлении, дж/кг К;

$M$  – текущее значение массы газа в цилиндре, кг;  
 $T$  и  $T_{bc}$  – температуры газа в цилиндре и перед всасывающим клапаном, К;  
 $V$  – текущий объем цилиндра, м<sup>3</sup>.  
 Принимая для идеального газа соотношение

$$mT = \frac{p \cdot V}{R},$$

где  $R$  – газовая постоянная, дж/кг град;  
 имеем

$$\frac{C_V}{R}(pdV + Vdp) = C_p T_{bc} dm - pdV \quad (8)$$

Дифференцируя (5), и производя подстановку, получим

$$dm = -\frac{P_{bc}}{k \cdot R \cdot T_{bc}} V dH_{bc1} + \frac{P_{bc}}{R \cdot T_{bc}} (1 - H_{bc1}) dV, \quad (9)$$

где  $K = C_p/C_V$  – показатель адиабаты.

Величина  $dm$ , отнесенная ко времени  $dt$ , выражает мгновенный массовый расход газа  $M$ (кг/с), протекающий через клапан. Поэтому

$$M = \frac{dm}{dt} = \frac{P_{bc}}{RT_{bc}} \left[ -\frac{V}{K} \frac{dH_{bc1}}{dt} + (1 - H_{bc1}) \frac{dV}{dt} \right] \quad (10)$$

Так как  $\omega = d\varphi/dt$ , а переменный объем полости цилиндра

$$V = F_{II} \cdot r \cdot f(\varphi), \quad (11)$$

где  $F_{II}$  – рабочая площадь поршня; м<sup>2</sup>;

$r$  – радиус кривошипа, м;

$f(\varphi)$  – безразмерная функция, представляющая переменный объем цилиндра, отнесенный к произведению радиуса кривошипа на площадь поршня и выраженный в зависимости от угла поворота кривошипа  $\varphi$ . Заменяя  $V$  выражением (11), получим мгновенный расход

$$M = \frac{P_{bc} \cdot F_{II} \cdot r \cdot \omega}{RT_{bc}} \left[ -\frac{f(\varphi)}{K} \cdot \frac{dH_{bc1}}{d\varphi} + (1 - H_{bc1}) f'(\varphi) \right] \quad (12)$$

В этом выражении безразмерная функция  $f(\varphi)$  представлена формулой

$$f(\varphi) = 2a + 1 + \frac{\lambda}{4} - \cos \varphi - \frac{\lambda}{4} \cos 2\varphi \quad (13)$$

а производная

$$f'(\varphi) = \sin \varphi + \frac{\lambda}{2} \cdot \sin 2\varphi, \quad (14)$$

где  $a$  – относительная величина вредного пространства;

$\lambda = \frac{r}{L_{ш}}$  - отношение радиуса кривошипа к длине шатуна.

В то же время массовый расход газа через клапан  $M$  определяется известной формулой истечения газа через щель клапана

$$M = \alpha_{щ} \varepsilon_p z_{кл} f_{щ} \sqrt{2 \rho_1 (P_1 - P_2)} \quad (15)$$

где  $\alpha_{щ}$  - коэффициент расхода, отнесенный к щели клапана;

$\varepsilon_p$  - коэффициент расширения протекающего газа;

$z_{кл}$  - число клапанов, действующих одновременно;

$f_{щ}$  - площадь прохода в щели клапана,  $m^2$ ;

$\rho_1$  - плотность газа перед клапаном,  $kg/m^3$ ;

$P_1$  и  $P_2$  – давление газа до и после клапана,  $N/m^2$ .

Для всасывающего клапана  $P_1 = P_{вс}$ ;  $P_2 = P$  и  $\rho_1 = \rho_{вс}$ .

Для двухатомных газов ( $\kappa=1,4$ )  $\varepsilon_p$  клапана определяется формулой [2]

$$\varepsilon_p = 1 - 0,3 \frac{P_1 - P_2}{P_1} \quad (16)$$

С учетом формул (16) и (5) уравнение (15) приобретает вид:

$$M = \alpha_{щ} (1 - 0,3 H_{вс1}) Z_{кл} f_{щ} H_{вс1}^{0,5} \sqrt{2 \rho_{вс} P_{вс}} \quad (17)$$

Так как выражения (12) и (17) определяют один и тот же расход газа, то из равенства правых частей этих выражений после упрощений получим

$$\frac{dH_{вс1}}{d\varphi} = \frac{K(1 - 0,3 H_{вс1}) H_{вс1}^{0,5} \alpha_{щ} Z_{кл} f_{щ} \sqrt{2RT_{вс}}}{F_{п} r \omega f(\varphi)} + K(1 - H_{вс1}) \frac{f'(\varphi)}{f(\varphi)} \quad (18)$$

Используя критерий скорости  $F_{bc}$  как отношение средней (условной) скорости газа  $C_{кл}$  в клапане к скорости звука  $a_{зв}$ , определяемой формулой  $a_{зв} = \sqrt{\kappa RT}$ , т.е.

$$F_{bc} = \frac{C_{кл}}{a_{зв}} = \frac{2F_{п}\omega}{\pi\alpha_{щ}Z_{кл}f_{щ}\sqrt{\kappa RT}} \quad (19)$$

и принимая, что для всасывающего клапана  $T=T_{bc}$  и  $F=F_{bc}$ , из уравнения (18) получим уравнение с безразмерными величинами:

$$\frac{dH_{вкл}}{d\varphi} = - \frac{2\sqrt{2\kappa}}{\pi F_{bc} f(\varphi)} (1 - 0,3H_{вкл}) H_{вкл}^{0,5} + \kappa(1 - H_{вкл}) \frac{f'(\varphi)}{f(\varphi)}. \quad (20)$$

Уравнение (20) является дифференциальным уравнением относительных потерь давления во всасывающем клапане за счет его гидравлического сопротивления и содержит одни безразмерные величины.

Следует заметить, что использованный здесь критерий скорости потока  $F_{bc}$  не равен критерию Маха. Значение  $F_{bc}$  в формуле (19) вычисляется по условной (средней) скорости газа  $C_{кл}$ , а в числе Маха используется истинная скорость газа  $C$  [4].

Представим уравнение (20) в виде удобном для решения:

$$H'_{вкл}(\varphi) + \frac{2\sqrt{2\kappa}}{\pi F_{bc} (2a + 1 + \frac{\lambda}{4} - \cos\varphi - \frac{\lambda}{4} \cos 2\varphi)} [1 - H_{вкл}(\varphi)] H_{вкл}(\varphi)^{0,5} - \\ - K [1 - H_{вкл}(\varphi)] \frac{\sin\varphi + \frac{\lambda}{2} \cos(2\varphi)}{2a + 1 + \frac{\lambda}{4} - \cos\varphi - \frac{\lambda}{4} \cos 2\varphi} = 0 \quad (21)$$

Уравнение (21) в общем виде представляет собой функцию трех независимых переменных в безразмерном выражении

$$\frac{dH_{вкл}}{d\varphi} = f(\varphi, H_{вкл}, F) \quad (22)$$

Уместно указать, что уравнение, определяющее  $\frac{dH_{вкл}}{d\varphi}$ , было впервые получено академиком Н.А. Доллежалем в 30-х годах и включало восемь размерных независимых переменных [1]. Дальнейшее развитие



теории самодействующих клапанов нашло отражение в трудах М.И. Френкеля, П.И. Пластинина, Т.Ф. Кондратьевой [2-4]. Однако влияние колебаний давления во всасывающих системах на поведение безразмерных характеристик потерь давления при всасывании в этих работах не рассматривалось.

Характер влияния резонансных колебаний давления (при  $m=2$ ) на изменение давления в цилиндре при всасывании можно установить, взяв за основу формулы (2), (3) и (21).

Тогда, с учетом допущений, сделанных выше, общим уравнением относительного изменения давления будет являться уравнение, содержащее четыре независимые безразмерные величины.

$$\frac{dH_{bc1}}{d\varphi} = f(\varphi, H_{bc1}, H_{bc2}, F_{bc}) \quad (23)$$

На рисунке 4 в качестве примера представлено решение уравнения (23) для различных значений  $F_{bc}$ . На этом же рисунке для сравнения приведены экспериментальные кривые относительного изменения давления в цилиндре при наличии во всасывающем трубопроводе резонансных колебаний давления по второй гармонике ( $m = 2$ ), являющейся главной для компрессоров с цилиндрами двухстороннего действия в первой ступени. Резонансы по другим гармоникам, как показали опытные измерения, практически не оказывают существенного влияния на наполнение цилиндра газом [9].

Сопоставляя теоретические результаты с опытными, видно, что при критериях скорости  $F_{bc} < 0,2$ , доминирующим фактором изменения давления в цилиндре при всасывании является амплитуда и фаза колебания давления, превышающая относительные потери давления в процессе дросселирования более 4-6 раз. Следует заметить, что наибольший размах колебания давления  $2\Delta P_{max}$  имеет место при использовании прямооточных клапанов, которые обладают наименьшим гидравлическим сопротивлением по сравнению с кольцевыми и тарельчатыми клапанами. При резонансе по второй гармонике, как видно из рис.4, наблюдается повышение давления в цилиндре выше атмосферного по мере движения поршня к мертвой точке (при углах  $\varphi = 150...180^\circ$ ), что приводит к увеличению плотности газа в цилиндре, а следовательно, к увеличению производительности компрессора.

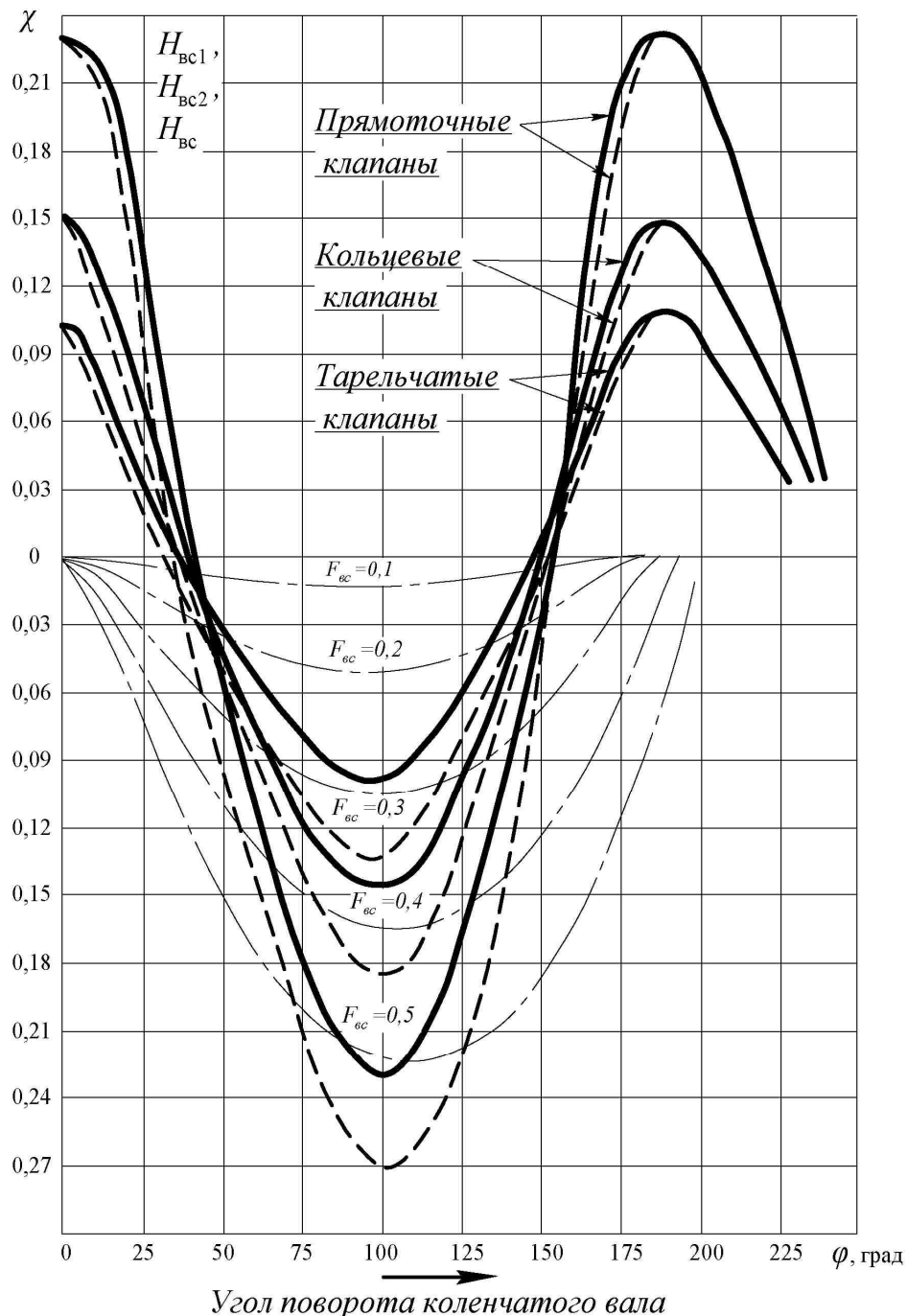


Рисунок 4 – Безразмерные характеристики изменения давления в цилиндре в режимах резонансной интенсификации поршневых компрессоров ВП-50/8М, ВП-20/8М и ЗИФ ШВКС-5 с различными всасывающими клапанами:

- 1 – прямоточные клапаны; 2 – кольцевые клапаны; 3 – тарельчатые клапаны;
- изменение относительной величины давления во всасывающем трубопроводе при резонансе ( $m=2$ );
- - - - - изменение относительной величины потерь давления при дросселировании газа во всасывающих клапанах при различных числах относительной скорости  $F_{вс}$  (0,1; 0,2; 0,3; 0,4; 0,5);
- - - - - - результирующее значение относительного изменения давления в цилиндре за счет колебания давления и гидравлического сопротивления клапанов.

Режим компрессора в таких условиях является режимом резонансной интенсификации его работы. Очевидно, что вместе с повышением производительности, будет повышаться затрачиваемая мощность и температура газа после первой ступени. Что касается удельной мощности, то как показывают исследования, последняя будет определяться во многом потерями давления во всасывающих клапанах при всасывании и интенсивностью колебательного процесса, а именно, амплитудой и фазой давления в нем относительно мертвых точек положения поршня [8].

Таким образом, в настоящем исследовании впервые выявлено комплексное влияние потерь давления в клапане в результате дросселирования газа и резонансных по главной гармонике колебаний давления во всасывающей системе на полноту заполнения цилиндра газом, что отражается на важнейшем показателе работы компрессора, каким является производительность его в реальных условиях эксплуатации.

Задачей дальнейшего исследования является изучение влияния указанных факторов при работе компрессора со всасывающей системой, лежащей в зарезонансной зоне, в которой имеет место сдвиг по фазе колебаний давления, что отражается на удельных затратах по компрессированию газа в машине [9].

### **Библиографический список**

1. Доллежалъ Н.А. Расчет основных параметров самодействующих пластинчатых клапанов поршневого компрессора / Н.А. Доллежалъ // *Общее машиностроение* – 1941. - № 9. - С.2-5.
2. Кондратьева Т.Ф. Клапаны поршневых компрессоров / Т.Ф. Кондратьева, В.П. Исаков - Л. : Машиностроение, 1983. - 158с.
3. Френкель М.И. Поршневые компрессоры / М.И. Френкель - Л. : Машиностроение, 1969. - 744с.
4. Пластинин П.И. Поршневые компрессоры. Теория и расчет / П.И. Пластинин - М. : Колос, 2000. - 456 с.- (т. 1).
5. Колебания и вибрации в поршневых компрессорах / [Видякин Ю.А., Кондратьева Т.Ф., Петрова Ф.П., Платонов А.Г.] - Л.: Машиностроение, 1972. - 224 с.
6. Гогин Ю.Н. Оптимальные режимы работы поршневых компрессоров / Ю.Н. Гогин, Ю.А. Рутковский, М.Г. Усачев// *Вестник машиностроения*, 1967. - № 11. - С.47-50.
7. Рутковский Ю.А. Резонансные волновые процессы во всасывающих системах поршневых компрессоров/ Ю.А. Рутковский // *Технические газы*, 2010. - №2. - С.23-32.
8. Рутковский Ю.А. Производительность поршневых компрессоров при использовании резонансного наддува/ Ю.А. Рутковский // *Ком-*

*прессорное и энергетическое машиностроение. - 2008-2009. - №4(14), №1(15). - С.38-47.*

*9. Рутковский Ю.А. Резонансные газодинамические процессы во всасывающих системах и их влияние на коэффициент подачи и производительность поршневых компрессоров/ Ю.А. Рутковский// Промышленная гидравлика и пневматика.- 2010. - 3(29). - С.21-30.*

***Рекомендована к печати д.т.н., проф. Петрушовым С.Н.***

*к.т.н. Чебан В.Г.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **РАСЧЕТ ОСНОВНЫХ ПАРАМЕТРОВ ГИДРОДИНАМИЧЕСКОГО ОЧИСТИТЕЛЯ С КРУГОВЫМИ ЦИЛИНДРАМИ**

*Наведено розрахунок основних технічних параметрів гідродинамічного очисника з круговими циліндрами, призначеного для очищення рідини від твердих забруднень у потоці.*

***Ключові слова:** гідродинамічний фільтр, фільтроелемент, тонкість очищення.*

*Приведен расчет основных технических параметров гидродинамического очистителя с круговыми цилиндрами, предназначенного для очистки жидкости от твердых загрязнений в потоке.*

***Ключевые слова:** гидродинамический фильтр, фильтроэлемент, тонкость очистки.*

**Постановка проблемы и анализ последних достижений.** В современной металлургической и горной промышленности остро стоит проблема очистки технической воды, рабочих и смазочных жидкостей, эмульсий, керосина, бензина, дизтоплива и других маловязких жидкостей от механических примесей. Решение этой проблемы под силу гидродинамическим очистителям типа «цилиндр в цилиндре», у которых в цилиндрических корпусах расположен неподвижный фильтроэлемент с подачей жидкости поперек него. При этом фильтроэлемент может иметь грушеобразную боковую поверхность, что позволяет достичь линейного изменения площади поперечного сечения напорного канала [1], или цилиндрическую поверхность [2], что значительно упрощает конструкцию фильтроэлемента. Данные очистители относятся к средствам очистки непрерывного потока загрязненной жидкости и являются неполноточными, то есть в процессе очистки очищается большая часть потока, а меньшая его часть осуществляет непрерывную регенерацию фильтрующей поверхности фильтроэлемента без применения каких-либо дополнительных устройств или приспособлений.

Гидродинамический очиститель с грушеобразной формой боковой поверхности фильтроэлемента достаточно подробно представлен в работе [1], где отмечены его основные преимущества - низкие потери дав-

ления и постоянство тонкости очистки по всей проницаемой поверхности фильтроэлемента. Однако специфическая форма боковой поверхности фильтроэлемента резко усложняет его изготовление и повышает себестоимость. Опыт практического применения гидродинамических очистителей с круговыми цилиндрами показал, что при очистке технической воды перепад давления на очистителе также незначителен, а в большинстве случаев не превышают  $0,03 \text{ МПа}$  [3, 4]. Поэтому, отпадает целесообразность массового применения очистителей с грушеобразной формой боковой поверхности фильтроэлемента. В тоже время следует признать, что, например, при гранулометрическом разделении суспензий предпочтение следует отдавать именно этим очистителям.

Из сказанного становится понятно, почему гидродинамический очиститель с круговыми цилиндрами получил более широкое распространение. Но серийный выпуск таких очистителей пока не налажен, а имеющаяся ныне информация о них довольно скудная, носит в основном рекламный характер и дает только общее представление.

**Постановка задачи.** Целью данной работы является стремление в какой-то мере заполнить имеющийся пробел в данном вопросе и дать возможность заинтересованным потребителям более детально ознакомиться с расчетом основных параметров гидродинамического очистителя с круговыми цилиндрами.

**Результаты исследований.** На рисунке 1 представлен гидродинамический очиститель с круговыми цилиндрами для очистки непрерывного потока загрязненной жидкости, который содержит цилиндрический корпус 1 с эксцентрично расположенным фильтроэлементом, входной патрубком 2 (вход), присоединяемый к подводящему загрязненную жидкость трубопроводу, выходной патрубком 3 (выход) – к питающему потребителей очищенной водой трубопроводу, сливной патрубком 4 (слив) - к канализационному или циркуляционному трубопроводам, а также может быть соединен с потребителями, не нуждающихся в чистой жидкости.

Вход 2 и слив 4 очистителя сообщаются между собой с помощью двух серповидных каналов 5, образованных наружной проницаемой поверхностью 6 фильтроэлемента и внутренней цилиндрической поверхностью корпуса 1 очистителя.

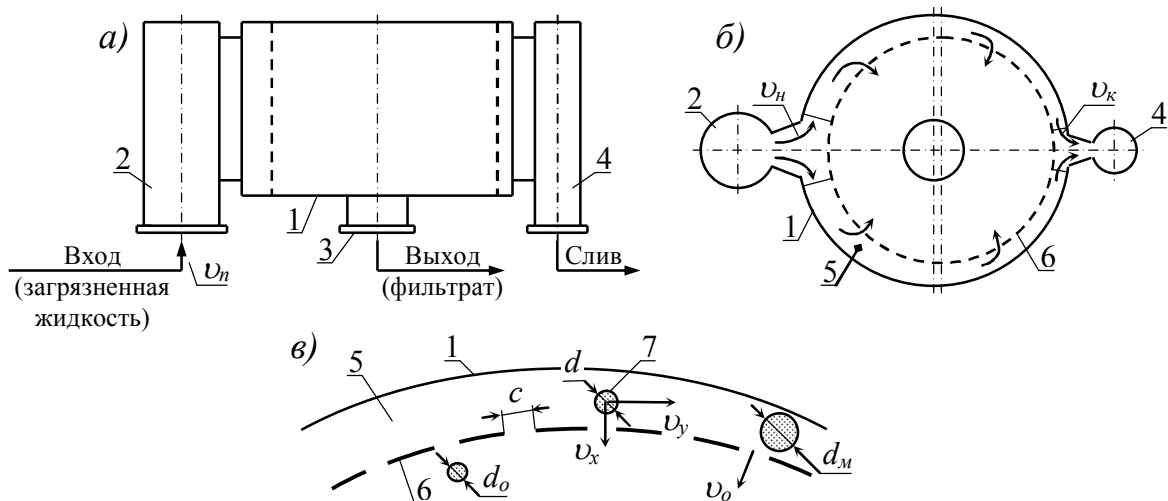


Рисунок 1 – Гидродинамический очиститель с круговыми цилиндрами  
 а) – вид сбоку; б) – поперечное сечение;  
 в) – схема гидродинамической очистки

Работа очистителя основана на реализации способа очистки жидкостей от механических примесей, детально описанного в работе [5]. Суть способа состоит в том, что в очистителе вокруг сетки 6 формируется движение загрязненной жидкости двумя встречными потоками таким образом, что скорость частичек 7 загрязнений всегда должна быть такой, при которой ее составляющая  $v_y$  больше составляющей  $v_x$  ( $v_o$ ). При этом скорость  $v_y$  должна быть настолько больше  $v_x$ , чтобы обеспечить безусловное их продвижение от входа до выхода из очистителя только вокруг сетки 6 и не дать им возможности проникнуть через ее ячейки размером  $c$ , даже если он больше размера  $d$  частички 7 загрязнений. Поэтому, частички 7 загрязнений вместе со смывающей частью загрязненной жидкости движутся к сливу 4 и покидают очиститель, не загрязняя сетку 6. Формирование таких потоков осуществляется с учетом скорости  $v_n$  загрязненной жидкости в подводящем трубопроводе, при этом скорость  $v_n$  в начале серповидного канала больше скорости  $v_k$  в конце его или одинаковы.

Очевидно, что чем большая часть потока загрязненной жидкости используется для регенерации сетки, тем выше степень ее регенерации и эффективность очистки жидкости. Поэтому, чтобы избежать лишних потерь жидкости и не навредить процессу регенерации определяются рациональные режимы процесса очистки жидкости для каждого конкретного случая.

Известно, что абсолютно чистых жидкостей в природе не существует и условно принято, что жидкость считается чистой, если размер

имеющихся в ней механических примесей не влияет отрицательно на работу оборудования. В связи с этим очистка ведется до заранее определенной допустимой крупности  $d_o$  частичек загрязнений.

Величина части загрязненной жидкости, направляемой на непрерывную регенерацию сетки, зависит как от максимального размера  $d_m$  частиц механических примесей в загрязненной жидкости, т.е. на входе в очиститель, так и от допустимого их размера  $d_o$  в очищенной жидкости, т.е. в фильтрате. И чем больше размер  $d_m$  и меньше размер  $d_o$ , тем больше потери жидкости со сливом, габариты очистителя и его стоимость.

Поэтому, при разработке очистителя не следует увлекаться необоснованно высокой тонкостью очистки конкретной жидкости и в то же время не следует, даже неосознанно, уменьшать или увеличивать диаметр  $d_m$  частиц загрязнений от реального их размера в загрязненной жидкости. Чем точнее эти и другие данные будут отражать состояние конкретной очищаемой жидкости, тем выше будут показатели работы очистителя.

В общем случае при одноступенчатой схеме очистки, потери жидкости со сливом составляют примерно  $6 \div 20\%$  от очищаемого ее объема. Визуально, это большие потери, но после реализации способа они в полной мере компенсируются преимуществами предлагаемых очистителей [3, 4].

Известно, что каждое производимое изделие характеризует его техническая характеристика. Для данного гидродинамического очистителя основными показателями являются:

Производительность по входу,  $Q, м^3/с$ .

Производительность по выходу,  $Q_o, м^3/с$ .

Количество сливаемой жидкости,  $Q_{сл}, м^3/с$ .

Максимальная крупность загрязнений в исходной жидкости, не более  $d_m, мм$ .

Допустимая крупность загрязнений в очищенной жидкости, не более  $d_o, мм$ .

Рабочее давление,  $МПа$ , не более.

Перепад давления на очистителе,  $МПа$ , не более.

Габаритные размеры,  $мм$ .

Масса,  $кг$ .

Три последних показателя являются определяемыми, а остальные, как технологические, задаются в исходных требованиях на разработку изделия, что не дает достаточной информации о технической сущности путей их достижения. Специалисту более показательными в конкретном случае, например, при очистке технической воды, являются следующие технологические показатели:

1. Скорость воды в подводящем трубопроводе



$$v_n = \frac{Q}{0,785 \cdot D_n^2} = 1,5 \div 3,5, \text{ м/с}$$

где  $D_n$  - диаметр подводящего трубопровода, м.

2 Скорость воды на входе в серповидный канал

$$v_H = \frac{Q_H}{S_H} = (1 \div 1,6) \cdot v_n, \text{ м/с}$$

где  $Q_H = \frac{Q}{2}$  - расход воды на входе в серповидный канал,  $\text{м}^3/\text{с}$ ;

$S_H = H_n \cdot h_n$  - площадь сечения потока на входе в серповидный канал,  $\text{м}^2$ ;

$H_n$  и  $h_n$  - высота и ширина серповидного канала на входе, соответственно, м.

3. Скорость воды на выходе из серповидного канала

$$v_K = \frac{Q_K}{S_K} = (0,2 \div 0,6) \cdot v_n, \text{ м/с}$$

где  $Q_K = \frac{Q_{cl}}{2}$  - расход воды на выходе из серповидного канала,  $\text{м}^3/\text{с}$ ;

$S_K = H_K \cdot h_K$  - площадь сечения потока на выходе из серповидного канала,  $\text{м}^2$ ;

$H_K$  и  $h_K$  - высота и ширина серповидного канала на выходе, соответственно, м.

4. Скорость фильтрации воды

$$v_o = \frac{Q_o}{S_o} = 0,05 \div 0,3 \text{ м/с}, \quad (v_o < 0,3 \cdot v_K)$$

где  $S_o = S \cdot k_o$  - площадь живого сечения фильтроэлемента,  $\text{м}^2$ ;

$S = L \cdot H_p$  - площадь сетки по всей окружности фильтроэлемента,  $\text{м}^2$ ;

$L = L_p + L_n$  - длина сетки, охватывающей наружную поверхность фильтроэлемента, м;

$L_p = \pi \cdot D_\phi - L_n$  - длина рабочей (проницаемой) части сетки фильтроэлемента, м;

$D_\phi$  - диаметр фильтроэлемента, м;

$L_n$  - длина непроницаемой части сетки фильтроэлемента, м;

$H_p = H - (0,02 \div 0,03)$  - высота рабочей (проницаемой) части сетки, м;

$H$  – стандартная ширина полотна сетки, м;

$k_o = k_c \cdot k_k$  - коэффициент живого сечения фильтроэлемента;

$k_c$  и  $k_k$  - коэффициент живого сечения сетки и корпуса фильтроэлемента, соответственно.

Особенно важно при расчете знать контрольные параметры:

1. Параметр контроля работоспособности очистителя по входу в серповидный канал

$$I_n = \frac{v_n}{v_o}, \quad (15 < I_n < 50).$$

2. Параметр контроля работоспособности очистителя по выходу из серповидного канала

$$I_k = \frac{v_k}{v_o}, \quad (3 < I_k < 15).$$

Из представленных выше соображений и ведется расчет гидродинамического очистителя. Расчетная схема гидродинамического очистителя с круговыми цилиндрами представлена на рисунке 2.

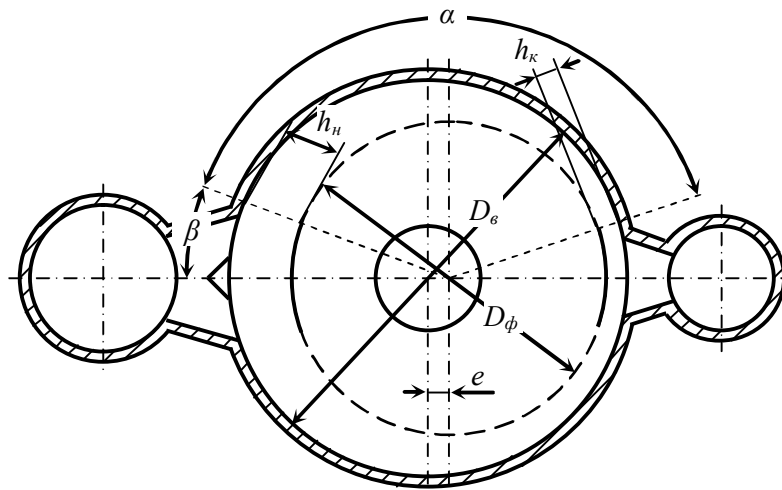


Рисунок 2 – Расчетная схема гидродинамического очистителя

Начинается он с расчета фильтроэлемента, выполненного в виде перфорированного кругового цилиндра [6] определенной высоты и охватывающей его боковую поверхность металлической сетки, закрепляемой по краям полотна к непроницаемой части цилиндра с помощью хо-

мутов. Следовательно, цилиндрическая поверхность фильтроэлемента по окружности состоит из проницаемой поверхности, определяемой углом  $2\cdot\alpha$ , и непроницаемой поверхности, определяемой углом  $(360^\circ - 2\cdot\alpha)$ , которая обеспечивает оптимальный вход загрязненной жидкости в серповидные каналы и выход ее из них, о чем более подробно изложено в работах [5, 6].

Для установления размеров проницаемой части поверхности фильтроэлемента определяется его живое сечение. Оно должно быть достаточным, чтобы через него могло проникнуть заданное количество жидкости  $Q_o$  с заданной скоростью  $v_o$

$$S_o = \frac{Q_o}{v_o} = \frac{Q_o}{0,05 \div 0,3}, \text{ м}^2.$$

Коэффициент живого сечения  $k_o$  фильтроэлемента в свою очередь определяется коэффициентом живого сечения  $k_k$  корпуса фильтроэлемента и коэффициентом живого сечения  $k_c$  охватывающей его стандартной сетки:

$$k_o = k_c \cdot k_k.$$

Опыт проектирования корпусов фильтроэлементов и анализ ряда известных их корпусов показывают, что коэффициент их живого сечения  $k_k = 0,4 \div 0,85$ . Наибольшее значение этого коэффициента имеет живое сечение корпуса фильтроэлемента, специально разработанного для очистителей данного типа высокой производительности [6]. Необходимо отметить, что при выборе сетки, наряду с коэффициентом ее живого сечения  $k_c$ , особое внимание следует уделять размеру  $s$  ячейки сетки. Это связано с особенностью способа очистки жидкостей от механических примесей, как в предлагаемом очистителе, так и во всех неполнопоточных гидродинамических очистителях. Для них допускается значение  $s = (2 \div 4) \cdot d_o$ . Отсюда следует, что размер  $s$  ячейки сетки всегда (кроме особых случаев) больше максимально допустимого значения диаметра  $d_o$  загрязнений в очищенной жидкости (фильтрате), значение которого задается в исходных требованиях или оно регламентируется нормативными актами. Указанная особенность способа резко увеличивает живое сечение сетки, снижает возможность ее засорения, уменьшает гидравлическое сопротивление и габариты, повышает надежность работы очистителя и увеличивает его производительность.

Только в особых случаях, когда в ходе очистки категорически не допускается попадание даже ничтожно малого количества загрязнений в

фильтрат, принимают  $c < d_o$ . Это вызвано тем, что при запуске очистителей данного типа в работу и до установления стабильного рабочего режима очистки жидкости при  $c > d_o$  в очищенную жидкость могут попасть загрязнения с размерами, превышающими допустимые.

Зная  $S_o$  и  $k_o$ , определяется общая площадь боковой поверхности фильтроэлемента (сетки):

$$S = \frac{S_o}{k_o} = L \cdot H_p, \text{ м}^2. \quad (1)$$

Зная площадь  $S$  боковой поверхности фильтроэлемента, можно определить и его диаметр. Так как эта поверхность имеет форму кругового цилиндра диаметром  $D_\phi$ , то длина этой поверхности равна  $L = \pi \cdot D_\phi$ . Практика проектирования многочисленного ряда очистителей показала, что с целью упрощения расчета по определению диаметра фильтроэлемента целесообразно воспользоваться условием, приведенным ниже:

$$\frac{D_\phi}{H_p} = q = 1,2 \div 2,2. \quad (2)$$

После подстановки (2) в выражение (1) площадь боковой поверхности фильтроэлемента будет равна

$$S = \pi \cdot D_\phi \cdot \frac{D_\phi}{q} = \pi \cdot \frac{D_\phi^2}{q}, \text{ м}^2. \quad (3)$$

Затем определяют диаметр фильтроэлемента из выражения (3) и высоту рабочей части сетки:

$$D_\phi = \sqrt{\frac{q \cdot S}{\pi}}, \text{ м} \quad \text{и} \quad H_p = \frac{D_\phi}{q}, \text{ м}.$$

Очевидно, что нахождение диаметра  $D_\phi$  и рабочей высоты  $H_p$  должно выполняться методом приближенного расчета, когда при задаваемых значениях  $q$  из рекомендуемого предела от 1,2 до 2,2 определяется ряд значений  $D_\phi$  и  $H_p$ . Из рассчитанного ряда значений высоты рабочей части сетки  $H_p$  из, например, [7] выбирают то ее значение, которое ближе к значению ширины ее полотна, лежащей в пределах от 1000 до 1300 мм (использование сеток другой ширины полотна требует со-

гласования с заводом изготовителем сеток или требует разреза стандартной сетки). При этом необходимо учитывать, что сетка выпускается с отрицательным допуском по ширине полотна  $\Delta H$ , а края полотна (примерно  $20 \div 30$  мм) будут использованы для закрепления сетки хомутами на непроницаемой части боковой поверхности корпуса фильтроэлемента. Сказанное вместе с рабочей высотой  $H_p$  проницаемой части сетки составляют требуемую для ее заказа высоту  $H$ , равную

$$H = H_p + \Delta H + (0,02 \div 0,03), \text{ м.}$$

Отсюда

$$H_p = H - \Delta H - (0,02 \div 0,03), \text{ м.}$$

Если рассчитанная высота сетки резко отличается от стандартной высоты, то сетку обрезают с учетом оговариваемых выше допусков. При высоких производительностях очистителей конструктивно можно выделить несколько вариантов исполнения их фильтроэлементов в зависимости от ширины полотна серийно выпускаемых сеток, но лучшими из них являются те, которые не предусматривают продольное разрезание полотна сетки. Если рассчитанная высота сетки значительно больше стандартной, то сетку на поверхности корпуса фильтроэлемента располагают в два яруса по его высоте (двухъярусный фильтроэлемент).

Определением рабочей высоты  $H_p$  фильтрующего элемента (сетки) заканчивается расчет его корпуса и начинается расчет корпуса очистителя.

Так как высота рабочей части фильтроэлемента представляет собой высоту серповидного канала, которая является постоянной по всей его длине, то очевидно, что

$$H_p = H_n = H_k,$$

где  $H_n$  и  $H_k$  – высота серповидного канала на входе и выходе, соответственно, м.

Из выражения  $v_n = (1 \div 1,6) \cdot v_n$  принимают скорость загрязненной воды на входе в канал и при заданном значении ее расхода  $Q_n = \frac{Q}{2}$  определяют площадь входного сечения в серповидный канал

$$S_n = \frac{Q_n}{v_n}, \text{ м}^2.$$

Зная площадь  $S_n$  и высоту  $H_n$  канала, определяют ширину входного сечения серповидного канала

$$h_n = \frac{S_n}{H_n}, \text{ м.}$$

Таким же образом из выражения  $v_k = (0,2 \div 0,6) \cdot v_n$  принимают скорость загрязненной воды на выходе из канала и по известным  $Q_k = Q_{сл}/2$  и  $H_k$  определяют площадь выходного сечения серповидного канала

$$S_k = \frac{Q_k}{v_k}, \text{ м}^2.$$

Зная площадь  $S_k$  и высоту  $H_k$  канала, определяют ширину выходного сечения серповидного канала

$$h_k = \frac{S_k}{H_k}, \text{ м.}$$

Полученное значение  $h_k$  необходимо соизмерить с максимальной крупностью загрязнений в исходной жидкости. Согласно рекомендациям, изложенным в работе [1]  $h_k = (1,15 \div 1,5) \cdot d_m$ .

Анализ многочисленных расчетов очистителей данного типа показывает, что значение ширины  $h_n$  входа в серповидный канал, расположенного под углом менее  $20^\circ$  к продольной оси корпуса очистителя, незначительно отличается от значения ширины зазора по этой оси со стороны входа корпуса очистителя. Значение же ширины  $h_k$  выхода из него, расположенного под углом менее  $10^\circ$  к той же оси, еще более незначительно отличаются от значения ширины зазора по этой же оси со стороны выхода корпуса очистителя. Поэтому, с допустимой погрешностью можно принять, что для определенного выше диаметра фильтроэлемента  $D_\phi$  внутренний диаметр корпуса очистителя будет равен

$$D_\phi = D_\phi + h_n + h_k, \text{ м.}$$

С целью стандартизации элементов, сравниваем найденное значение  $D_\phi$  с размерами внутренних диаметров серийно выпускаемых труб и принимаем его равным близлежащему значению диаметра трубы по действующему стандарту. Если они значительно отличаются друг от

друга, то корректируем диаметр  $D_{\phi}$  фильтроэлемента, а при необходимости или возможности и размеры  $h_n$  и  $h_k$  серповидных каналов.

Используя в дальнейшем ходе расчета конструктивные схемы исполнения, значения размеров стандартных элементов, ряд технологических и конструктивных рекомендаций и другие соображения, завершение расчета не представляет труда.

По окончании расчета и полного определения конструкции разрабатываемого очистителя, настоятельно рекомендуется проведение контрольного расчета по завершающим параметрам. Он сводится к определению контрольных параметров  $I_n$  входа в серповидный канал и  $I_k$  выхода из него. Они должны находиться в пределах, значения которых указаны выше или определены опытным путем для конкретной очищаемой жидкости. В принципе, это обратный расчет очистителя, но с уже более полным его представлением.

Если результаты контрольного расчета удовлетворительны, то расчет на этом заканчивается, а если имеются какие-то разногласия, то все начинается с начала - изменяется скорость фильтрации, высота каналов, диаметр фильтроэлемента и т.д. до получения необходимых результатов.

При изготовлении очистителя необходимо знать конкретное значение эксцентриситета  $e$  (рисунок 2). Анализ десятков проектов очистителей данного типа показывает, что при значении угла  $\alpha = 150 \pm 5^\circ$ , определяющего длину проницаемой части боковой поверхности фильтроэлемента одного напорного канала, и угла  $\beta = 20 \pm 5^\circ$ , определяющего положение начала этой проницаемой части со стороны входа в очиститель, значение эксцентриситета  $e$  с довольно высокой точностью расчета можно определить из выражения

$$e = \frac{h_n - h_k}{2}, \text{ м.}$$

**Пример расчета основных параметров гидродинамического очистителя воды.** Пример расчета очистителя дает более полное представление о выше сказанном.

Для расчета, прежде всего, требуются достоверные исходные данные, необходимые для выполнения настоящего расчета.

*Исходные данные:*

$Q = 1000 \text{ м}^3/\text{час} = 0,278 \text{ м}^3/\text{с}$  - производительность по входу;

$Q_o = 850 \text{ м}^3/\text{час} = 0,236 \text{ м}^3/\text{с}$  - производительность по выходу;

$Q_{сл} = 150 \text{ м}^3/\text{час} = 0,042 \text{ м}^3/\text{с}$  - количество сливаемой жидкости;

$D_n = 0,406 \text{ м}$  – условный диаметр подающего трубопровода;

$d_m = 15 \text{ мм}$  - максимальный размер частиц загрязнений в исходной воде;

$d_o = 0,5 \text{ мм}$  - максимально допустимый размер частиц загрязнений в фильтрате.

#### *Порядок расчета*

Определяем количество загрязненной воды, поступающей на вход и выход одного серповидного канала

$$Q_n = \frac{Q}{2} = \frac{0,278}{2} = 0,139 \text{ м}^3/\text{с};$$

$$Q_k = \frac{Q_{сл}}{2} = \frac{0,042}{2} = 0,021 \text{ м}^3/\text{с}.$$

Задаем скорость фильтрации, считая ее одинаковой по всей проницаемой поверхности фильтроэлемента и равной  $v_o = 0,1 \text{ м/с}$  (можно задаваться рядом ее значений, а расчет свести в таблицу) и определяем площадь живого сечения фильтрующей поверхности фильтроэлемента для прохождения через него расхода  $Q_o = 0,236 \text{ м}^3/\text{с}$

$$S_o = \frac{Q_o}{v_o} = \frac{0,236}{0,1} = 2,36 \text{ м}^2.$$

Находим тип сетки в качестве фильтрующей поверхности, для чего размер ячейки сетки принимаем равным

$$c = 3 \cdot d_o = 3 \cdot 0,5 = 1,5 \text{ мм}.$$

Из стандарта [7] выбираем сетку № 1,6:

размер ячейки -  $c = 1,6 \times 1,6 \text{ мм}$ ;

диаметр проволоки -  $0,4 \text{ мм}$ ;

коэффициент живого сечения -  $k_c = 0,64$ ;

ширина полотна сетки - от 1000 до 1300 мм;

материал сетки - сталь нержавеющая.

При этом учитывается, что материал и толщина проволоки сетки определяют срок службы очистителя.

Принимаем исполнение корпуса фильтроэлемента, описанное в работе [6], с коэффициентом живого сечения равным  $k_k = 0,85$  (для гарантии можно задаваться и меньшими значениями). Тогда коэффициент живого сечения фильтроэлемента в целом составит



$$k_o = k_c \cdot k_\kappa = 0,64 \cdot 0,85 = 0,544.$$

Зная значения  $S_o$  и  $k_o$ , находим общую площадь поверхности сетки, расположенной над перфорированным по высоте  $H_p$  корпусом фильтроэлемента (или всю поверхность фильтроэлемента на высоте перфораций его корпуса)

$$S = \frac{S_o}{k_o} = \frac{2,36}{0,544} = 4,34 \text{ м}^2.$$

Из формул  $D_\phi = \sqrt{\frac{q \cdot S}{\pi}}$  и  $H_p = \frac{D_\phi}{q}$  по найденному значению  $S$  определяем диаметр  $D_\phi$  фильтроэлемента и высоту  $H_p$  рабочей части поверхности сетки при различных значениях  $q$  в пределах от 1,2 до 2,2. Полученные значения сводим в таблицу 1.

Таблица 1 – Расчетные значения размеров фильтроэлемента

q	1,2	1,3	1,4	<b>1,5</b>	1,6
$D_\phi$ , м	1,29	1,34	1,39	<b>1,44</b>	1,49
$H_p$ , м	1,07	1,03	0,99	<b>0,96</b>	0,93

Учитывая, что:

$H_p$  - это рабочая высота той части металлической сетки и корпуса фильтроэлемента, через которую осуществляется фильтрация жидкости; для закрепления сетки вдоль обоих краев ширины ее полотна на поверхности этого корпуса нужно еще примерно 30 мм;

сетки серийно изготавливаются с отрицательным допуском по ширине, поэтому в сумме с заделкой это составит примерно 40 мм;

если принять в работу сетку шириной полотна 1000 мм, выпускаемую серийно [7], то ее рабочая часть по ширине полотна составит:  $H_p = 0,96 \text{ м}$ .

Из таблицы 1 видно, что рабочая ширина  $H_p = 0,96 \text{ м}$  полотна сетки соответствует варианту расчета при  $q = 1,5$ , при котором диаметр фильтроэлемента  $D_\phi = 1,44 \text{ м}$ .

При постоянной высоте каналов, получаем:

$$H_p = H_n = H_\kappa = 0,96 \text{ м}.$$

Для определения ширины серповидного канала на его входе и выходе находим скорость  $v_n$  жидкости в подающем трубопроводе по за-

данным в исходных данных расходу  $Q = 0,278 \text{ м}^3/\text{с}$  и диаметру подводящего трубопровода  $D_e = 0,406 \text{ м}$

$$v_n = \frac{Q}{0,785 \cdot D_n^2} = \frac{0,278}{0,785 \cdot 0,406^2} = 2,15 \text{ м/с.}$$

Используя зависимости  $v_n$  и  $v_k$  от  $v_n$ , приведенные выше и в работе [5], находим

$$v_n = 1,3 \cdot v_n = 1,3 \cdot 2,15 = 2,8 \text{ м/с,}$$

$$v_k = 0,37 \cdot v_n = 0,37 \cdot 2,15 = 0,8 \text{ м/с.}$$

По известным значениям расходов воды на входе и выходе канала с учетом выше найденных величин скоростей определяем площади сечений серповидного канала на входе и выходе

$$S_n = \frac{Q_n}{v_n} = \frac{0,139}{2,8} = 0,0496 \text{ м}^2,$$

$$S_k = \frac{Q_k}{v_k} = \frac{0,021}{0,8} = 0,0263 \text{ м}^2$$

и ширину серповидного канала в этих местах

$$h_n = \frac{S_n}{H_n} = \frac{0,0496}{0,96} = 0,052 \text{ м,}$$

$$h_k = \frac{S_k}{H_k} = \frac{0,0263}{0,96} = 0,027 \text{ м.}$$

Определяем внутренний диаметр цилиндра корпуса очистителя

$$D_e = D_\phi + h_n + h_k = 1,44 + 0,052 + 0,027 = 1,519 \text{ м.}$$

Согласно действующим стандартам труба такого диаметра не выпускается. Поэтому цилиндр корпуса очистителя изготавливаться будет по чертежу разработчика и может быть любого диаметра. Но, учитывая дальнейшую необходимость использования стандартных изделий, таких

как фланцы и прокладки к ним, днища плоские и эллиптические, принимаем  $D_e = 1500$  мм, что меньше расчетного.

Для уверенности, следовало бы принять  $D_e = 1600$  мм, но это приведет к увеличению габаритов и стоимости очистителя. Так как диаметр цилиндра корпуса довольно большой по значению, и в расчете имеется резерв по ширине канала на выходе из него, равной  $h_k = 27$  мм в сравнении с допускаемыми размерами серповидных каналов, то решение принять  $D_e = 1500$  мм, может оказаться правильным. С учетом рекомендаций, обоснованных в работе [1], принимаем ширину в конце канала  $h_k = (1,15 \div 1,5) \cdot d_m = 20$  мм, ширину в начале канала  $h_n = 50$  мм и уточняем диаметр фильтроэлемента  $D_\phi = 1430$  мм. Из рисунка 2 видно, что длина  $L$  боковой поверхности фильтроэлемента состоит из двух проницаемых и двух непроницаемых участков. В данном случае интересуют только проницаемые участки, длина которых определяется углом  $\alpha$ . Известно [1], что в таких конструкциях очистителей можно принять  $\alpha = 150^\circ$ . Следовательно, общая длина поверхности сетки

$$L = \pi \cdot D_\phi = 3,14 \cdot 1,43 = 4,49 \text{ м},$$

а общая длина двух проницаемых ее участков

$$L_p = L \cdot \frac{\alpha}{180} = 4,49 \cdot \frac{150}{180} = 3,74 \text{ м},$$

что при постоянной высоте  $H_p = 0,96$  м дает возможность получить общую площадь фильтрации, равную

$$S_p = L_p \cdot H_p = 3,74 \cdot 0,96 = 3,59 \text{ м}^2.$$

При  $k_o = 0,544$  живое сечение фильтроэлемента составит

$$S_o = S_p \cdot k_o = 3,59 \cdot 0,544 = 1,95 \text{ м}^2,$$

а скорость фильтрации

$$v_o = \frac{Q_o}{S_o} = \frac{0,236}{1,95} = 0,12 \text{ м/с}.$$

Скорости воды на входе в канал и выходе из него соответственно будут равны

$$v_n = \frac{Q_n}{H_n \cdot h_n} = \frac{0,139}{0,96 \cdot 0,05} = 2,9 \text{ м/с},$$

$$v_k = \frac{Q_k}{H_k \cdot h_k} = \frac{0,021}{0,96 \cdot 0,02} = 1,1 \text{ м/с}.$$

Определяем контрольные параметры

$$I_n = \frac{v_n}{v_o} = \frac{2,9}{0,12} = 24 > 15,$$

$$I_k = \frac{v_k}{v_o} = \frac{1,1}{0,12} = 9 > 3.$$

Оценка полученных выше значений контрольных параметров свидетельствуют о том, что расчет выполнен правильно и надежность работы очистителя обеспечена при соблюдении заданных исходных данных.

Для возможности изготовления очистителя с полученными параметрами определяем эксцентриситет при известных ширине входа в напорный канал  $h_n = 0,050 \text{ м}$  и ширине выхода из него  $h_k = 0,020 \text{ м}$

$$e = \frac{h_n - h_k}{2} = \frac{0,050 - 0,020}{2} = 0,015 \text{ м}.$$

Полученные в результате проделанного расчета параметры позволяют изготовить гидродинамический очиститель заданной производительности.

**Выводы.** Начиная с 2001 года, гидродинамические очистители с круговыми цилиндрами начали внедряться на отечественных и зарубежных предприятиях. Однако массовое их использование сдерживается отсутствием полной информации и методики расчета, необходимой для их проектирования.

Данная работа и представленные в ней сведения позволят расширить круг информации о рассматриваемых гидродинамических очистителях, будут полезны техническому персоналу предприятий, проектировщикам, студентам технических заведений и другим заинтересованным лицам.

Результаты данной работы будут использованы при составлении инженерной методики расчета гидродинамических очистителей с круговыми цилиндрами.

### **Библиографический список**

1. Чебан В.Г. Практический расчет фильтроэлемента с грушеобразным профилем фильтрующей поверхности очистителя маловязких жидкостей // Сборник научных трудов ДонГТУ. Вып. 31 – Алчевск: ДонГТУ, 2010. – С.115-126.

2. Пат. 46507 Україна, МПК<sup>б</sup> B01D29/23, 35/02. Очисник потоку рідин / Бондаренко В.П., ; заявник і патентовласник Бондаренко В.П. – №2001075440 ; заявл. 31.07.01 ; опубл. 15.02.05, Бюл. № 2.

3. Финкельштейн З.Л. Опыт применения фильтров сверхвысокой производительности для очистки промышленных стоков / З.Л. Финкельштейн, Л.З. Финкельштейн // Вестник МАНЭБ. Т. 8, № 5 (65). – С–Пб, 2003. – С. 94-97.

4. Финкельштейн З.Л. Совершенствование способов очистки сточных вод, сбрасываемых в водоемы / З.Л. Финкельштейн, В.А. Давиденко, И.Н. Кучин И.Н. // Вестник МАНЭБ. Т. 8, № 5 (65). – С–Пб, 2003. – С.83-85.

5. Пат. 64598 Україна, МПК<sup>б</sup> B01D37/00. Спосіб очищення рідин від механічних домішок у потоці / Бондаренко В.П. ; заявник і патентовласник Бондаренко В.П. – №2003076535 ; заявл. 14.07.03 ; опубл. 15.07.05, Бюл. № 7.

6. Пат. 64599 Україна, МПК<sup>б</sup> B01D29/11. Фільтроелемент очисника рідин / Бондаренко В.П.; заявник і патентовласник Бондаренко В.П. – №2003076547; заявл. 14.07.03; опубл. 15.12.05. Бюл. № 12.

7. ГОСТ 3826-82 «Сетка тканая проволочная с квадратными ячейками».

**Рекомендована к печати к.т.н., проф. Уляницьким В.Н.**

*к.т.н. Ершов В.М.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ФАЗОВЫЕ ПРЕВРАЩЕНИЯ В ПОВЕРХНОСТНЫХ СЛОЯХ ХРОМИСТЫХ СТАЛЕЙ ПРИ ЭЛЕКТРОИСКРОВОМ НАУГЛЕРОЖИВАНИИ**

*Результати аналізу рентгенівських фаз поверхні шарів вуглецю і хромістих сталей після іскро-науглецівання. Показано активну роль атомів хрому під час формування структури поверхневого шару.*

***Ключові слова:** фаза аналізу, хроміста сталь, науглецівання поверхні, метод електричної іскри.*

*Приведены результаты рентгеновского фазового анализа поверхностных слоев углеродистых и хромистых сталей после электроискрового науглероживания. Показана активная роль атомов хрома в процессе формирования структуры поверхностного слоя.*

***Ключевые слова:** фазовый анализ, хромистая сталь, науглероживание поверхности, электроискровой метод.*

В работе [1] автор установил факт образования большого количества цементитной фазы в поверхностном слое углеродистых сталей при электроискровом науглероживании. Причем, количество этой фазы оценивалось в 30 – 50%, в то время как остальная часть структуры слоя состояла из ферритной, аустенитной и нитридной фаз. В данном исследовании также было показано, что количество цементита в слое практически не зависит как от исходного количества этой фазы в стали, так и от варианта предварительной термической обработки материалов (отжига и закалки).

Полученные результаты автор объяснил ранее установленным фактом расплавления тонкого поверхностного слоя стали при искровом разряде [2,3] и последующем за этим внедрением положительных ионов углерода ( $C^{+4}$ ) в образовавшийся жидкий расплав. При этом концентрация атомов углерода в жидком расплаве могла достигать 3 – 5%, что при скоростной кристаллизации раствора приводило к выделению цементитной фазы, образованию твердого раствора – аустенита, его частичному мартенситному превращению и образованию остаточного аустенита с высоким содержанием углерода (1.6 - 1.8%). Кроме того, было

показано, что ионизированные атомы азота межэлектродного промежутка образуют в жидком расплаве нитрид железа  $\gamma^1$  ( $\text{Fe}_4\text{N}$ ).

Если исходное количество углерода в стали не оказывает существенного влияния на процесс формирования цементитной фазы при искровом разряде, то, несомненно, представляет интерес определить влияния легирующих элементов на структурообразование поверхностного слоя при электроискровом науглероживании сталей. Исходя из того, что наиболее часто в сталях в качестве легирующего элемента используется хром, в настоящей работе изучали его влияние на фазовые превращения при искровой обработке графитом малоуглеродистых и высокоуглеродистых хромистых сталей.

Для исследования были выбраны две партии промышленных хромистых сталей и для сравнения с ними - углеродистые стали с аналогичным содержанием углерода. Первая группа сталей представляла собой малоуглеродистые хромистые стали следующих марок: 20Х (0.22%С и 0.95%Cr); 20Х13 (0.23%С и 12,7%Cr); 15Х25Т (0.15%С и 26.12%Cr). Во вторую группу входили высокоуглеродистые хромистые стали – ШХ15 (0.98%С и 1.52%Cr); Х12М (1.48%С и 12.01%Cr); Х12Ф1 (1.38%С и 11.5%Cr) и 95Х18 (0.94%С и 17.9%Cr).

Образцы небольших размеров (20x20x20 мм) выбранных сталей подвергали стандартному отжигу, затем шлифовали и производили электроискровое науглероживание графитом на специальной установке конструкции автора. В качестве электрода (анода) использовали стержни диаметром 5мм из спектрально чистого графита. Режим работы установки:  $U = 50\text{В}$ .  $C = 700\text{ мФ}$ ,  $I = 5\text{-}6\text{ А}$ ., энергия искрового разряда 0.85 Дж, а скорость обработки для каждого образца составляло 5 мин/см<sup>2</sup>.

Для анализа фазового состава поверхностных науглероженных слоев, образцы подвергали рентгенографированию на дифрактометре ДРОН – 1.5 в фильтрованном хромовом излучении. При этом на ленте электронного потенциометра регистрировали самые интенсивные аналитические линии фаз в области дифракционных углов от 20 до 50<sup>0</sup>. По результатам рентгеновской съемки и последующего анализа дифрактограмм с науглероженной поверхности образцов, определяли фазовый состав слоев, пользуясь известными методиками [4]. Кроме того, на дифрактограммах измеряли интенсивность дифракционных линий фаз, а по их угловому положению, рассчитывали параметры кристаллической решетки. Все вышеприведенные операции обработки и рентгеновской съемки для образцов хромистых сталей, параллельно выполняли и для образцов углеродистых сталей, имеющих близкий к хромистым сталям состав по углероду: для стали 20 (0.19%С) и У13 (1.29%С).

После исследования структуры поверхности науглероженных образцов, производился послойный рентгеновский анализ фазового состава, при котором рентгенографирование выполняли последовательно для каждого последующего слоя шлифовки алмазным кругом на глубину 2-5 мкм. Шлифование образцов и рентгеновскую съемку продолжали до тех пор, пока фиксировался измененный искровой обработкой фазовый состав материала.

На рисунке 1 приведены фрагменты дифрактограмм поверхностного слоя всех выбранных для эксперимента углеродистых и хромистых сталей. Здесь видно, что аналитические линии фаз, входящих в структуру слоя глубиной 2 – 3 мкм, как для ряда малоуглеродистых хромистых, так и для углеродистой стали 20 (рисунок. 1а) представлены ферритной (линия (110)), аустенитной (линия 111) и цементитной (линии (210), (022) и (211)) фазами. Кроме того, на полных дифрактограммах все образцов постоянно регистрируется слабая линия нитрида (111)  $Fe_4N$ .

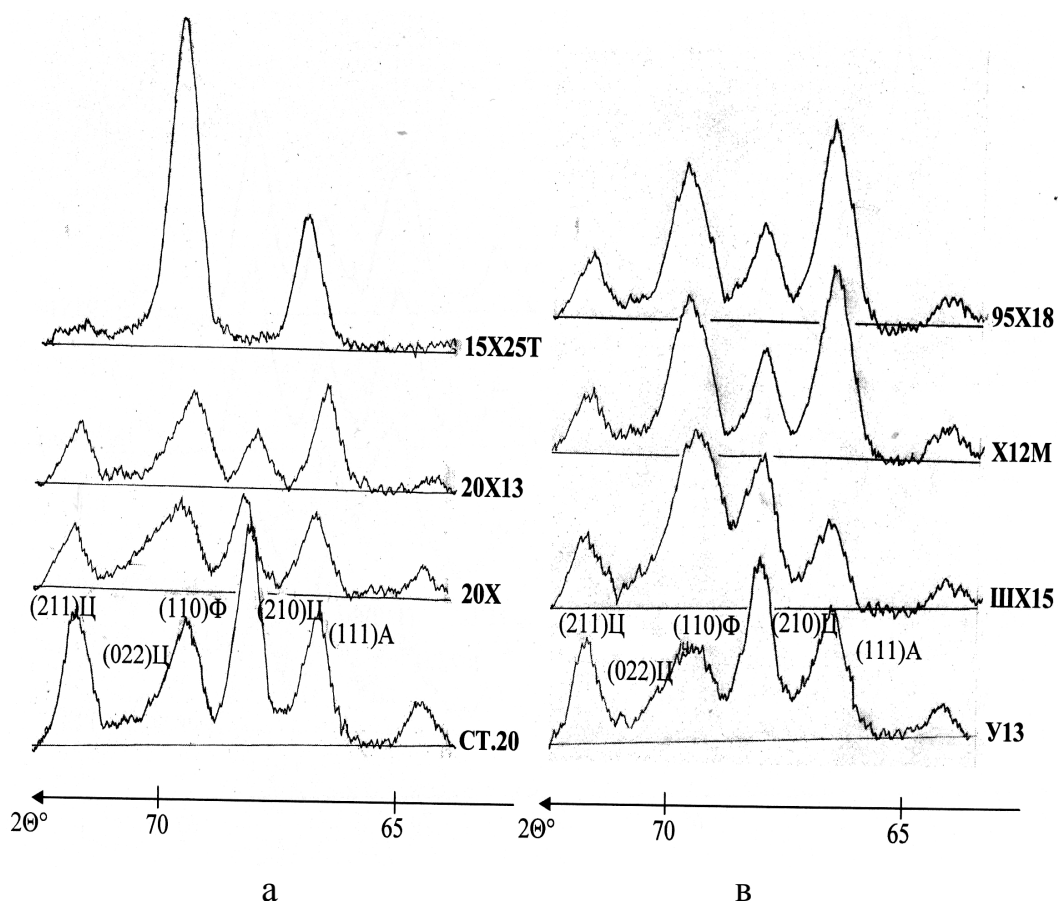


Рисунок 1 – Фрагменты дифрактограмм малоуглеродистых (а) и высокоуглеродистых (в) сталей



Из анализа дифрактограмм также следует, что по мере увеличения содержания хрома в стали, в структуре слоя уменьшается количество цементита и уже при 25% Cr в стали, серии линий цементита практически полностью исчезают, а интенсивная линия (111) остаточного аустенита регистрируется для всех сталей. Необъяснимым пока фактом является полное отсутствие на дифрактограммах линий высокохромистых специальных карбидов типа  $M_{23}C_6$  и  $M_7C_3$ .

В высокоуглеродистых хромистых сталях (рисунок 1в) на дифрактограммах заметно некоторое уменьшение интенсивности линий цементита с ростом количества хрома в стали. Здесь же отмечается значительное возрастание интенсивности линии (111) аустенита с увеличением содержания хрома в стали и, следовательно, увеличение количества остаточного аустенита в структуре науглероженного слоя, .

В таблице 1 приведены данные по характеристике фаз, входящих в состав поверхностного слоя всех науглероженных сталей.

Таблица 1 – Характеристика основных фаз поверхностного слоя образцов углеродистых и хромистых сталей после электроискрового науглероживания (обозначения: I – интенсивность линии (hkl); a – параметр решетки)

Марка стали	%C	%Cr	Цементит	Феррит		Остаточный аустенит	
			$I_{(211)}$ мм	$I_{(110)}$ мм	a нм	$I_{(111)}$ мм	a нм
Малоуглеродистые стали							
20	0.19	0.25	40	44	0.2862	46	0.3633
20X	0.22	0.95	25	34	0.2857	30	0.3627
20X13	0.23	12.70	21	32	0.2861	34	0.3640
15X25T	0.15	26.12	5	106	0.2866	45	0.3620
Высокоуглеродистые стали							
У13	1.29	0.20	36	32	0.2861	40	0.3640
ШХ15	0.98	1.52	25	62	0.2861	30	0.3622
Х12М	1.48	12.01	20	54	0.2852	64	0.3640
Х12Ф1	1,38	11.50	21	49	0.2852	60	0.3635
95Х18	0.94	17.90	20	50	0.2852	67	0.3640

Из данных таблицы следует, что дифракционные линии всех фаз науглероженного слоя отличаются малой интенсивностью, что на наш взгляд свидетельствует о чрезвычайно мелком зерне этих структурных

составляющих. Очевидно, в условиях искрового разряда происходит практически мгновенное (50 – 100 мкс) [3] нагревание поверхностного слоя до температур выше температуры плавления и последующее за этим чрезвычайно быстрое охлаждение этого слоя, результатом чего является формирование сверхмелкого зерна фаз (0.2 – 0.5 мкм).

Кроме того, из таблицы видно, что как в малоуглеродистых, так и в высокоуглеродистых сталях интенсивность дифракционных линий остаточного аустенита увеличивается с ростом содержания хрома в стали. Поэтому можно предположить, что атомы хрома, уменьшающие коэффициент диффузии углерода в фазах сплава [5], препятствуют увеличению количества углерода в слое и, тем самым, уменьшают количество цементитной фазы, насыщая аустенит до максимальной концентрации. Этот аустенит не превращается в мартенсит из-за низкой температуры критической точки Mn и остается в виде остаточного. Параметры кристаллической решетки этого остаточного аустенита изменяются с ростом содержания хрома весьма незначительно.

На втором этапе работы у всех сталей исследовали распределение фазового состава по глубине науглероженного слоя.

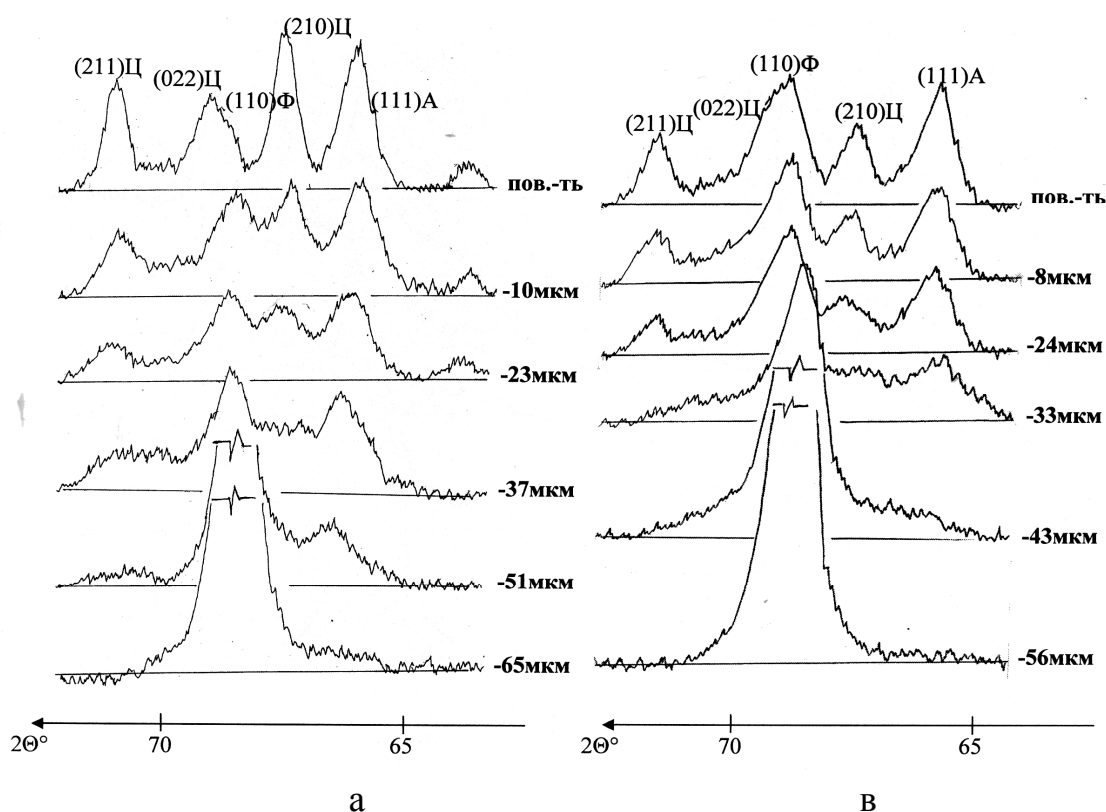


Рисунок 2 - Фрагменты послынных дифрактограмм сталей 20X13 (а) и X12Φ1 (в)

На рисунке 2 приведена в качестве примера серия фрагментов дифрактограмм для послойного анализа фазового состава науглероженных хромистых сталей 20X13 и X12Ф1. Здесь видно, что по мере увеличения глубины сошлифовки науглероженного слоя, у обеих сталей отмечается уменьшение интенсивности дифракционных линий как цементитной, так и аустенитной фаз. Так, в стали 20X13 (рисунок 2а) уже на глубине в 65 мкм от поверхности, полностью исчезают линии цементитной и аустенитных фаз, в структуре регистрируется только ферритная фаза (интенсивная линия феррита). Причем линии цементита исчезают из слоя несколько раньше, чем линия остаточного аустенита.

У высокоуглеродистой хромистой стали дифракционные линии цементитной и аустенитной фаз исчезают на меньшей, чем у стали 20X13, глубине.

Аналогичные данные послойного фазового анализа науглероженных слоев были получены и у других сталей. Во всех случаях, глубина науглероженного слоя в высокоуглеродистых хромистых сталях оказалась на 10 – 15 мкм меньше, чем у малоуглеродистых сталей с аналогичным содержанием хрома.

Таким образом, проведенное исследование показало, что при электроискровом науглероживании графитом хромистых сталей, в их поверхностном слое образуется большое количество цементитной фазы, а специальные хромистые карбиды в условиях сверхбыстрого нагрева и охлаждения не успевают синтезироваться. Возможно, при скоростном нагреве поверхностного слоя, специальные карбиды типа  $M_{23}C_6$  и  $M_7C_3$  исходного состояния не успевают раствориться в образующейся жидкости и цементитная фаза образуется только из ферритной матрицы. Поэтому, только в высокохромистой стали 15X25Т, где практически весь хром находится в ферритной фазе, не наблюдается появление цементита в слое, а весь углерод насыщения остается в аустените, образующемся при кристаллизации. Отсюда можно сделать вывод о том, что хром способен тормозить процесс образования цементитной фазы, если он находится в твердом растворе перед науглероживанием.

На основании результатов проведенного исследования можно считать, что в задачу следующих работ данного направления, необходимо включить исследование по анализу специальной карбидной фазы, возможно образующейся в хромистых сталях при электроискровом науглероживании. Решить такую задачу можно только в условиях изучения элементарного акта единичного искрового разряда, так как по существующей технологии нанесения покрытий, искровая обработка производится многократным сканированием поверхности образца, когда идет наложение последующих слоев на предыдущие.

### **Библиографический список**

1. Ершов В.М. Цементация стальной поверхности при электроискровой обработке графитом / В.М. Ершов. – Алчевск, Ладос: Сборник научных трудов сотрудников ДонГТУ, 2010. - № 31. - С 219 – 225.

2. Верхотуров А.Д. Технология электроискрового легирования металлических поверхностей / А.Д. Верхотуров, И.М. Муха. – К. Техника, 1982. – 179 с.

3. Золотых Б.Н. Физические основы электроискровой обработки металлов / Золотых Б.Н. – М. Физматгиз, 1953. – 107 с.

4. Миркин Л.И. Рентгеноструктурный контроль материалов машиностроения / Л.И. Миркин. – М. Машиностроение, 1979. - 134с.

5. Лахтин Ю.М. Химико-термическая обработка металлов / Ю.М. Лахтин, Б.Н. Арзамасов. – М. Металлургия, 1985. – 256 с.

*Рекомендована к печати к.т.н. Денищенко П.Н.*

*к.т.н. Бревнов А.А.  
(ДонГТУ, г.Алчевск, Украина, [abrevnov@list.ru](mailto:abrevnov@list.ru))*

## **ОБЩАЯ МЕТОДИКА РАСЧЕТА ФИЛЬТРА, ИСПОЛЬЗУЮЩЕГО ЗАКРУТКУ ПОТОКА В КОМБИНАЦИИ С НЕПОДВИЖНЫМ СЕТЧАТЫМ ФИЛЬТРОЭЛЕМЕНТОМ**

*Розглянуто питання обґрунтування конструкції та створення загальної методики розрахунку фільтра, що використовує закрутку потоку в робочій порожнині у поєднанні з нерухомим фільтроелементом, для покращення умов очищення рідин, шляхом гідродинамічного ефекту.*

***Ключові слова:** гідродинамічний фільтр, гідродинамічний ефект, фільтроелемент, закрутка потоку, швидкість рідини, гідравлічний опір.*

*Рассмотрен вопрос обоснования конструкции и создания общей методики расчета фильтра, использующего закрутку потока в рабочей полости в сочетании с неподвижным фильтроэлементом, для улучшения условий очистки жидкостей, за счет гидродинамического эффекта.*

***Ключевые слова:** гидродинамический фильтр, гидродинамический эффект, фильтроэлемент, закрутка потока, скорость жидкости, гидравлическое сопротивление.*

**Введение.** Для эффективной работы современных металлургических предприятий необходимость в больших объемах технических жидкостей приводит к многократному использованию имеющихся ограниченных водных ресурсов в оборотном цикле. Повторное использование жидкостей в производственном процессе приводит к постепенному их засорению, и как следствие, их обязательной очистке от различного рода примесей.

Требования к чистоте рабочих и охлаждающих жидкостей заставляют выдерживать качество жидкостей на определенном уровне, что возможно только при условии применения высокоэффективных устройств очистки, а это, в свою очередь, удорожает стоимость конечного продукта производства. Уменьшить стоимость очистки можно за счет поиска новых, не менее эффективных, в сравнении с имеющимися, но менее дорогих методов улучшения качества технических жидкостей.

**Анализ последних достижений и публикаций.** Обобщение результатов испытаний различных устройств очистки жидкостей, исполь-

зубаемых на промышленных предприятиях [1], [2], показало, что, к примеру, гидроциклоны эффективны лишь при разделении фаз с концентрацией взвешенных веществ 0,8-1 г/л и более. Причем, эффект очистки приближается к 100% при содержании твердого в питании 7 г/л и более. Кроме того, большой перепад давления и невозможность работы в напорных линиях являются серьезными ограничивающими факторами.

Одними из наиболее простых и эффективных устройств очистки являются сетчатые фильтры, но им присущ основной недостаток, существенно ограничивающий ресурс их работы, а именно – быстрое засорение сетки. Поэтому эффективное использование таких фильтров возможно за счет дополнительного использования каких-либо вспомогательных факторов, таких как, например, закрутка потока.

В работе [2] показано, что в результате испытаний комбинированных сетчатых и гидроциклонных установок на воде при размерах ячеек сетчатого полотна, равных 0,25×0,25 мм определенного эффекта очистки воды на них достичь можно лишь применительно к весьма грубодисперсным примесям, и сделан вывод о том, что повышение их эффективности возможно с применением сетчатых полотен с размером ячеек не более 0,05...0,1 мм и улучшением гидродинамических условий закрутки потока.

**Постановка проблемы.** Для определения способов улучшения гидродинамики жидкости в рабочей области необходимо исследовать поведение жидкости и взвешенных в ней частиц примесей.

Разработанный приближенный метод решения уравнений движения жидкости [3] позволяет определить поле скоростей несущей жидкости в кольцевом зазоре между двумя коаксиальными цилиндрами, что дает возможность проследить поведение твердых частиц примесей в этой области для создания рациональной конструкции устройства очистки.

Рассмотренный в работе [4] метод определения траекторий твердых частиц примесей в рассчитанном поле скоростей позволяет сделать вывод о том, что за счет закрутки потока можно не допустить к сетке твердые частицы, соизмеримые с величиной ячеек или больше этого размера. Кроме того, наличие тангенциальной составляющей скорости частицы вблизи проницаемой поверхности позволяет не пропускать сквозь сетку твердые частицы несколько меньше размеров ячеек за счет гидродинамического эффекта.

Эти результаты подтверждают возможность расчета и разработки устройства очистки жидкостей от механических примесей, с тонкостью очистки 15-50 мкм.

Целью настоящего исследования является разработка методики расчета гидродинамического неполнопоточного фильтра с неподвижным сетчатым фильтроэлементом, использующего закрутку потока.

**Основная часть.** Конструкция предлагаемого устройства очистки, использующего закрутку потока в сочетании с проницаемой перегородкой представлена на рисунке 1.

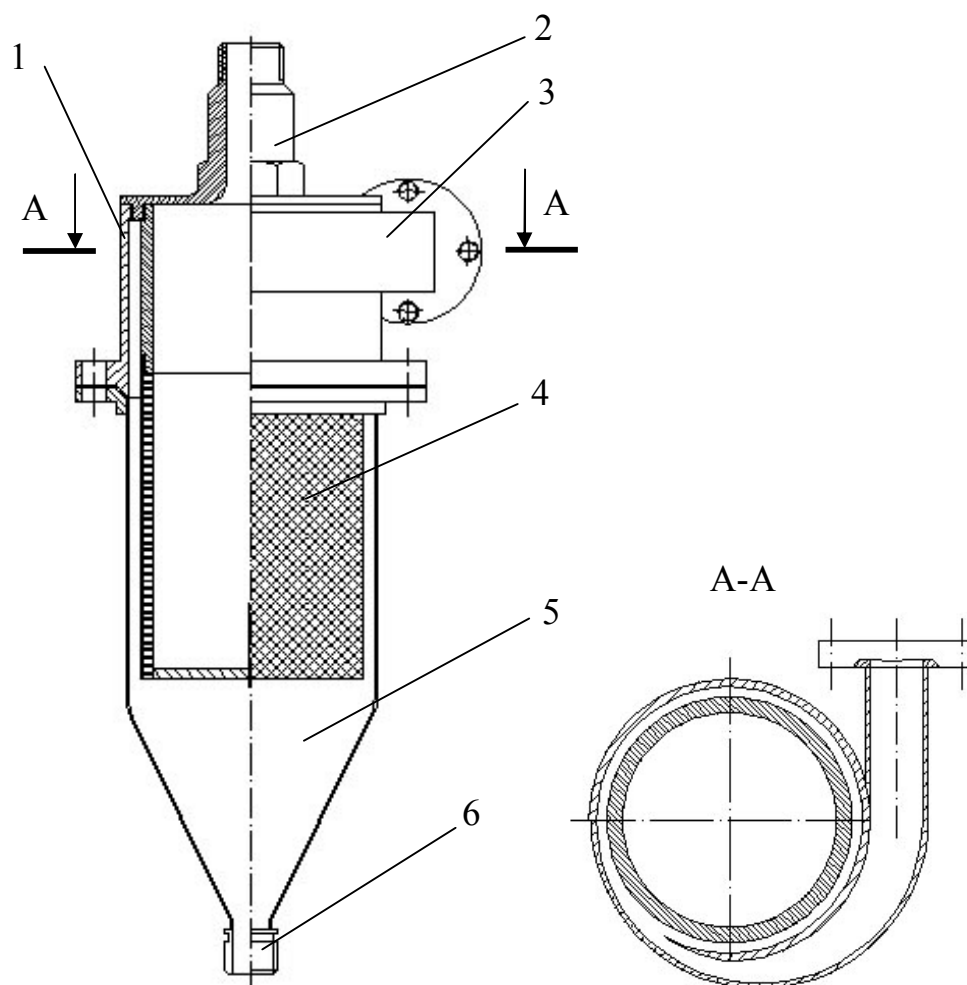


Рисунок 1 Схема устройства очистки жидких сред от механических примесей

Фильтр состоит из цилиндрического корпуса 1, патрубка отвода очищенной жидкости 2, патрубка тангенциального подвода очищаемой жидкости 3, цилиндрического фильтроэлемента 4, бункера 5 для осажденных частиц загрязнений и сливного отверстия 6 для удаления загрязнений.

Фильтр работает следующим образом. Жидкость, подлежащая очистке, подается тангенциально на вход фильтра через патрубок 3, за счет чего достигается начальная закрутка потока. Закрученный поток попадает в кольцевую область фильтрования между корпусом 1 и фильтроэлементом 4, где происходит постепенный отсос жидкости. Очи-

щенный поток из фильтроэлемента 4 подается на выход через патрубок 2 отвода очищенной жидкости, а часть неочищенной жидкости, проходя вдоль поверхности фильтроэлемента, попадает в бункер для сбора загрязнений 5. Удаление осадка из бункера 5 происходит через сливное отверстие 6.

Закрутка потока, в результате которой на частицы жидкости действует объемное поле центробежных сил, позволяет, за счет соответствующего подбора конструктивных параметров, обеспечить отсутствие возможности контакта с сеткой частиц примесей, соизмеримых с ячейками сетки или крупнее. В то же время основная тонкость очистки достигается за счет гидродинамического эффекта, обусловленного тангенциальной составляющей скорости частицы на подходе к сетке.

Существенным моментом в конструкции разрабатываемого фильтра является подбор конструктивных параметров, позволяющих добиться отбрасывания твердых частиц, соизмеримых с размером ячейки сетки и более, от проницаемой поверхности. Это важный момент, так как именно такие частицы являются наиболее опасными в смысле засорения сетки. Кроме того, непопадание на сетку частиц определенного размера приводит к уменьшению концентрации загрязнений в области сетки, т.е. в зоне действия гидродинамического эффекта.

Для того чтобы оценить в первом приближении, в каком диапазоне конструктивных параметров очистка от механических примесей определенной крупности будет эффективной, можно провести оценку соотношения геометрических параметров фильтра и требуемого расхода при заданной тонкости очистки, из условия равновесия сил, действующих на взвешенную твердую частицу в радиальном направлении.

Условия равновесия, когда сумма указанных выше сил будет равна нулю, дает возможность определить минимальный размер твердой частицы заданной плотности, которая гарантированно не попадет на поверхность фильтроэлемента:

$$-\frac{33}{8} \cdot \vartheta \cdot \pi \cdot d_p \cdot \frac{Q}{2 \cdot \pi \cdot R_1 \cdot L \cdot A'_0} \cdot \rho - \frac{w^2}{R_1} \cdot \rho \cdot \frac{\pi \cdot d_p^3}{6} + \frac{w^2}{R_1} \rho_p \frac{\pi \cdot d_p^3}{6} = 0, \quad (1)$$

где  $\vartheta$  - кинематическая вязкость жидкости;

$Q$  - расход жидкости;

$\rho$  - плотность жидкости;

$d_p$  - диаметр твердой частицы;

$\rho_p$  - плотность твердой частицы;

$R_1$  - радиус фильтроэлемента;

$L$  - длина проницаемой поверхности;



$w$  -- тангенциальная скорость жидкости;

$A'_0$  – коэффициент живого сечения фильтроэлемента, равный отношению площади всех отверстий в фильтровальной поверхности к ее общей площади.

Из полученного равенства можно вывести зависимость максимального расхода через фильтр от радиуса фильтроэлемента при различных значениях окружной скорости:

$$Q = \frac{32 \cdot \pi \cdot w^2 \cdot R_1 \cdot d_p^2 \cdot A'_0 \cdot (\rho_p - \rho)}{99 \cdot g \cdot \rho}. \quad (2)$$

С другой стороны, твердая частица, которая преодолела действие центробежной силы и приблизилась к сетке, находится под влиянием сил со стороны потока жидкости, как в радиальном, так и в окружном направлении.

Используя упрощенную модель гидродинамического фильтрования [5] можно определить максимальный расход жидкости через фильтр, при котором частица определенного диаметра не должна пройти сквозь ячейку фильтроэлемента:

$$Q = \frac{2 \cdot \pi \cdot R_1 \cdot L \cdot A'_0 \cdot A''_0 \cdot w \cdot d_p}{2a}, \quad (3)$$

где  $A''_0$  – коэффициент живого сечения фильтровальной сетки;

$a$  – размер ячейки фильтровальной сетки.

Анализ зависимостей (2), (3) дает возможность подобрать, в первом приближении, рациональные параметры работы гидродинамического фильтра, использующего закрутку потока на входе. При этом твердые частицы определенной плотности, соизмеримые с размером ячейки сетки не подходят к сетке за счет действия центробежной силы, в то же время частицы более мелкие попадают на сетку, но не проходят сквозь ячейку за счет действия гидродинамического эффекта.

На основании проведенного предварительного исследования по определению области рациональных параметров разрабатываемого устройства очистки жидкостей от механических примесей, использующего закрутку потока в сочетании с наличием фильтровальной перегородки можно рассчитать его основные параметры.

Критерием полной работы фильтровальной сетки является отсутствие обратных течений в зоне фильтрования. Это можно обеспечить за счет протока части очищаемой жидкости в линию сброса.

В конструкции гидродинамического неполнопоточного фильтра [5] часть жидкости, подаваемая на сброс, необходима для обеспечения гидродинамической очистки. При этом область фильтрования выполне-

на в виде сужающегося кольцевого зазора для обеспечения постоянной в разных сечениях скорости течения жидкости.

В случае использования закрутки потока необходимость в сужающемся кольцевом канале отпадает из-за того, что тангенциальная составляющая скорости потока, которая является основной для работы гидродинамического эффекта, затухает очень медленно [6].

Наличие протока жидкости в конечных сечениях области фильтрации можно оценить по распределению скоростей в исследуемой области.

На основании анализа закручивающих устройств [7] нужно принять завихритель какого-либо типа. К примеру, одним из наиболее простых закручивающих устройств можно принять улиточный завихритель с одним каналом.

Затем можно приступить к расчету поля скоростей и давлений в области фильтрации, для чего необходимо задать некоторые исходные данные.

Распределение вращательной скорости принимаем по закону твердого тела, что часто используется в практических решениях [7]

$$w(r) = \omega \cdot r. \quad (4)$$

Величину угловой скорости  $\omega$  можно определить из закона сохранения момента количества движения для объема жидкости во входном канале и в кольцевом зазоре. При этом мы пренебрегаем потерями на вязкое трение. Как показано в работе [7], на основе экспериментальных исследований, погрешность подобного допущения не превышает 13%.

Изменение величины осевой скорости от значений во входном патрубке до величины скорости во входном сечении области фильтрации можно учесть с помощью уравнения моментов количества движения:

$$\rho \cdot Q \cdot V_{\text{ex}} r_{\text{ex}} = 2\pi\rho \int_{R_1}^{R_2} w_0(r) \cdot u_0(r) \cdot r^2 dr, \quad (5)$$

где  $Q$  – расход через фильтр;

$V_{\text{ex}}$  – средняя скорость жидкости во входном патрубке;

$r_{\text{ex}}$  – расстояние от оси фильтра до оси входного патрубка;

$u_0(r)$ ,  $w_0(r)$  – соответственно осевая и тангенциальная скорость в начальном сечении при текущем положении радиальной координаты  $r$ .

Величину осевой скорости определяем как среднерасходную в начальном сечении.

В работе [3] получена система дифференциальных уравнений для определения трех компонент скорости жидкости в исследуемой кольцевой области:

$$u'' = u' \cdot \left( \frac{v(r)}{g} - \frac{1}{r} \right) + u^2 \frac{1}{g \cdot \Delta z} - u \frac{u_0}{g \cdot \Delta z} + \frac{1}{g \cdot \rho} \cdot \frac{dp_1}{dz}, \quad (6)$$

$$v_{i+1} = v_i \cdot \frac{r_i}{r_{i+1}} - \frac{r_i [u(r_i) - u_0(r_i)] + r_{i+1} [u(r_{i+1}) - u_0(r_{i+1})]}{2 \cdot r_{i+1} \cdot \Delta z} \Delta r_i, \quad (7)$$

$$w'' = \left( \frac{v}{g} - \frac{1}{r} \right) w' + \left( \frac{v}{r \cdot g} + \frac{1}{r^2} + \frac{u}{g \cdot \partial z} \right) w - \frac{u}{g} \cdot \frac{w_0}{\Delta z}, \quad (8)$$

$$p_1 = - \frac{\mu \cdot \int_{R_1}^{R_2} r \frac{\partial u}{\partial z} dr}{\lambda \cdot R_1}, \quad (9)$$

где  $\Delta z$  – шаг по оси  $z$ ;

$v_i, v_{i+1}$  – радиальная скорость, соответственно, на текущем и последующем шаге по координате  $r$ ;

$\lambda$  – коэффициент проницаемости поверхности, представляющий собой удельную пропускную способность единицы площади фильтрующей поверхности при перепаде давления в 1 Па и вязкости в 1 Па с;

$\mu$  – динамическая вязкость жидкости, Па с;

$p_1$  – давление на проницаемой поверхности.

Численное решение уравнений (6)-(9) дает возможность подобрать геометрические размеры кольцевого канала с проницаемой внутренней поверхностью, в котором обеспечивается, по крайней мере, 5% сброс жидкости от общего расхода через проектируемое устройство очистки.

На основе полученного численного решения упрощенных уравнений Навье-Стокса в итерационном цикле (6)-(9) определяем величину кольцевого зазора из условия отсутствия признаков появления обратных течений. Путем повторных расчетов получаем картину распределения трех компонент скорости потока и распределение давления в области фильтрования. Расчет необходимо производить до тех пор, пока при определенной угловой скорости не будут возникать предвестники отрыва потока.

После этого, воспользовавшись программой расчета траекторий движения твердых частиц в рассчитанном поле скоростей [4] нужно определить траекторию частиц заданной плотности  $\rho_p$ .

В случае если твердая частица диаметром, соизмеримым с размером ячейки сетки не попадает на внутреннюю проницаемую поверхность, следует принять ширину кольцевого зазора меньше предыдущего варианта, для которого опять нужно найти такую угловую скорость закрутки потока, при которой не будут появляться признаки отрыва потока.

Далее нужно опять рассчитать траекторию движения твердых частиц в заданном поле скоростей.

Выполнять такой расчет необходимо до соблюдения следующих условий:

1. Поток в расчетной области является равномерным без признаков отрыва потока.
2. Твердая частица, соизмеримая с размером ячейки сетки, не попадая на внутреннюю поверхность, выносится из расчетной области потоком, идущим на сброс.

После этого нужно проверить возможность реализации гидродинамического эффекта по всей поверхности фильтроэлемента. Для этого нужно построить график отношения тангенциальной скорости к радиальной, на расстоянии половины диаметра частицы, определяющей тонкость очистки, из которого можно определить по наименьшему значению этого отношения, от частиц какого размера будет гарантированно очищен поток.

При полученных размерах из конструктивных соображений определяются размеры бункера, в котором осаждаются частицы загрязнений.

После того, как выполнен расчет по подбору конструктивных параметров разрабатываемого устройства очистки, необходимо провести расчет гидравлического сопротивления.

Для определения гидравлического сопротивления гидродинамического фильтра с закруткой потока определяем перепады давлений на границах характерных подобластей, на которые можно разделить всю внутреннюю область фильтра [8]. Сумма полученных значений определяет общий перепад давлений, характеризующий гидравлическое сопротивление. Потери напора складываются из потерь напора во входном патрубке, в кольцевом зазоре, на фильтрующей сетке и в выходном патрубке.

Значение гидравлического сопротивления фильтра дает возможность судить о целесообразности изготовления гидродинамического фильтра с закруткой потока. Расчеты [8] показывают, что в исследуемом диапазоне расходов очищаемой жидкости можно подобрать конст-

руктивные размеры таким образом, чтобы перепад давления на фильтре не превышал 0,01-0,015 МПа.

**Выводы.** Таким образом, в результате проведенного исследования на основе представленной методики расчета гидродинамического фильтра с закруткой потока можно сделать следующие выводы:

1. Существует возможность изготовить гидродинамический фильтр с закруткой потока для очистки загрязненной жидкости от твердых частиц примесей, отличающийся от известных устройств очистки простотой конструкции, небольшим перепадом давления, уменьшенным до 5% расходом на сброс, отсутствием вращающихся частей и дополнительных источников энергии.

2. Подбором конструктивных параметров можно добиться отбрасывания твердых частиц, соизмеримых с размером ячеек фильтровальной сетки, которые являются наиболее опасными в смысле забивания сетки. К тому же это позволяет уменьшить концентрацию твердых частиц в окрестности фильтровальной сетки. Более мелкие частицы не будут проходить сквозь фильтрующую поверхность за счет гидродинамического эффекта.

3. Согласно расчетам гидравлическое сопротивление разрабатываемого фильтра не превышает 0,01-0,015 МПа, что как минимум на порядок ниже, чем у противопоточных гидроциклонов.

**Перспективы дальнейшего развития.** Направлением дальнейших исследований является исследование гидродинамических параметров течения, а также особенностей поведения взвешенных твердых частиц в рассчитанном поле скоростей для обеспечения возможности уменьшения расхода на сброс менее 5% от общего расхода гидродинамического фильтра с закруткой потока.

#### **Библиографический список**

1. Поваров А.И. *Гидроциклоны на обогатительных фабриках* / Поваров А.И. – М.: Недра, 1978. – 232 с.

2. *Водозаборно-очистные сооружения и устройства: [Учеб. пособие для студентов вузов]* / М.Г. Журба, Ю.И. Вдовин; Ж.М. Говорова, И.А. Лушкин; Под ред. М.Г. Журбы. – М.: ООО «Издательство Астрель»: ООО «Издательство АСТ», 2003. – 569, [7] с.: ил.

3. Бревнов А.А. *Расчет поля скоростей закрученного потока в кольцевой области с проницаемой стенкой* / А.А.Бревнов, Е.В.Мочалин // *Вісник Сумського державного університету*. – 2003. - №12(58).- С.65-69.

4. Мочалин Е.В. *К постановке задачи о движении взвешенной частицы в закрученном потоке несущей жидкости между двумя соосными цилиндрами с учетом отсоса жидкости через внутренний ци-*

цилиндр / Е.В.Мочалин, А.А.Бревнов // Сб. научн. трудов ДГМИ.- Алчевск: ДГМИ, 2001. - Вып. 13. - С.210-218.

5. Финкельштейн З.Л. Применение и очистка рабочих жидкостей для горных машин / З.Л.Финкельштейн. – М.: Недра, 1986. – 232 с., с ил.

6. Мочалин Е.В. Численное моделирование закрученного течения в кольцевом канале с проницаемыми стенками / Е.В.Мочалин // – Сборник научных трудов НИПКИ "Параметр" при ДГМИ. - Алчевск: ДГМИ, 1998. - Т.1, вып.1. - С.38-51.

7. Халатов А.А. Теплообмен и гидродинамика в полях центробежных массовых сил: в 4 т. / А.А. Халатов, А.А.Авраменко, И.В. Шевчук. – Киев: Ин-т техн. Теплофизики НАН Украины, 2000. Т. 3: Закрученные потоки. – 2000. – 474 с.; ил. 155.

8. Бревнов А.А. Расчет гидравлического сопротивления гидродинамического неполнопоточного фильтра с закруткой потока / А.А. Бревнов // Всеукраинский научно-технический журнал «Промышленная гидравлика и пневматика». – 2010. - №4 (30). – С.46-48.

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

*к.т.н. Козачишен В. А.,  
к.т.н. Попов Г. Н.  
(ДонГТУ, Алчевск, Украина)*

## **ОКОМКОВАНИЕ ШИХТЫ В КОНУСНОМ ГРАНУЛЯТОРЕ ПРИ РАЗЛИЧНОМ КОЛИЧЕСТВЕ КОМКУЕМОЙ СОСТАВЛЯЮЩЕЙ**

*Визначені шихтові умови та показники процесу огрудкування агломераційної шихти. Представлено гранулометричний склад отримуваної шихти.*

***Ключові слова:** огрудкування, агломераційна шихта, газопроникність, центри огрудкування, висота аглопирога, міцність грудочок.*

*Определены шихтовые условия и показатели процесса окомкования агломерационной шихты. Представлен гранулометрический состав получаемой шихты.*

***Ключевые слова:** окомкование, агломерационная шихта, газопроницаемость, центры окомкования, высота аглопирога, прочность комков.*

Качество окомкования агломерационной шихты, является одним из основных факторов, сдерживающих увеличение высоты аглопирога, так как не обеспечивает требуемую газопроницаемость. Передовые производители агломерата за рубежом спекают агломерационные шихты в слое 600-800 мм. Известно, что с повышением высоты слоя увеличивается качество агломерата, наблюдается экономия энергоресурсов. Отечественные предприятия освоили слои 300-350 мм. Таким образом, существует значительный резерв повышения технико-экономических показателей работы аглоустановок.

**Анализ исследований и публикаций.** Окомкования агломерационная шихта характеризуется целым рядом показателей: крупность, прочность комков, влажность. Факторы, влияющие на технико-экономические показатели агломерационного процесса включают ряд свойств: компонентный, химический, минералогический состав, а также влажность гранул различной крупности. Важным показателем является механическая прочность гранул. Однако под действием переувлажнения в агломерируемом слое она изменяется. Поэтому при подготовке шихты, можно ограничиться прочностью гранул, при которой действие переувлажнения в слое оказывает минимальное влияние на газодинамику неизотермического слоя [1 – 4].

**Постановка задачи.** Определить условия работы гранулятора для получения заданного гранулометрического состава окомкованной шихты. Повысить однородность гранулометрического состава, что ведет к увеличению газопроницаемости слоя и, как следствие, росту высоты пирога.

**Изложение материала и его результаты.** Работа конусного окомкователя с наклоном оси вращения в сторону загрузки имеет свои особенности, которые не имеют места в цилиндрическом окомкователе с любым расположением оси вращения. Поэтому целесообразно рассмотреть эти особенности с тем, чтобы надежно управлять процессом гранулообразования.

Одной из особенностей конусного барабана является выполнение им функции классификатора частиц различной крупности. Именно это свойство позволяет осуществить режим рециркуляционного окомкования шихты. При разработке режима работы окомкователя для производства гранул определенного диапазона крупности необходим анализ работы гранулятора в этом режиме. При движении частиц сухой шихты вдоль оси вращения без подачи воды на окомкование создается противоточное движение крупных и мелких частиц. Характер движения частиц сухой шихты в противотоке, когда происходит разделение крупных и мелких гранул, подтвержден экспериментально. С целью определения количественных показателей режима рециркуляции, в конусном барабане. Для обеспечения необходимой степени заполнения барабана, на разгрузочном конце устанавливали подпорное кольцо высотой 25 мм. Эксперименты проводили при различных углах наклона оси вращения барабана в диапазоне  $5^\circ - 10^\circ$ .

Сухую агломерационную смесь загружали в среднюю часть конуса. При вращении окомкователя образовались два потока, один из которых, состоящий из мелкой шихты (частицы менее 3 мм), выходил через разгрузочные окна со стороны малого диаметра конуса. Второй поток, состоящий из крупных гранул (частиц более 3 мм), выходил через разгрузочный торец большего диаметра конуса. Рассеву на фракции подвергалась шихта второго потока, наибольшее количество фракции (в % отн.) имело место для частиц размером 10 – 15 мм.

Для исследования процесса гранулообразования в качестве комкуемой составляющей использовали железорудный концентрат, в качестве центров окомкования был взят возврат различных классов крупности: 10 – 8, 8 – 5, 5 – 3, 3 – 2 мм. Это объясняется тем, что возврат с агломашин имеет существенные колебания, как по крупности, так и по количеству. Для исследования поведения центров окомкования в конусном грануляторе в зависимости от их количества и условий грануляции, в каждом опыте использовали возврат узкого диапазона крупности.



Шихтовая смесь была составлена таким образом, чтобы центры окомкования определенной крупности не могли переходить в гранулы меньшего класса крупности. Например, возврат крупности 8 – 5 мм не может выступать в качестве центров окомкования гранул окомкованной шихты крупностью 5 – 3 мм. Это позволяет утверждать, что в окомкованной смеси все гранулы крупностью менее 5 мм состоят только из комкуемой составляющей. Эффективность использования центров окомкования будет тем выше, чем больше комкуемой составляющей используется для их роста.

В выполненных исследованиях в качестве комкуемой составляющей использовали концентрат крупностью 0,07 мм. Качество окомкованной шихты определяли по содержанию в ней фракции 8 – 3 мм. Окомкование концентрата с возвратом узкого класса крупности осуществляли в конусном грануляторе, который имел большой диаметр 400 мм, меньший 300 мм и угол наклона образующей конуса к оси вращения был равен  $4^\circ$ , угол наклона оси вращения к горизонту  $10^\circ$ . Скорость вращения конусного барабана была равной  $n = 8 \text{ мин}^{-1}$ .

Исследования показали, что при использовании центров окомкования крупностью 5 – 3 мм, как самой представительной фракции в исходном материале, кондиционной окомкованной фракции 8 – 3 мм образуется в количестве равном 75 – 88 %, влажность фракций колеблется от 7,1 до 10,5 %. С уменьшением количества концентрата в шихте (комкуемой составляющей) от 93,4% до 50% влажность окомкованной смеси уменьшается от 8,6% до 6,6%.

Минимальное количество влаги в шихте при 50% комкуемой составляющей объясняется присутствием в смеси негигроскопичного материала – возврата. С этой точки зрения увеличение доли возврата в агломерационной шихте полезно, т.к. ведет к уменьшению разрушения гранул в агломерируемом слое от действия процесса переувлажнения. Однако, доля возврата в шихте мало влияет на процесс гранулообразования в конусном грануляторе с наклоненной в сторону загрузки осью вращения. В таблицах 1 – 2 приведены результаты окомкования концентрата в смеси возврата постоянного количества, но различных классов крупности.

Исследования показали, что количество кондиционной фракции 8 – 3 мм в окомкованной шихте содержится при использовании в качестве центров окомкования возврата крупностью 8 – 5 и 5 – 3 мм. Наименьшее количество кондиционной фракции имело место при использовании в качестве центров окомкования кусочков возврата крупностью 10 – 8 мм. Это связано, во-первых, с тем, что частицы 8 – 10 мм не входят в кондиционную фракцию, а во-вторых, на такие центры окомкования меньше накатывается комкуемая составляющая из-за

большой скорости перемещения этих частиц вдоль горизонтальной оси вращения барабана.

Таблица 1 – Зависимость гранулометрического состава шихты, окомкованной в конусном грануляторе, от количества комкуемой составляющей, крупность центров окомкования 5 – 3 мм

№	Влаж-ность, %	Кол-во комкуемой со-ставляющей, %	Содержание фракций, %							
			+10	8 – 10	5 – 8	3 – 5	2 – 3	– 2	– 3	3 – 8
1	9,8	93,4	0	3,1	18,1	57,7	21,1	0	21,1	75,8
2	9,1	86,7	0	9,3	65,7	22,5	2,4	0	2,4	88,2
3	8,4	80,0	0	8,0	43,5	43,8	4,6	0	4,6	87,3
4	7,7	73,4	0	2,7	26,6	55,0	15,6	0	15,6	81,6
5	7,0	66,7	0	2,4	20,2	58,0	12,8	5,7		78,2
6	6,6	50,0	0	0	14,4	68,0	12,7	4,8		80,7
			Влажность фракций							
			–	7,1	7,4	8,7	9,7	10,5		

Таблица 2 – Зависимость гранулометрического состава шихты от крупности центров окомкования (конусный гранулятор). Содержание центров окомкования 26,6%

Влаж-ность шихты	Крупн. цен-тров оком-ков.	Содержание фракций, %							
		+10	10 – 8	8 – 5	5 – 3	3 – 2	– 2	– 3	8 – 3
8,6	2 – 3	2,7	16,2	34,3	36,1	10,4	0	10,4	7,04
8,5	3-5	0	2,7	26,6	55,0	15,6	0	15,6	81,6
8,6	5-8	0	16,7	60,5	20,6	2,1	0	2,1	81,1
8,7	8-10	2	41,1	40,1	15,1	1,6	0	1,6	55,6
		Влажность фракций, %							
		7,1	7,1	7,4	8,7	9,7	–		8,05

**Выводы и направления дальнейших исследований.** Полученные зависимости гранулометрического состава агломератционной шихты при окомковании позволяют увеличить однородность гранулометрического состава, повысить газопроницаемость, и, как следствие, позволит увеличить высоту агломерируемого слоя. Наличие действующей модели гранулятора открывает возможности дальнейших исследований по уменьшению влажности получаемых гранул. В настоящее время на аглофабрике АМК осуществляют подогрев шихты в окомкователе. По-

добного результата можно добиться изменением способа подачи исходной шихты в окомкователь и местом подачи воды для окомкования.

### **Библиографический список**

1. Учитель А.Д. Концепция формирования характеристик крупности шихтовых материалов аглодоменного производства (Сообщ. 2) / А.Д. Учитель, В.В. Севернюк, В.И. Большаков, С.В. Лялюк // *Металлург. и горноруд. пром-сть*, 1999. - № 2-3. - С. 5-7.

2. Мовчан В.П. Оценка качества агломерата и окатышей и особенности их использования в доменной плавке/ В.П. Мовчан // *Металлург. и горноруд. пром-сть*, 2001. - № 5. - С. 8-11.

3. Режим агломерации при изменении доли концентрата ССГПО / Гибадулин М.Ф., Гостенин В.А., Сенькин К.В. и др. // *Сталь*, 2007. - №2. - С.15-17.

4. Пазюк М. Ю. Совершенствование теоретических основ управления структурой агломерационной шихты и разработка новых методов интенсификации ее спекания. Дис. докт. техн. наук: 05.16.02./ – Запорожье, 1995.

*Рекомендована к печати к.т.н., проф. Уляницким В.Н.*

*к.т.н. Левченко О.А.,  
к.э.н. Зинченко А.М.,  
к.т.н. Левченко Э.П.,  
Михайлов А.А  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **КОМБИНИРОВАННЫЕ ДРОБИЛЬНО-ИЗМЕЛЬЧИТЕЛЬНЫЕ МАШИНЫ И ВОЗМОЖНОСТИ ИХ ПРИМЕНЕНИЯ ДЛЯ ПЕРЕРАБОТКИ ОТХОДОВ ШАМОТНОГО КИРПИЧА**

*Наведено аналітичні залежності для визначення параметрів дробарно-здрібнювальних машин комбінованої дії з врахуванням умов завантаження та проходження матеріалу через робочу зону.*

***Ключові слова:** конвеєр, дробарка, продуктивність, шамот, частота обертання.*

*Приведены аналитические зависимости для определения параметров дробильно-измельчительных машин комбинированного действия с учетом условий загрузки и прохождения материала через рабочую зону.*

***Ключевые слова:** конвейер, дробилка, производительность, шамот, частота вращения.*

**Проблема и связь с научными и практическими задачами.** Повышение эффективности работы дробильно-измельчительных машин при переработке огнеупорных материалов для металлургической промышленности с целью их повторного использования возможно путем совмещения процессов дробления и измельчения в одной установке. Это может быть достигнуто решением задачи рационального перераспределения движения материала в рабочей камере машины в вертикальной и горизонтальной плоскостях путем согласования производительностей соответствующих ступеней.

Первоначальному решению данных вопросов посвящены исследования [1], выполненные ранее в научно-исследовательском проектно-конструкторском институте проблем дробления и измельчения материалов. Повторное использование дорогостоящего огнеупорного сырья, учитывая значительные объемы его переработки, дает значительную экономию средств затрачиваемых на ремонт печей для выплавки металла, что является актуальной задачей.

**Анализ исследований и публикаций.** Анализ имеющихся данных показал, что процессу переработки отходов литейного производства придается внимание как со стороны металлургических предприятий, так и со стороны научных организаций [2]. При этом измельчению некондиции огнеупорных материалов уделяется особое внимание, так как они образуются на предприятиях в значительном количестве [3]. Однако изучению влияния параметров загрузки материалов и комбинированным дисковым мельницам внимания практически не уделяется.

**Постановка задачи.** Задача определения соотношения основных параметров дисковых машин решалась без учета комбинированного воздействия на материал, при этом воздействие режущих усилий не рассматривалось [4]. В предлагаемой статье впервые рассмотрены варианты определения соотношений параметров подачи сырья в машину и его перераспределения в рабочей зоне из условия равенства производительностей комбинированных условий разрушения.

**Изложение материала и его результаты.** Решение проблемы измельчения отслужившего свой срок шамотного кирпича заключается в применении двухстадийного процесса его переработки с целью снижения фракционного состава готового продукта до необходимой крупности. Данный процесс условно подразделяется на две подсистемы: дробление исходного материала, при котором величина продукта составляет более 5 мм и измельчение, подразумевающее крупность готового продукта менее 5 мм. Машина, совмещающая в себе обе эти стадии, носит название дробильно-измельчительной (ДИМ), а ее конструкция и устройство предусматривает многостадийность разрушения.

Начало в проектировании и изучении процессов, происходящих в такого типа машинах было заложено в научно-исследовательском проектно-конструкторском институте проблем дробления и измельчения материалов, входящего ранее в состав нашего университета. Совмещение дробления и измельчения в одной машине стало возможно на базе дисковых истирателей, где легко возможно организовать дополнительные условия разрушения материалов путем раздавливания (рисунок 1) или среза (рисунок 2). Одна из схем такой установки, совмещающая конусную дробилку и дисковую мельницу, показана на рисунке 1 [5].

В конусно-дисковую ДИМ (рисунок 1) материал подается через загрузочную воронку в неподвижный верхний диск, где предварительно дробится между конусом и внутренней поверхностью отвер-

ствия в диске. Затем предварительно разрушенные куски истираются непосредственно между дисками за счет вращения нижнего диска, при этом конус способствует продвижению частиц к периферии щели между дисками. Измельченный продукт выводится из внутренней части корпуса через разгрузочное отверстие. Таким образом, достигается совмещение в одной машине операции предварительного дробления и измельчения, что сокращает расходы на закупку оборудования.

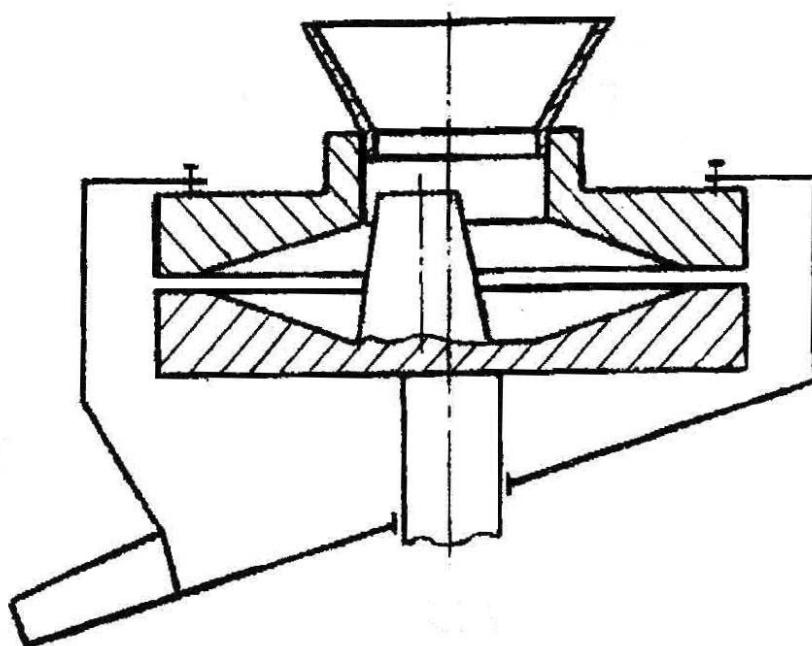
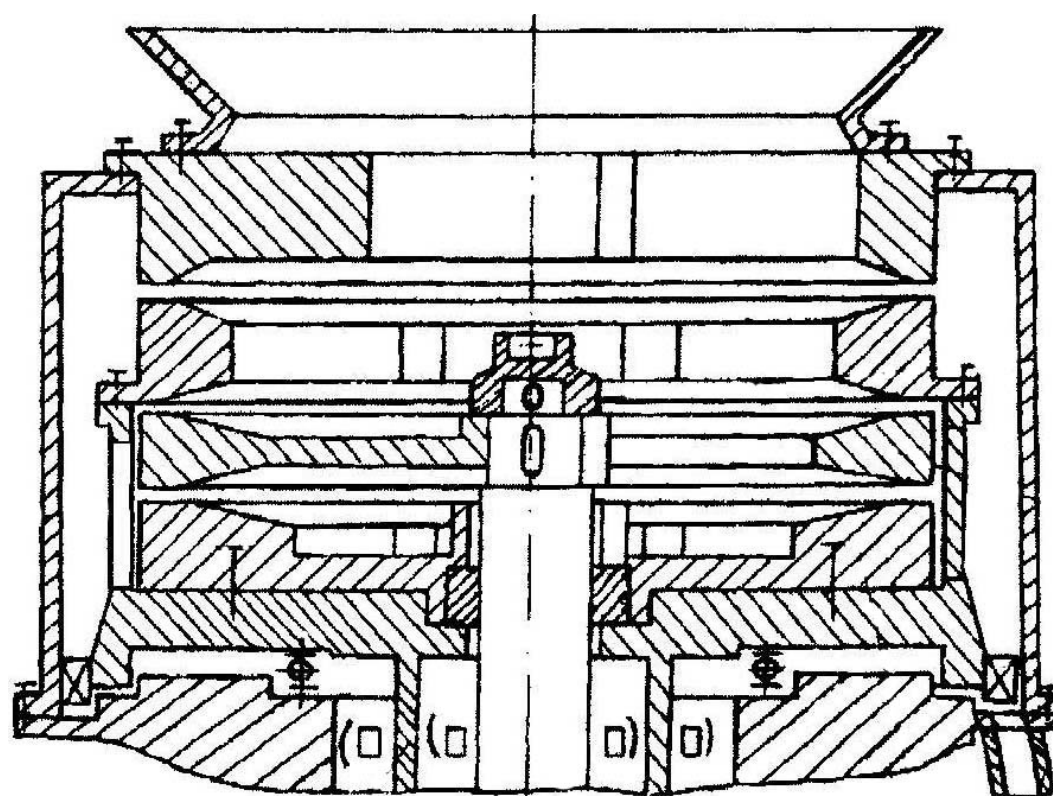
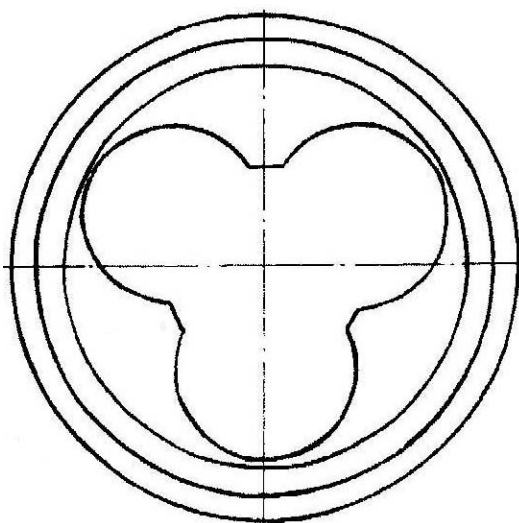


Рисунок 1 – Конусно-дисковая дробильно-измельчительная машина

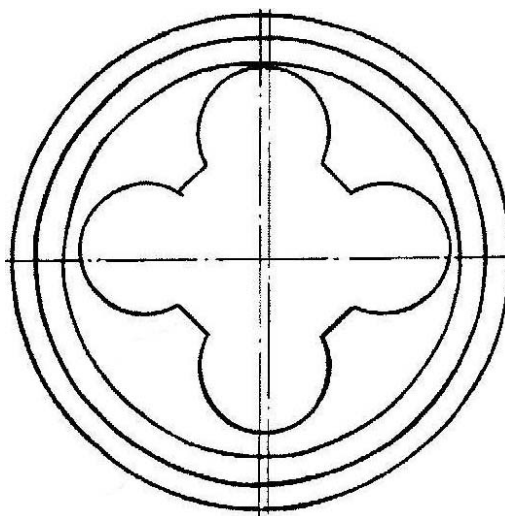
В многодисковой ДИМ [6] (рисунок 2) многоступенчатое дробление материалов происходит в вертикальной плоскости путем срезающих усилий между чередующимися подвижными и неподвижными дисками за счет их специфической конфигурации (рисунок 2-а и рисунок 2б). Эффективность измельчающих ступеней достигается большим количеством разгрузочных щелей между дисками. Это обеспечивает как повышенную производительность, так и интенсификацию истирания мелких частиц. Вопрос повышения производительности решается путем наличия нескольких дисков между которыми имеются разгрузочные щели, суммарная проходная способность которых значительно превышает суммарную проходную способность одной щели между двумя дисками.



a)



б)



в)

Рисунок 2 – Схема комбинированной многодисковой ДИМ

Для измельчения отходов шамотного кирпича в металлургическом производстве применяется двухдисковая ДИМ режуще-истирающего действия.

Производительность обычного дискового измельчителя можно определить по формуле [4]:

$$Q_z = 60 \cdot \left(\frac{D}{d}\right)^2 \cdot K_2 \cdot \varphi \cdot \rho \cdot D^2 \cdot \delta \cdot n, \text{ кг/ч}, \quad (1)$$

где  $d$  – диаметр центрального загрузочного отверстия в верхнем диске, м;

$D$  – наружный диаметр диска, м;

$K_2$  – опытный коэффициент, показывающий, какую часть составляет скорость продукта в радиальном направлении от окружной скорости диска на расстоянии  $d/2$  от оси вращения (обычно  $K_2 = 0,01$ );

$\varphi$  – коэффициент заполнения объема продуктом между дисками (обычно  $\varphi = 0,7 - 0,8$ );

$\rho$  – объемная масса измельчаемого продукта,  $\text{кг/м}^3$ ;

$n$  – частота вращения диска,  $\text{мин}^{-1}$ ;

$\delta$  – зазор между дисками, м.

Степень дробления должна обеспечивать крупность частиц, поступающих на измельчение не более величины зазора между дисками в центральной их части, для чего высота дисков также не должна превышать этого значения.

Производительность дробилки  $Q_z$  связана с площадью сечения материала на конвейере зависимостью [7];

$$F = \frac{Q_z}{3600 V_{лк} \rho}, \quad (2)$$

при этом

$$V_{лк} = \frac{(d + d_{ум} + D_б)g}{2\sqrt{2g(h_k + H_{вн})}}, \quad (3)$$

где  $d_{ум}$  – размер исходного материала, м;

$D_б$  – радиус барабана конвейера с учетом толщины ленты, м;

$g$  – ускорение свободного падения,  $\text{м/с}^2$ ;

$h_k$  – расстояние по вертикали от точки отрыва куска материала с ленты конвейера до верхней плоскости загрузочной воронки дробилки;

$H_{вн}$  – расстояние по высоте от горловины загрузочной воронки до верхнего диска, м.



С учетом (3) выразим  $Q_z$  из соотношения (2):

$$Q_z = \frac{450 \cdot F \cdot \rho (d + d_{ум} + D_{\bar{o}})}{g \sqrt{h_{\kappa} + H_{вн}}}, \quad (4)$$

где  $\rho$  - насыпная плотность исходного материала, кг/м<sup>3</sup>;  
 $F$  - площадь сечения материала на ленте, м<sup>2</sup>.

Взаимосвязь частоты вращения диска дробилки с основными параметрами, необходимую для лучшей ее работы можно найти, приравняв (1) и (4):

$$n = \frac{7,5 \cdot F (D + d_{ум} + D_{\bar{o}}) d^2}{K_2 \cdot \varphi \cdot D^4 \cdot \delta \cdot g \sqrt{h_{\kappa} + H_{вн}}}. \quad (5)$$

При совмещении процессов дробления и измельчения в ДИМ необходимо согласовать объем материала  $Q_z$  на выходе из кольцевой разгрузочной щели в горизонтальном направлении с объемом материала, поступающего из ступени дробления в вертикальном направлении  $Q_в$ . Т.е. должно выполняться условие  $Q_z \geq Q_в$ .

Объемную производительность при дроблении кусков в вертикальной плоскости можно определить по формуле [6]:

$$Q_в = f_0 \cdot V_n, \quad (6)$$

где  $f_0$  – площадь живого сечения слоя продукта, движущегося в вертикальной плоскости через внутреннее пространство рабочих органов, м<sup>2</sup>;

$V_n$  – скорость движения продуктов дробления в вертикальной плоскости, м/с.

$$f_0 = K_u \cdot F_{\delta}, \quad (7)$$

где  $K_u$  – коэффициент использования рабочей части диска для прохода материала;

$F_{\delta}$  - площадь рабочей части дисков, м<sup>2</sup>;

$$V_n = \frac{a \cdot z \cdot n}{60}, \quad (8)$$

где  $a$  – подача материала на оборот диска, кг/об;

$z$  – количество (окон) ножей на диске.

С учетом (7) и (8) вертикальная производительность ДИМ:

$$Q_v = \frac{K_u \cdot F_d \cdot a \cdot z \cdot n}{60} \quad (9)$$

Из условия равенства производительностей машины в вертикальной и горизонтальной плоскостях, с учетом того, что число плоскостей среза составляет число дисков минус один, найдем площадь рабочей части дисков:

$$F_d = \frac{3600 \cdot K_2 \cdot \varphi \cdot \rho \cdot \delta \cdot D^4}{K_u \cdot a \cdot z \cdot (N-1)d^2}, \quad (10)$$

где  $N$  – число дисков в машине.

На ОАО "Алчевский металлургический комбинат" машина подобной конструкции (рисунок 3) служит для измельчения отходов шамотного кирпича в кондиционный порошок, который затем используется при производстве огнеупоров.



Рисунок 3- Комбинированная дробильно-измельчительная машина

Результат отсева готового продукта, полученного после измельчения кирпича, приведен в таблице 1, а график суммарной характеристики фракционного состава ("по плюсу") на рисунке 4.

Таблица 1 – Результаты отсева измельченных отходов кирпича

Номер сита, мм	6,0	5,0	3,15	2,5	1,25	0,5	0,315	0,25	0,09	0,05
Суммарный выход фракции, %	-	-	99,5	92,8	82,6	71,8	57,4	40,0	22,9	4,6

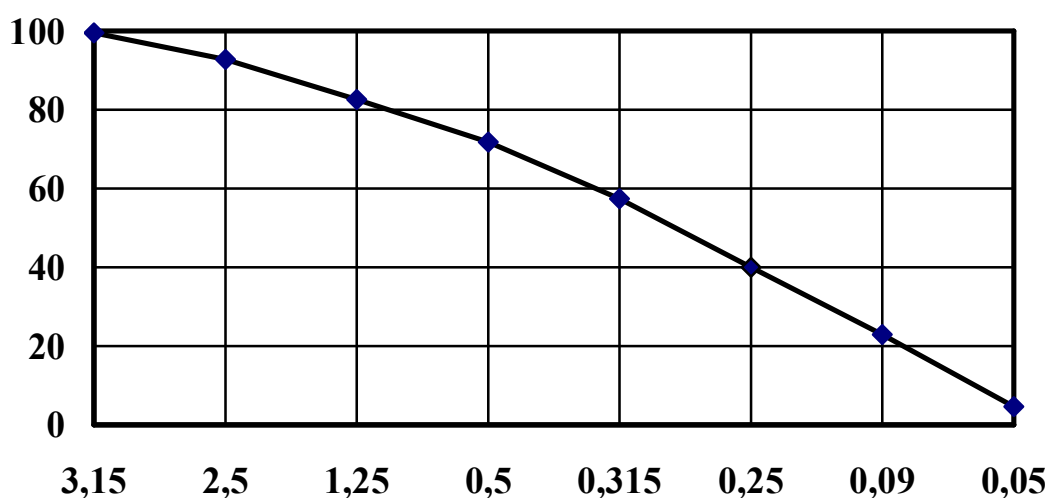


Рисунок 4- Суммарная характеристика выхода готового продукта

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

1. Для наилучшей работы комбинированной дробильно-измельчительной машины необходимо, чтобы производительность питания исходным материалом, процесс предварительного дробления и окончательного измельчения были согласованы по производительности.

2. Полученные зависимости позволяют по известным характеристикам дробильно-измельчительной машины и транспортной системы исходного материала определять основные конструктивные и режимные показатели, частоту вращения рабочих органов и соотношения их параметров, подачу материала конвейером, что облегчает проектирование и создание таких машин.

На основе полученных зависимостей в дальнейших исследованиях предполагается получить численные данные с возможностью их дальнейшего анализа.

## **Библиографический список**

1. Разработка теоретических основ надёжности, автоматизации машин принудительно-динамического самоизмельчения материалов и поиск областей использования продукции измельчения. Отчёт о НИР (заключ.) / Научн.-исслед. и прек.-констр. ин-т проблем дробления и измельчения материалов при Коммунарском горно-металлургическом институте. Рук. Щербак В.В.; исп. Левченко Э.П. [и др.]; - Алчевск, 1990. - 220 с. №ГР 0189003642.

2. Ефименко С.Д. Рециклинг отходов литейного производства в условиях ОАО "ЭЗТМ" (ОАО "Электростальский завод тяжелого машиностроения, Россия): // Сб. труд. третьей международной конференции "Металлургия-интехэко -2010". - М.: ООО "Интехэко", 2010. - С. 98 – 104.

3. Иванов Ф.И. Проблемы и перспективы комплексного использования техногенных отходов горно-металлургического комплекса юга Кузбасса, анализ ситуации. /Ф.И. Иванов, Е.В. Исакова, А.С. Головки, В.А. Полубояров: // Матер. второго международного конгресса "Цветные металлы–2010", (Красноярск, 2-4 сентября 2010 г.). - Красноярск. - С. 771 – 774.

4. Основы расчета и конструирования машин и автоматов пищевых производств. / [Под ред. Соколова А.Я.]. - М.: Машиностроение, 1969. – 637 с.

5. Патент на корисну модель № 54716 Україна, МПК7 В 02 С 7/14. Млин / Левченко Е.П., Алтухов В.М., Левченко О.О.; заявник і патентовласник Донбас. держ. техн. ун-т. – № u2001004440; заявл. 16.04.10; опубл. 25.11.10, Бюл. № 22. – 2 с.: іл.

6. Патент на корисну модель № 52417 Україна, МПК7 В 02 С 7/14. Пристрій для подрібнення матеріалів / Левченко Е.П., Алтухов В.М., Зинченко А.М., Левченко О.О.; Онопченко О.Н.; заявник і патентовласник Донбас. держ. техн. ун-т. – № u2001004440; заявл. 01.03.10; опубл. 25.08.10, Бюл. № 18. – 3 с.: іл.

7. Щербак В.А. Определение рациональной скорости загрузочного конвейера рудно-дробильного комплекса. / А.В. Щербак, О.А. Левченко // Сборник научных трудов ДонГТУ. - Вып. 33. – Алчевск: ДонГТУ, 2010. – С. 227 – 233.

**Рекомендована к печати д.т.н., проф. Петрушовым С.Н.**

*к.т.н. Кучма С.Н.,  
Стародубов С.Ю.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ ЛЕГИРУЮЩИХ ЭЛЕМЕНТОВ НА СПЕЦИАЛЬНЫЕ ТЕРМОУПРУГИЕ СВОЙСТВА ЭЛИНВАРОВ**

*В статті на підставі літературних джерел виконано аналіз впливу хімічних елементів на міцність та термопружні властивості елінварів. З метою прогнозування та керування зазначеними властивостями новостворюваних сплавів запропоновано методологічний підхід до їх розробки.*

**Ключові слова:** *елінвар, добротність, термопружні властивості, температурний коефіцієнт модуля пружності, температурний коефіцієнт частоти, комбінована деформаційно-термічна обробка, достарювання, інтерметалідна фаза.*

*В статье на основе литературных источников выполнен анализ влияния основных химических элементов на прочностные и термоупругие свойства элинваров. С целью прогнозирования и управления указанными свойствами во вновь создаваемых сплавах предложен методологический подход к их разработке.*

**Ключевые слова:** *элинвар, добротность, термоупругие свойства, температурный коэффициент модуля упругости, температурный коэффициент частоты, комбинированная деформационно-термическая обработка, достаривание, интерметаллидная фаза.*

**Введение.** В электронной и радиоэлектронной промышленности широко применяются прецизионные сплавы с особыми термоупругими свойствами: с положительным и близким к нулевому значению температурным коэффициентом модуля упругости (ТКМУ) или температурным коэффициентом частоты (ТКЧ), т.е. элинварные сплавы.

Использование элинварных сплавов для изготовления упругочувствительных элементов позволяет существенно снизить температурную чувствительность аппаратуры и, соответственно, исключить необходимость проведения термостатирования. Это повышает точность измерений, упрощает конструкцию изделий и приборов, облегчает их эксплуатацию.

Вместе с тем, в промышленной практике получены данные, позволяющие полагать, что в элинварных сплавах даже незначительные колебания химического состава от одной плавки к другой, а также в пределах одной плавки вследствие ликвационных явлений, оказывают большое влияние на величину и стабильность ТКМУ и ТКЧ [1 – 3]. Этим обуславливается большой интерес к изучению влияния легирующих элементов на специальные термоупругие свойства элинварных сплавов.

**Целью работы** является анализ влияния легирующих элементов на специальные термоупругие свойства дисперсионно-твердеющих элинварных сплавов для разработки и создания на этой основе новых элинваров с высоким уровнем специальных термоупругих свойств.

**Изложение основного материала.** Впервые элинварный эффект был обнаружен в сплавах системы Fe–Ni, содержащих от 29 до 45% никеля. Наибольший интерес представляют сплавы с концентрациями никеля 29 и 45%, поскольку они характеризуются нулевыми значениями ТКМУ, и, следовательно, при нагреве модуль упругости ведёт себя оптимальным образом – сохраняет стабильность во всей температурной области ферромагнитного состояния (вплоть до точки Кюри).

Однако бинарные железоникелевые сплавы характеризуются сильно выраженной зависимостью ТКМУ от концентрации никеля (рисунки 1). Уже незначительные отклонения в содержании никеля (даже в пределах колебаний плавочного состава) приводят к резкому изменению значения ТКМУ и его заметному отличию от нуля. Из-за сложности получения столь точного химического состава указанные сплавы не нашли практического применения.

Легирование сплавов системы Fe–Ni хромом делает зависимость ТКМУ от содержания никеля менее выраженной. Это позволяет получать в одноимённых сплавах различных плавов устойчивое значение ТКМУ, близкое к нулевому [4].

Первым сплавом элинварного типа, нашедшим практическое применение, был сплав 36НХ, содержащий 36% никеля и 12% хрома. Следует отметить, что дальнейшее повышение концентрации хрома увеличивает риск образования немагнитной  $\sigma$ -фазы, отрицательно влияющей на прочностные и термоупругие свойства элинваров.

Структурно сплав 36НХ представлял собой однофазный твердый раствор (аустенит), состав которого не изменялся при термообработке. Основной эффект упрочнения в таком сплаве достигался только путем пластической деформации. Последующий последодеформационный нагрев практически не давал увеличения прочности, а при температуре выше 600°C происходило рекристаллизационное снятие наклепа. В результате этот сплав помимо очевидных достоинств имел и существен-

ные недостатки. Во-первых, он отличался пониженными прочностными свойствами, которые невозможно было улучшить термообработкой (сплав не являлся стареющим). Во-вторых, он имел относительно невысокую точку Кюри (около  $100^{\circ}\text{C}$ ), что сужало его рабочий интервал температур. По этим причинам указанный сплав нашел довольно ограниченное использование на практике [5].

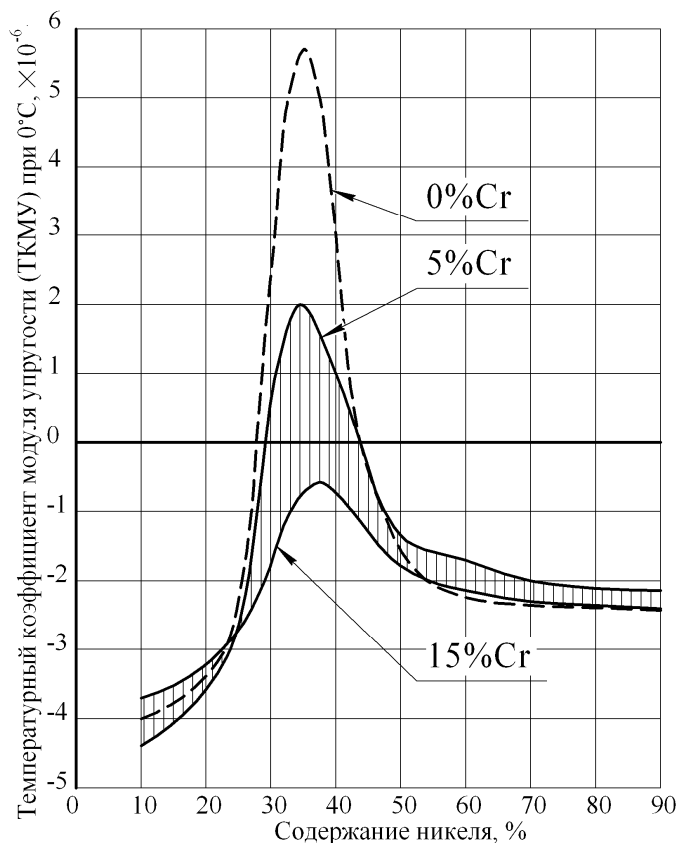


Рисунок 1 – Зависимость ТКМУ элинварных сплавов от концентрации никеля и хрома

Дальнейшая эволюция элинварных материалов состояла в разработке сплавов системы Fe – Ni – Cr с содержанием хрома 5 – 6% и никеля 42 – 45%. ТКМУ этих сплавов близок к нулю. Повышенное содержание никеля обеспечило расширение температурной области элинварности (никель повышает точку Кюри). Как отмечалось выше, присутствие хрома делало менее заметной концентрационную зависимость термоупругого коэффициента, а дополнительное легирование титаном (2,0 – 3,5%) и алюминием (0,5 – 1,2%) позволяло обеспечивать эффективное упрочнение путем старения. Необходимо отметить, что алюминий способствует существенному упрочнению сплава вследствие взаимодействия никеля, титана и алюминия, образующих  $\gamma'$ -фазу примерного состава

ва  $[(\text{Ni},\text{Fe})_3(\text{Al},\text{Ti})]$  при старении. Добавка алюминия способствует стабилизации  $\gamma'$ -фазы и уменьшению эффекта возможной перестройки этой фазы в хрупкую  $\eta$ -фазу состава  $\text{Ni}_3\text{Ti}$ . Содержание углерода в таких сплавах сохранялось на минимальном уровне (обычно не более 0,05%). При большем содержании углерода при старении прежде всего будут образовываться не мелкодисперсные равномерно распределенные интерметаллиды типа  $(\text{Ni},\text{Fe})_3(\text{Al},\text{Ti})$ , а карбиды. К тому же выделение карбидов, как правило, происходит по границам зерен, что вызвало бы охрупчивание сплавов [6].

В некоторых случаях указанные композиции дополнительно легируются кобальтом (до 11 – 12%). Известны также примеры, когда часть никеля заменяется кобальтом: сочетание 30% Ni и 25% Co. В этих элинварах температурная стабильность модуля упругости сохраняется до  $100^\circ - 400^\circ \text{C}$  [1].

Все практически используемые в настоящее время промышленные элинвары композиции Fe – Ni – Cr относятся к классическому типу дисперсионно-твердеющих сплавов. Среди них наибольшее распространение нашли сплавы марок 45НХТ, 46НХТ и 44НХМТ. Это ферромагнитные безуглеродистые стареющие сплавы с аустенитной структурой (ГЦК-решетка), основная выделяющаяся фаза – интерметаллид типа  $\text{Ni}_3(\text{Ti}, \text{Al})$ .

Рассмотрим более подробно каждый из этих сплавов.

Основными элементами элинварного сплава 45НХТ являются никель (~45%), хром (~6%), титан (~3%), алюминий (~1%). Сплав 45НХТ поставляется металлургической промышленностью в прутках  $\varnothing 6...10$  мм и обладает в состоянии поставки низкими специальными термоупругими свойствами: добротностью 5 000 – 8 000 ед. и ТКЧ  $(+3...-17) \times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$  в эксплуатационном диапазоне температур  $-40...+60^\circ\text{C}$ .

Специфика применения элинварных сплавов требует сбалансированности уровня специальных термоупругих и механических свойств: сочетания близких к нулевым значений ТКМУ или ТКЧ с повышенной прочностью. Подобное сочетание обычно достигается проведением регламентированного режима закалки и старения. Элинвар 45НХТ, способен испытывать в ходе старения распад по смешанной кинетике. Прерывистый распад сопровождается возникновением на границах зерен участков повышенной травимости (рисунок 2, а), которые в процессе старения постепенно распространяются вглубь зерна. При большом увеличении удастся рассмотреть характерные перлитоподобные ячейки (рисунок 2, б). В случае непрерывного превращения высокодисперсные частицы избыточной фазы, имеющие сферическую форму, зарождаются в объеме зерна. На рисунке 2, б можно отчетливо наблюдать участки, затронутые превращением обоих структурных типов [1, 5].



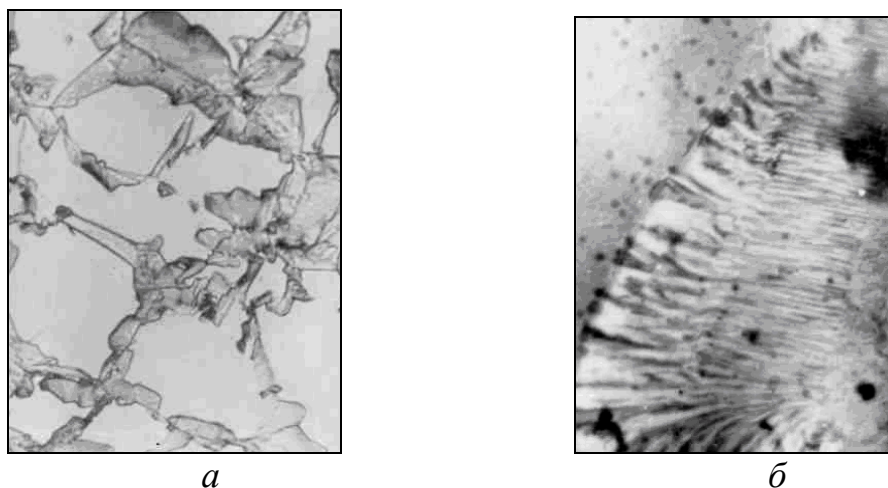


Рисунок 2 – Микроструктура сплава 45НХТ после закалки и старения:  
*a* –  $\times 400$ ; *б* –  $\times 40\,000$  [1]

Традиционная термическая обработка: предварительная закалка от температуры  $950^{\circ}\text{C}$  с охлаждением в воде и последующим старением не обеспечивает требуемое сочетание указанных выше свойств. Поэтому оптимальное сочетание прочностных и термоупругих свойств элинваров достигается путем преимущественного усиления непрерывного выделения и ограничения доли прерывистого распада. Реализация подобной кинетики превращения достигается проведением специальной термообработки, включающей, во-первых, закалку от пониженной температуры  $890 - 900^{\circ}\text{C}$  и, во-вторых, последующее трехкратное ступенчатое старение по ниспадающей схеме (от высокотемпературного к низкотемпературному:  $750^{\circ}\text{C}$  в течение 30 минут,  $700^{\circ}\text{C}$  в течение 3 часов и  $600^{\circ}\text{C}$  в течение 3 часов). В этом случае недостаточное пересыщение твердого раствора (из-за пониженной температуры закалки) компенсируется стимулированием более полного распада из-за торможения так называемого коллоидного (метастабильного) равновесия благодаря проведению комбинированного старения. В результате обеспечивается сбалансированность основных свойств элинварных сплавов – низкие значения (близкие к нулевым) ТКМУ, с одной стороны, и высокие показатели прочностных характеристик – с другой [1, 5].

Химический состав элинварного сплава 44НХМТ отличается от сплава 45НХТ пониженным содержанием никеля ( $\sim 44\%$ ) и дополнительным легированием молибденом ( $\sim 0,25\%$ ). Снижение концентрации никеля незначительное и не оказывает существенного влияния на область элинварности. Основная роль молибдена, как и в классических высоконикелевых и в нержавеющей мартенситно-старяющих сталях, связана с упрочнением твердого раствора при старении. Упрочнение происходит по двум механизмам: 1) за счет выделения по границам зерен фаз Лавеса  $[(\text{Fe}, \text{Ni}, \text{Cr})_2 (\text{Mo}, \text{Ti})]$ ; 2) за счет образования зон кон-

центрационной неоднородности. Кроме того, высокая поверхностная активность молибдена предотвращает зернограничное выделение карбонитридов и интерметаллидов [6].

Элинварный сплав 44НХМТ поставляется в прутках и проволоке  $\varnothing 6...10$  мм. В состоянии поставки он обладает наиболее высоким комплексом термоупругих свойств из всех выше рассмотренных сплавов: значения ТКЧ не превышают  $\pm(3...6)\times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$  при добротности 8 000 – 25 000 единиц. Однако требуемое сочетание уровня прочностных и термоупругих свойств в состоянии поставки не обеспечивается и достигается в процессе термической и термомеханической обработки.

Традиционная термическая обработка данного сплава, выполняемая по схеме: закалка от температуры  $1050^\circ \text{C}$  с охлаждением в воде, холодная деформация ( $\varepsilon \approx 60\%$ ), старение – обеспечивает требуемое сочетание прочностных и специальных термоупругих свойств, но в очень узком интервале температур старения ( $570\pm 5^\circ \text{C}$ ), что вызывает значительные технологические трудности при проведении термической обработки и обуславливает низкую стабильность качества материала и, соответственно, большой процент брака по специальным термоупругим свойствам [7]. Т.к. при старении данного сплава распад твёрдого раствора происходит также по смешанной кинетике, но с преобладанием прерывистого распада по границам зёрен, то для обеспечения необходимого соотношения  $\gamma'$ -фазы, выделившейся по прерывистому (рисунок 3, а) и непрерывному (рисунок 3, б) механизмам, разработана технология комбинированной деформационно-термической обработки.

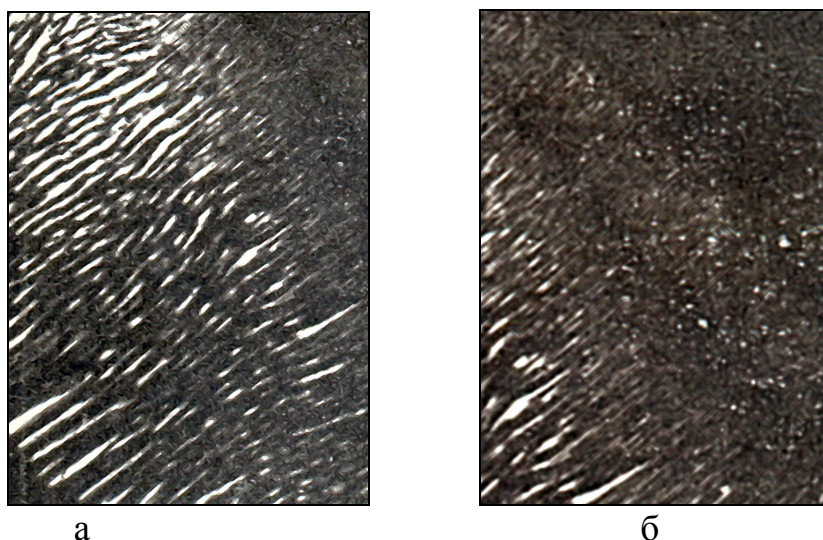


Рисунок 3 – Структура сплава 44НХМТ после обработки по оптимальному режиму комбинированной деформационно-термической обработки; а – прерывистый распад, б – непрерывный распад;  $\times 20\ 000$

Схема данного метода включает закалку от температуры 1050° С с охлаждением в воде, холодную деформацию ( $\varepsilon \approx 60\%$ ), динамическое старение при температуре 700 °С под нагрузкой 40 МПа в течении 25 минут с последующим окончательным старением (достариванием) в интервале температур 500 – 750 °С в течении 2-х часов [7]. Особенностью распада  $\gamma$ -твёрдого раствора в процессе динамического старения является протекание его преимущественно по непрерывному механизму, ячеистый распад по границам зёрен проявляется слабо. Последующее окончательное старение (достаривание) интенсифицирует непрерывный распад внутри зёрен, в результате степень распада выравнивается, в результате чего обеспечивается требуемое сочетание уровня прочностных и термоупругих свойств. Операция динамического старения в схеме комбинированной деформационно-термической обработки сплава 44НХМТ позволяет обеспечить стабильно высокие значения прочностных свойств и снизить зависимость термоупругих свойств от температуры достаривания.

Таким образом, ни один из рассмотренных сплавов в состоянии поставки не обладает требуемым сочетанием уровня прочностных и термоупругих свойств. Их сбалансированность достигается в процессе проведения специальной термической обработки, разработанной для каждого сплава индивидуально. Это сопряжено с рядом значительных трудностей: во-первых, с проведением самой термической обработки; во-вторых, необходим большой объём экспериментальных исследований для определения оптимальных режимов термической обработки, обеспечивающих необходимый уровень свойств в широком эксплуатационном диапазоне температур.

Вместе с тем элинварные сплавы остаются по-прежнему востребованным конструкционным материалом. Поэтому разработка новых сплавов с улучшенным уровнем комплекса прочностных и термоупругих свойств остаётся по-прежнему весьма актуальной задачей.

Анализируя изменение свойств в зависимости от колебаний концентраций компонентов сплава и режимов термической обработки можно сделать вывод, что свойства элинваров управляемы и прогнозируемы. Можно выделить два метода управления свойствами существующих и создаваемых элинварных сплавов:

- 1) корректировка и строгое соблюдение химического состава сплава, что в промышленных условиях чрезвычайно сложно;
- 2) разработка новых технологических схем термической обработки. Данный метод характеризуется высокой трудоемкостью и значительным объемом экспериментальных исследований. Кроме того, для каждого элинварного сплава схема термической обработки разрабатывается индивидуально и требует поплавочного определения ее режимов.

### **Выводы:**

Из проведенного анализа литературных источников следует, что проблема прогнозирования и управления свойствами элинваров окончательно не изучена и требует дальнейших исследований.

Задачу разработки и освоения элинварных сплавов с улучшенным комплексом прочностных и термоупругих свойств можно решить на основе принципов синтеза сплавов. Для этого необходимо систематизировать имеющиеся экспериментальные данные и теоретические исследования о характере влияния легирующих элементов на указанные свойства, используя металловедческий, металлофизический, статистический, кибернетический методы и метод компьютерного проектирования сплавов.

### **Библиографический список**

1. Бараз В. Элинварные сплавы: особенности состава, структуры и свойств. Ч.2 / В. Бараз, В. Стрижак // *Национальная металлургия*. – 2003. – №5. – С. 101-105.
2. Рахитадт. А.Г. Пружинные стали и сплавы / А.Г. Рахитадт. – 3-е изд., перераб. и доп. – М.: Металлургия, 1982. – 400 с.
3. Рыбаков Ю.Я. Влияние температуры отпуска на термоупругие коэффициенты элинварных сплавов / Ю.Я. Рыбаков, А.В. Селезнев, Е.Б. Грановский // *Электронная техника. Материалы*. – 1981. – Вып. 2. – С. 7-9.
4. Власова Е.Н. Структурные особенности и упругие свойства элинварных сплавов типа 44НХМТ / Е.Н. Власова, В.И. Маторин // *Прецизионные сплавы*. – 1979. – №5. – С.78-86.
5. Бараз В. Элинварные сплавы: особенности состава, структуры и свойств. Ч.1 / В. Бараз, В. Стрижак // *Национальная металлургия*. – 2003. – №4. – С. 96-98.
6. Теплухин Г.Н. Материаловедение: учебное пособие / Г.Н. Теплухин, В.Г. Теплухин, И.В. Теплухина // ГОУВПО СПбГТУ РП, СПб, 2006. – 169 с., ил.
7. Кучма С.Н. Улучшение комплекса свойств элинварного сплава 44НХМТ методом комбинированной деформационно-термической обработки: дис. ... кандидата техн. наук: 05.02.01 / Кучма Светлана Николаевна. – Харьков, 2010. – 174 с.
8. 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.
9. Современные материалы для электромеханических фильтров / А.В. Селезнев, О.И. Шатунова, Ю.Я. Рыбаков, В.И. Ушаков – Деп. руко-

пись «Сборник рефератов НИОКР, обзоров, переводов и деп. рукописей», Сер. «РТ», №19, 1986.

10. Суховаров В.Ф. Прерывистое выделение фаз в сплавах / В.Ф. Суховаров. – Новосибирск: Наука, 1983. – 167 с.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Новохатским А.М.*

*Дорогой Е.В.,  
к.т.н. Попов Г.Н.,  
к.т.н. Куберский С.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

### **СРАВНИТЕЛЬНЫЕ ОСОБЕННОСТИ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ОКОМКОВЫВАЕМОГО МАТЕРИАЛА В ПРОСТРАНСТВЕ ЦИЛИНДРИЧЕСКОГО И КОНУСНОГО ОКОМКОВАТЕЛЕЙ**

*Проведено порівняльний аналіз розподілення матеріалу, що огрудується, у просторі циліндричного та конічного огрудувачів. Зроблено висновки на базі виконаної роботи.*

***Ключові слова:** циліндричний огрудувач, конічний огрудувач, агломераційна шихта, розподіл матеріалу.*

*Проведен сравнительный анализ распределения окомковываемого материала в пространстве цилиндрического и конусного окомкователей. Сделаны выводы на базе выполненной работы.*

***Ключевые слова:** цилиндрический окомкователь, конусный окомкователь, агломерационная шихта, распределение материала.*

В настоящий момент человечество подошло к такому этапу своего развития, когда использование экстенсивных методов ведения хозяйственной деятельности не только в ряде случаев является экономически невыгодным, но также может повлечь за собой необратимые последствия в экологическом плане.

Ни для кого не секрет, что предприятия металлургического комплекса являются одними из основных потребителей энергоносителей (электроэнергия, природный газ, мазут) и сырья (железные руды, флюсы и прочее). Нерациональная схема использования этих полезных ископаемых может привести к последствиям, упомянутым выше.

Для преодоления обозначенных трудностей в условиях горно-металлургического комплекса Украины, а именно аглодоменного производства, авторы статьи считают необходимым выработку мер технического и технологического характера, направленных прежде всего на рациональное использование природных ресурсов.

Правильность данной позиции подтверждает и «Концепция общегосударственной целевой программы развития промышленности Ук-

раины на период до 2017 года», согласно которой одним из основных векторов развития промышленного комплекса Украины является реализация энергосберегающей модели производства. Эта модель предусматривает существенное сокращение энергоемкости производства (в т.ч. уменьшение потребления природного газа, замена его на альтернативные источники энергии), введение государственного надзора за использованием энергоресурсов и прочих мер, направленных на оптимизацию производственных процессов. Также положения данной концепции предусматривают технологическое совершенствование и техническое перевооружение основных процессов металлургического передела на отечественных предприятиях.

В рамках вышеизложенного авторы статьи считают необходимым дальнейшее совершенствование агломерационного процесса (особенно в условиях украинского горно-металлургического комплекса), приведение его в соответствие с современными стандартами качества продукции и затрат на ее производство.

Одним из основных видов сырья для доменной плавки, наряду с окатышами, является агломерат. К его качеству предъявляется ряд определенных требований: крупность, прочность, основность и т.д. Эти требования изменяются в зависимости от конкретных условий ведения доменной плавки.

Повышение производительности агломерационной машины и улучшение качества агломерата – вот пожалуй основные задачи, требующие решения в ближайшее время.

Проанализируем некоторые факторы, влияющие на производительность агломерационных машин. Во-первых она зависит от эффективности горения твердого топлива в слое агломерируемой шихты. Во-вторых, на эффективность горения топлива большое влияние оказывает газопроницаемость агломерируемого слоя, от которой зависит подвод кислорода в зону горения топлива и удаление продуктов горения из нее. С целью интенсификации процесса спекания применяется ряд технологий, позволяющих повысить газопроницаемость и наряду с этим эффективность горения твердого топлива.

Для вовлечения в процесс агломерации мелкодисперсных материалов (таких как железорудный концентрат) необходимо проведение операции окомкования.

В настоящее время для окомкования железорудного сырья используются несколько типов оборудования. На аглофабриках обычно применяется схема с использованием первичного барабана-смесителя и вторичного барабана-окомкователя, входящих в тракт загрузки шихты.

Наряду с этим существует еще ряд конструкций барабанных окомкователей, с присущими им достоинствами и недостатками.

Первичный барабан-смеситель необходим для смешивания шихтовых материалов, поступающих на агломерацию. Только тщательно смешанная шихта может обеспечить получение агломерата высокого качества. Вторичный барабан-окомкователь служит для окомкования смешанной агломерационной шихты, поступающей из барабана-смесителя. Разделение этих двух технологических операций (смешивания и окомкования) обусловлено тем, что для их осуществления требуются разные условия работы оборудования. Качество смешивания и окомкования обеспечивается длительностью времени пребывания шихты в пространстве барабанов, что влечет за собой необходимость их удлинения. Существенным недостатком данной технологической схемы является недостаточная управляемость процесса, большая инерционность (что связано со значительным количеством материала, находящегося в пространстве окомкователя), большая металлоемкость конструкции (диаметр барабана-смесителя СБ1-3,2x12,5 составляет 3,2 м, а его длина 12,5 м, барабан-окомкователь ОБ5-3,2x12,5 имеет схожие габаритные размеры), высокие производственные и эксплуатационные затраты.

Объединить процессы смешивания и грануляции материалов в одном устройстве, а также улучшить показатели операции окомкования удалось в конусном грануляторе [1]. Но и это устройство имеет ряд недостатков.

Предложенное авторами устройство избавлено от недостатков прототипа и призвано существенно улучшить показатели процесса окомкования.

Для исследования процессов, проходящих при окомковании шихты была создана лабораторная установка, показанная на рисунке 1. Она включает в себя станину 1, на которой смонтировано оборудование, устройство для крепления модели гранулятора, состоящее из прижимного болта 2 и оси с подпорной шайбой 3, шкивов и ременной передачи 5, для передачи от электродвигателя 6 крутящего момента на редуктор 4, железной плиты 7, на которой крепится редуктор и электродвигатель (плита выполнена подвижной для изменения угла наклона модели окомкователя), натяжного ролика 8 и противовеса 9.



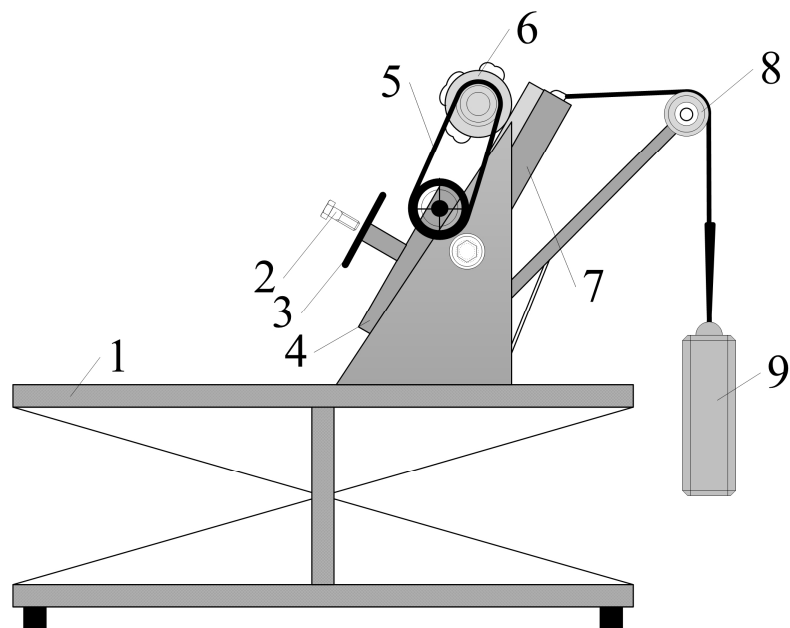


Рисунок 1 – Общий вид лабораторной установки

В зависимости от того, какие исследования нужно проводить в данный момент, на лабораторную установку устанавливается модель цилиндрического или конусного окомкователя. Эти модели показаны на рисунках 2 и 3.

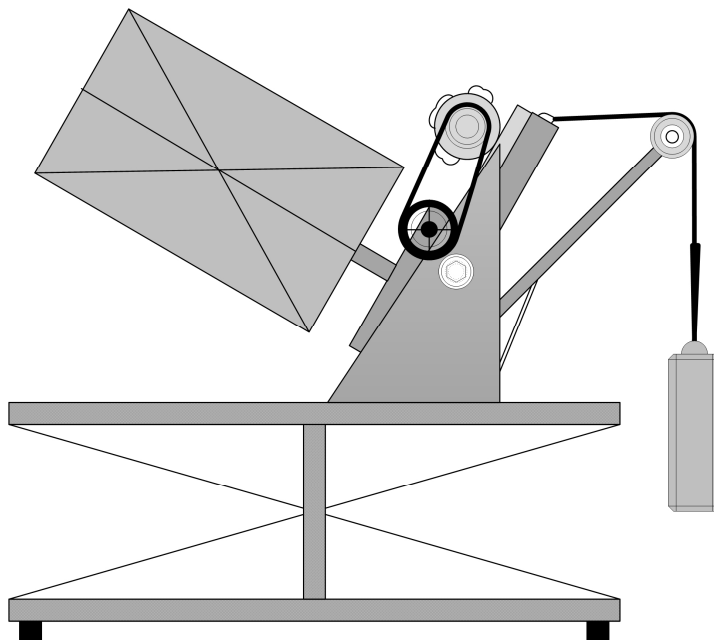


Рисунок 2 – Лабораторная установка с установленной на ней моделью цилиндрического окомкователя

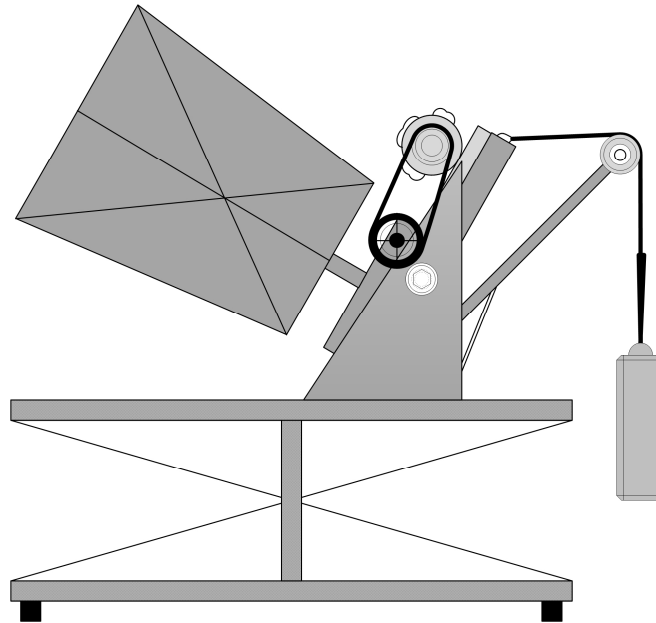


Рисунок 3 - Лабораторная установка с установленной на ней моделью конусного окомкователя

В настоящее время в процессе изготовления находится модель конусного гранулятора с цилиндрической надставкой, схема которой (вместе с лабораторной установкой) приведена на рисунке 4.

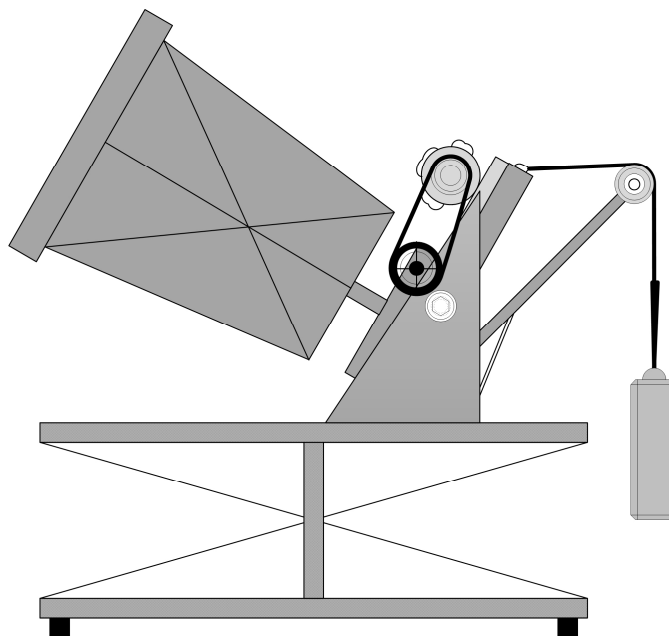


Рисунок 4 - Лабораторная установка с установленной на ней моделью конусного окомкователя с цилиндрической надставкой

Данная модель позволит проводить исследования с накатыванием (в цилиндрической надставке) различных материалов (топливо, флюсы и пр.) на поверхность гранул, образованных в конической части окомкователя.

На данной лабораторной установке была проведена серия опытов с целью уточнения распределения окомковываемых материалов в пространстве цилиндрического и конусного окомкователей.

Методика проведения эксперимента заключалась в следующем: сначала определялась степень заполнения цилиндрического и конусного окомкователей, после чего готовится навеска материалов (железорудный концентрат крупностью  $\leq 1$  мм и агломерат крупностью 1-5 мм в отношении 50/50). Далее в барабане первичного смешивания проводилось смешение материалов и в режиме дискретной загрузки (через каждые 2-5 сек) в работающий барабан-окомкователь загружалась вся партия материала. После стабилизации процесса сегрегации (а здесь мы говорим именно о процессе сегрегации, т.к. материал взят с заранее недостаточным количеством влаги для окомкования), наступление которой определяется визуально, проводился рассев материала по трем зонам (А,В,С) по длине окомкователя L, согласно схеме, приведенной на рисунке 5.

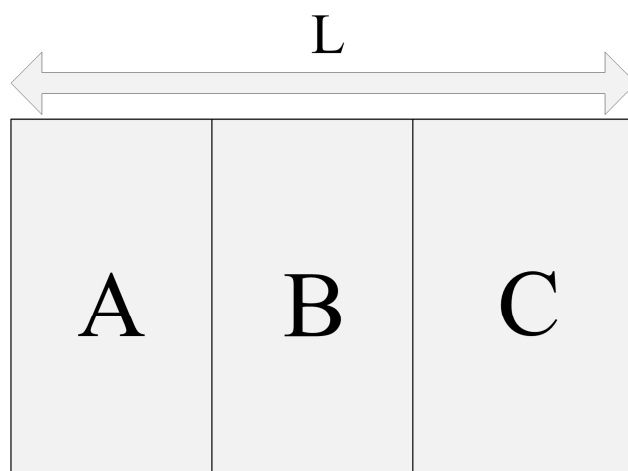


Рисунок 5 – Схематическое изображение зон, из которых отбирались пробы, по длине окомкователя

Зоне А соответствует фронтальная часть модели, зоне В – середина, и зоне С – тыльная часть. Условное деление на зоны отбора проб одинаково как для модели цилиндрического окомкователя, так и для модели конусного.

В таблице 1 приведены данные рассевов, полученных после сегрегации материала в цилиндрическом окомкователе.

Таблица 1 – Результаты рассевов после сегрегации материалов в цилиндрическом окомкователе

Фракция, мм	Масса материала, г	Фронтальная часть, г	Середина, г	Тыльная часть, г	Масса материала после сегрегации, г	Потери, г
1-5	23450	1640	4005	6430	22400	1050
≤ 1		100	3720	6505		

В таблице 2 приведены результаты рассевов, полученных после сегрегации материала в конусном окомкователе.

Таблица 2 – Результаты рассевов после сегрегации материалов в конусном окомкователе

Фракция, мм	Масса материала, г	Фронтальная часть, г	Середина, г	Тыльная часть, г	Масса материала после сегрегации, г	Потери, г
1-5	18048	735	3690	4590	16867	1181
≤ 1		2	2550	5300		

В таблице 3 приведено процентное соотношение распределения окомковываемого материала в пространстве цилиндрического и конусного грануляторов.

Таблица 3 – Результаты рассевов после сегрегации материалов в цилиндрическом и конусном окомкователях, %

Цилиндрический окомкователь			Конусный окомкователь		
Фронт. часть	1-5 мм	≤ 1 мм	Фронт. часть	1-5 мм	≤ 1 мм
	94,3	5,7		99,7	0,3
Середина	1-5 мм	≤ 1 мм	Середина	1-5 мм	≤ 1 мм
	51,8	48,2		59,1	40,9
Тыльная часть	1-5 мм	≤ 1 мм	Тыльная часть	1-5 мм	≤ 1 мм
	49,7	50,3		46,4	53,6

На основе полученных данных можно сделать вывод, что распределение окомковываемого материала в пространстве конусного гранулятора имеет более рациональную картину по сравнению с таковым в пространстве цилиндрического окомкователя. На это указывает процентное соотношение материала крупностью 1-5 мм на выходе из устройств: в цилиндрическом оно равно 94,3%, а в конусном 99,7%. Таким образом на выходе из конусного окомкователя мы практически не наблюдаем неокомкованного концентрата. Вся его масса находится в тыльной части устройства.

В ходе проведенных исследований установлено, что на выходе из конусного окомкователя практически не наблюдается неокомкованного концентрата, в значительной степени повышается качество подготовки шихты к спеканию.

Но, в то же время, очевидна необходимость проведения дальнейших исследований в этом направлении с целью получения более глубокого представления о процессах, происходящих в указанных устройствах.

#### **Библиографический список**

*1. Козачиен В.А. Повышение качества грануляции агломерационной шихты с использованием закономерностей рециркуляционного окомкования: Дис. канд. техн. наук: 05.16.02.–Алчевск, 2008. – 172 с.*

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Петрушовым С.Н.*

*Проценко М.Ю.,  
к.т.н. Эссельбах С.Б.,  
к.т.н. Куберский С.В.,  
к.т.н. Эссельбах В.С.  
(ДонГТУ, Алчевск, Украина)*

## **ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ДУГОВОГО ГЛУБИННОГО ИЗВЛЕЧЕНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ ИЗ ОТХОДОВ ФЕРРОСПЛАВНОГО ПРОИЗВОДСТВА**

*Проведено оцінку впливу енергетичних параметрів процесу ДГВ, температури у зоні відновлення та складу рудно-відновлювальних блоків на ефективність відновлення корисних елементів з шлаку і шламу виробництва силікомарганцю.*

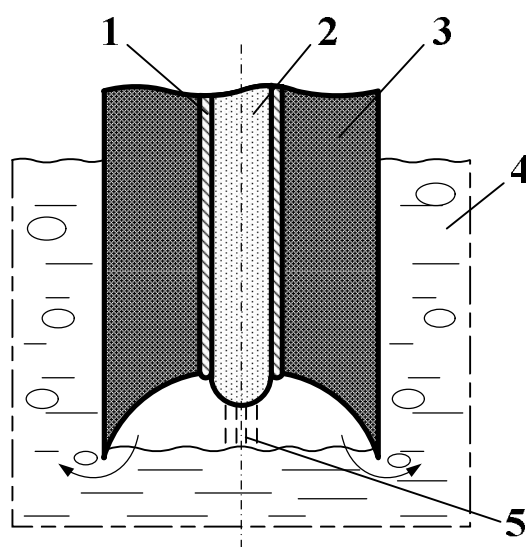
*Ключові слова: дугове глибинне відновлення, дуговий блок, енерговитрати, потужність, температура, ступінь відновлення.*

*Проведена оценка влияния энергетических параметров процесса ДГВ, температуры в зоне восстановления и состава рудно-восстановительных блоков на эффективность восстановления полезных элементов из шлака и шлама производства силикомарганца.*

*Ключевые слова: дуговое глубинное восстановление, дуговой блок, энергозатраты, мощность, температура, степень восстановления.*

В лабораторных условиях кафедры металлургии черных металлов ДонГТУ реализована высокоэффективная технология избирательного извлечения полезных элементов из вторичных металлургических материалов, отвальных шлаков и шламов ферросплавного производства. Извлечение производится методом дугового глубинного восстановления (ДГВ), схема которого представлена на рисунке 1.

Одним из основных преимуществ технологии ДГВ является то, что восстанавливаемые полезные элементы поступают в железоуглеродистый расплав для его рафинирования или легирования, минуя традиционно используемую в металлургии стадию получения ферросплавов. При такой схеме обработки стали или чугуна способ может быть достаточно эффективным, несмотря на присущие ему специфические дополнительные затраты. Поэтому анализ физико-химических условий и параметров новой технологии является весьма актуальным и имеет большое теоретическое и практическое значение.



1 – стальная трубка; 2 – электродная смесь; 3 – рудно-восстановительная часть; 4 – металлический расплав; 5 – столб дуги

Рисунок 1 – Принципиальная схема реализации процесса ДГВ

Целью настоящего исследования является, количественная оценка влияния энергетических параметров процесса ДГВ, начальной температуры расплава и количества восстановителя в составе рудно-восстановительных блоков на степень извлечения элементов из их оксидов и более сложных соединений в ванну железоуглеродистого расплава.

Восстановление полезных элементов из рудно-восстановительного блока (рисунок 1) сопровождается различными физико-химическими явлениями, каждое из которых в процессе ДГВ происходит в специфических условиях. Это химические реакции, тепломассообмен, гидро- и газодинамика, электрохимические эффекты, существенно зависящие от механических свойств самого дугового блока и его физических свойств, а также свойств и параметров окружающего расплава.

Особенности тепломассообменных явлений в ограниченном пространстве дугового узла (рисунок 1) оценивали на конкретном примере извлечения марганца из отвального шлака плавки силикомарганца химический состав которого представлен в таблице 1.

Из шлака с добавкой магнезии, графита и жидкого стекла формировали рудно-восстановительную смесь и изготавливали расходный блок. При формировании рудно-восстановительной смеси доля шлака составляла 0,71, графита 0,21, а жидкого стекла 0,08. Состав составляющих рудной части восстановительных блоков представлен в таблице 2.

Таблица 1 – Химический состав отвального шлака плавки силикомарганца

Материал	Содержание компонентов, %								
	MgO	MnO	SiO <sub>2</sub>	CaO	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	S	P <sub>2</sub> O <sub>5</sub>	прочие
Исходный шлак	4,74	19,80	41,50	14,90	8,74	1,91	0,52	0,019	7,87
Шлак после добавки MgO*	14,20	17,55	37,18	13,74	7,75	1,69	0,46	0,017	7,41

\*MgO – вводится в рудную часть с целью повышения ее основности и температуры плавления (доля MgO в смеси составила 11,38 %).

Таблица 2 – Химический состав рудной части восстановительных локов и используемых для ее изготовления материалов

Материал	Доля вносимых компонентов, % по массе						
	C	MnO	SiO <sub>2</sub>	CaO	MgO	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	прочие
Шлак	–	12,46	26,40	9,76	10,08	5,50	6,80
Графит	20,80	–	–	–	–	–	0,20
Жидкое стекло	–	–	2,94	–	–	–	1,00
Рудная часть блока:							
до сушки**	20,80	12,46	29,34	9,76	10,08	5,50	8,00
после сушки	21,68	12,99	30,58	10,17	10,50	5,73	8,34

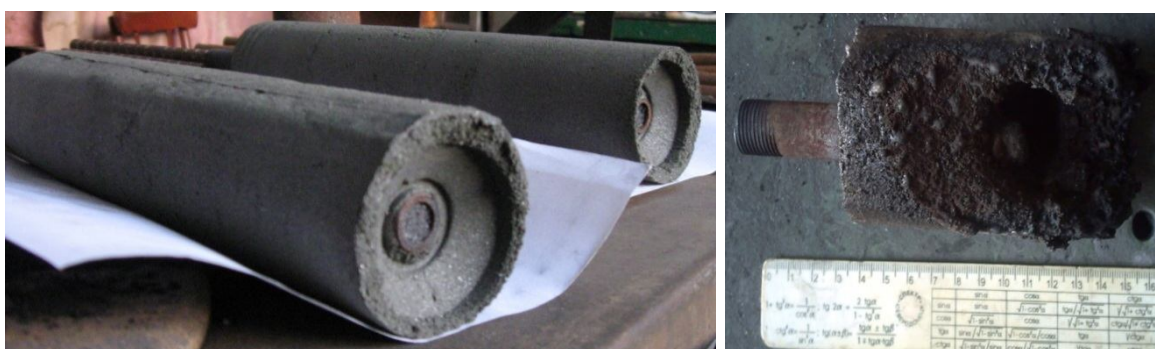
\*\* В жидком стекле, а следовательно и в блоке до сушки еще содержится 4,06 % влаги.

При анализе параметров процесса допускалось, что все оксиды шлака, кроме MgO, находятся в связанном состоянии.

Готовый блок и его огарок (после обработки расплава) показаны на рисунке 2. Обработка расплава чугуна данным блоком обогреваемым электрической дугой по схеме представленной на рисунке 1 производилась в тигле индукционной печи при отключенном индукторе. Масса чугуна в тигле составляла 30 кг. Количество восстановленных из блока элементов определяли по изменению химического состава проб чугуна, отобранных до и после обработки дуговым блоком. При сжигании блока в данном эксперименте на дугу подавали постоянный ток 300 А, потребляемая мощность составляла 7,813 кВт, а длительность обработки 405 с. В данном случае, согласно проведенного анализа химического



состава проб, было установлено, что содержание марганца увеличилось на 26,48 г (25,63 г восстановилось из рудно-восстановительной смеси и 0,85 г перешло из стальной трубки токоподводящего электрода), а кремния на 5,89 г (5,74 г восстановилось из рудно-восстановительной смеси и 0,15 г перешло из стальной трубки токоподводящего электрода). Количество восстановленного из шлака марганца и кремния составило 0,47 и 0,21 моля соответственно. Количество израсходованного в ходе эксперимента материала блока составило 901 г, в том числе рудной части (смесь силикомарганцевого шлака с магнезитом) 644 г, жидкого стекла 70 г и восстановителя (углерода) 187 г. Полученные объективные сведения по каждому из конкретных экспериментов позволяют провести количественный анализ физико-химических явлений, сопровождающих технологический процесс ДГВ.



а)

б)

Рисунок 2 – Исходный рудно-восстановительный блок (а) и его огарок (б) после процесса ДГВ

На основании данных полученных в ходе лабораторного эксперимента можно провести анализ протекающих при дуговом глубинном восстановлении химических реакций и энергетического баланса процесса.

Расход электроэнергии (тепла) в ходе эксперимента составил

$$Q_{\Sigma} = N \cdot \tau = \frac{7,813 \cdot 405}{3600} = 0,879 \text{ кВт} \cdot \text{ч} \text{ (756 ккал или 180 кДж)},$$

где  $Q_{\Sigma}$  – суммарный расход тепла на эксперимент, кВт·ч, (ккал);

$N$  – средняя за время эксперимента мощность подводимая на дугу, кВт;

$\tau$  – время обработки, ч.

Ранее было установлено [1], что из подведенной в зону дуги теплоты 25 % расходуется на расплавление и разрушение материала электрода, 30 – 35 % идет на разогрев дугового блока и восстановление из него элементов, а остальные 40 – 45 % теплоты расходуются на нагрев металлической ванны.

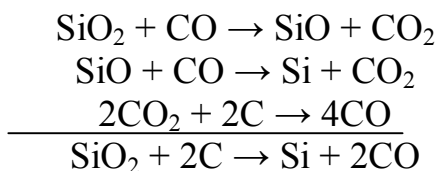
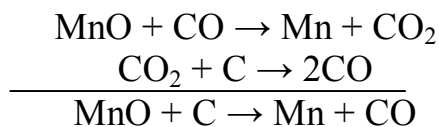
В соответствии с таблицей 2 рудная часть блока содержит 12,99 % оксида марганца (10,06 % марганца). Тогда, количество марганца в израсходованной части блока составит

$$901 \cdot 0,1006 = 90,64 \text{ г или } 1,65 \text{ моля.}$$

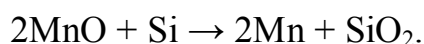
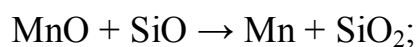
Таким образом, количество восстановленного марганца составит 0,47 моля, или 28,5 %.

Содержание кремния в рудной части составляет 128,58 г (4,6 моля), а восстановилось 0,21 моля или 4,6 %.

В соответствии с величиной изменения изобарно-изотермического потенциала, восстановление марганца и кремния из их оксидов углеродом начинается при температурах 1400 °С и 1640 °С соответственно, через газовую фазу по схемам [2]



Анализ параметров процесса свидетельствует о том, что в системе нет недостатка в СО и С (их активности равны  $a_C = 1$ ,  $p_{CO} = 1$ ). Если восстановление происходит из силикатов марганца ( $2\text{MnO} \cdot \text{SiO}_2$  и  $\text{MnO} \cdot \text{SiO}_2$ ), то отношение молей восстановленных Мп и Si должно составлять от 2 до 1. В действительности это отношение в рассматриваемом случае составляет  $0,47/0,21=2,23$ . Это свидетельствует о преимущественном восстановлении марганца, как более легко восстанавливаемого элемента, углеродом, или восстанавливаемым параллельно кремнием по схемам



Термодинамическая вероятность протекания этих процессов достаточно высока.

Подводимое на дугу тепло расходуется на следующие процессы:

– нагрев материала блока до температуры, превышающей температуру начала восстановления, извлекаемого способом ДГВ элемента. В данном эксперименте имело место восстановление марганца и кремния. Следовательно, температура нагрева материала блока должна быть не менее 1640 °С. Расход тепла в этом случае составит

$$Q_{н.б.} = C_{см} \cdot M_{бл} \cdot \Delta t = 0,25 \cdot 0,9 \cdot 1620 = 365 \text{ ккал (87 кДж)},$$

где  $Q_{н.б.}$  – расход тепла для нагрева блока до определенной температуры, ккал;

$C_{см}$  – теплоемкость смеси, ккал/кг·град.;

$M_{бл}$  – масса израсходованной части блока, кг;

$\Delta t$  – разность между начальной температурой материала блока (принята 20 °С) и необходимой, град.

– расплавление шлаковой составляющей блока

$$Q_{распл.шл.} = Q_{шл} \cdot M_{шл} = 50 \cdot 0,714 = 36 \text{ ккал (8,6 кДж)},$$

где  $Q_{распл.шл.}$  – тепло необходимое на расплавление шлаковой составляющей блока, ккал;

$Q_{шл}$  – удельная теплота плавления шлака, ккал/кг;

$M_{шл}$  – масса шлака в рудной части блока, кг.

– восстановление 0,47 моля Mn

$$Q_{восст.Mn} = \Delta H_{Mn} \cdot m_{Mn} = 66 \cdot 0,47 = 31 \text{ ккал (7,4 кДж)},$$

где  $\Delta H_{Mn}$  – удельная теплота восстановления марганца, ккал/моль;

$m_{Mn}$  – количество восстановленного марганца, моль.

– восстановление 0,21 моля Si

$$Q_{восст.Si} = \Delta H_{Si} \cdot m_{Si} = 164 \cdot 0,21 = 34 \text{ ккал (8,1 кДж)},$$

где  $\Delta H_{Si}$  – удельная теплота восстановления кремния, ккал/моль;

$m_{Si}$  – количество восстановленного кремния, моль.

Общий расход тепла на нагрев блока до требуемой температуры, расплавление шлаковой его составляющей и восстановительные процессы составит

$$Q_{\text{общ}} = Q_{\text{н.б.}} + Q_{\text{распл.шл}} + Q_{\text{восст.Мn}} + Q_{\text{восст.Сi}} = 365 + 36 + 31 + 34 = 466 \text{ ккал (111 кДж)}$$

Это составляет  $466/756 \approx 61\%$  от общего количества тепла затраченного в ходе обработки, и практически в 2 раза превышает величину, полученную в работе [1]. Такой характер затрат тепла можно объяснить невысокой мощностью подводимой на дугу в ходе данного эксперимента и высокой температурой расплава. Работа на невысокой мощности способствует снижению скорости расходования токоподводящего электрода и рудной части блока, а следовательно увеличивает время пребывания ее в зоне высоких температур и вероятность прогрева смеси до температуры карботермического восстановления элементов. Представленные на рисунке 3 результаты подтверждают снижение степени извлечения марганца при увеличении мощности подводимой на дугу при переработке шлама и шлака силикомарганцевого производства.

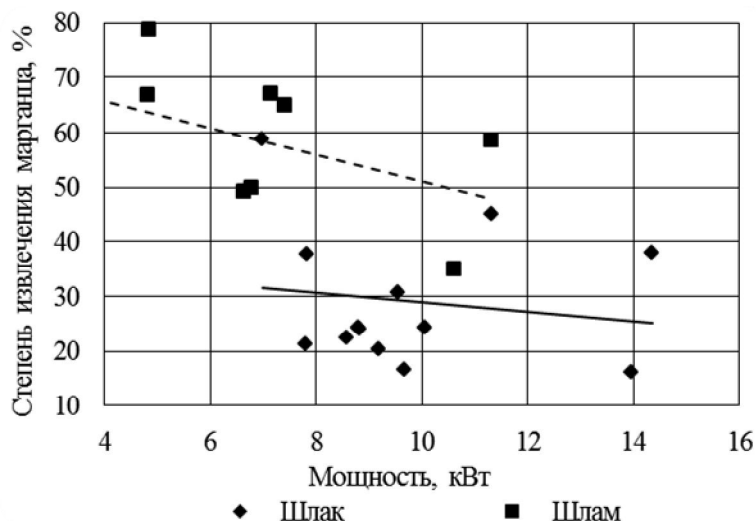


Рисунок 3 – Характер изменения степени извлечения марганца от величины мощности подводимой на дугу

Для увеличения степени извлечения марганца необходимо добиться большего усвоения блоком тепла подводимого в зону карботермического восстановления. Кроме 401 ккал (95,7 кДж), затрачиваемых на разогрев и расплавление шлака, нужно дополнительно затратить тепло на восстановление всего количества марганца и кремния, содержащихся в

рудно-восстановительном блоке (по 1,65 моля каждого). Это составит  $1,65 \cdot (66 + 164) = 380$  ккал (90,7 кДж) вместо полученных в рассматриваемом эксперименте 65 ккал (15,5 кДж). Если же ставить задачу восстановления только марганца, то необходимо процесс организовать таким образом, чтобы температура на реакционной поверхности каверны дугового блока не превышала 1450-1500 °С, т.е. была, ниже температуры углеретмического восстановления кремния. В этом случае необходимые энергозатраты будут значительно меньшими (восстановление только 1,65 моля марганца) и составят  $1,65 \cdot 66 = 109$  ккал (26 кДж).

Таким образом, для восстановления всего количества марганца и кремния необходимо затратить  $(401 + 380) / 0,9 \approx 868$  ккал/кг материала блока (полезно использованное тепло), а необходимые энергетические затраты на весь процесс ДГВ, для рассматриваемого случая, должны быть  $868 / 0,61 = 1423$  ккал (339,6 кДж) или 1,654 кВт·ч/кг рудной части блока.

Полученные результаты показывают, что для условий рассмотренного эксперимента количество затраченной энергии было практически в 2 раза меньше необходимого, а данные рисунка 4 свидетельствуют об увеличении степени извлечения марганца с ростом затрат электроэнергии на процесс.

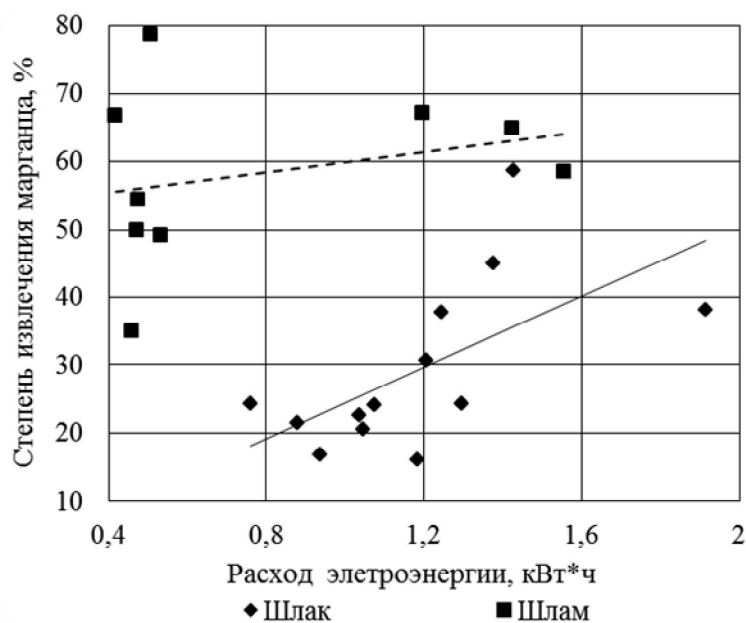


Рисунок 4 – Характер изменения степени извлечения марганца от затрат электроэнергии на процесс

Возвращаясь к данным представленным на рисунке 3 необходимо отметить, что снижении величины мощности подводимой на дугу не яв-

ляется фактором, способствующим повышению эффективности дугового глубинного восстановления примесей. Снижение мощности будет способствовать уменьшению энергозатрат, а это в свою очередь согласно рисунка 4 негативно сказывается на степени извлечения марганца.

Наиболее эффективным способом оптимизации параметров обработки является снижение скорости расходования токоподводящих электродов и рудной части блока за счет изменения их химического состава и увеличения размеров соответственно. В этом случае подводимая к электроду мощность (и расходуемая электроэнергия) будет использоваться более эффективно в результате увеличения удельного ее расхода на прогрев рудной части блока, расплавление шлака, восстановление элементов и нагрев обрабатываемого металла.

В ходе отдельных экспериментов извлечение марганца в расплав при использовании шлама составляло 80 %, а шлака практически 60%, что соответственно способствовало значительному увеличению эффективности процесса и улучшению технико-экономических показателей технологии.

Проведенный анализ свидетельствует о возможности увеличения степени извлечения марганца и других элементов путем регулирования энергетических параметров глубинной обработки расплавов дуговыми блоками в зависимости от количества примесей, которые необходимо восстановить в расплав.

При извлечении марганца и попутно кремния из отвальных шлаков производства силикомарганца в железоуглеродистый расплав восстановлению подлежит порядка 1,5 – 2 моля марганца и примерно столько же восстановится кремния на 1 кг рудной части блока. Для этого по стехиометрии потребуется с некоторым избытком 4 – 5 моля углерода, т. е.  $\approx 60$  г в 1 кг рудно-восстановительной смеси, из которой сделан блок. В рассматриваемом примере в 1 кг смеси содержалось более 200 г углерода. Избыток углерода играет в процессе ДГВ как положительную, так и отрицательную роль. Положительное влияние углерода в смеси заключается в том, что как тугоплавкая добавка он способствует повышению температуры плавления смеси на реакционной поверхности блока и обеспечивает протекание восстановительных реакций. Отрицательное влияние избытка углерода в том, что обедняется восстанавливаемыми элементами рудно-восстановительная смесь, т. к. больший объем занимает углерод. К тому же углерод повышает тепло- и электропроводность материала блока, способствуя тем самым понижению температуры на реакционной поверхности, а также утечке сварочного тока через материал блока. Отмечаем, что избыток углерода в рассматриваемом примере не был оптимальным (таблица 2). Избыток углерода в материале дугового блока вызывает насыщение углеродом окружаю-

щего расплава, что нежелательно. Mg, Ca и Al карботермическим процессом восстанавливаются при температурах значительно превышающих температуру восстановления марганца, и вводить в состав блока избыток углерода на их восстановление нет необходимости (при восстановлении марганца такие температуры технологически не оправданы, а следовательно и восстановление этих элементов происходить не будет).

По мере освобождения шлаковой составляющей дугового блока от силикатов марганца температура ее плавления повышается от первоначальной  $\approx 1200$  °C до  $1400 - 1440$  °C (рисунок 5). Это положительно сказывается на ходе восстановительных реакций вследствие повышения температуры в поверхностных слоях материала блока, обращенных к источнику тепла и повышения вероятности достижения в них необходимой температуры восстановления до момента расплавления шлака и стекания его с поверхности реакционной каверны расположенной в торце блока.

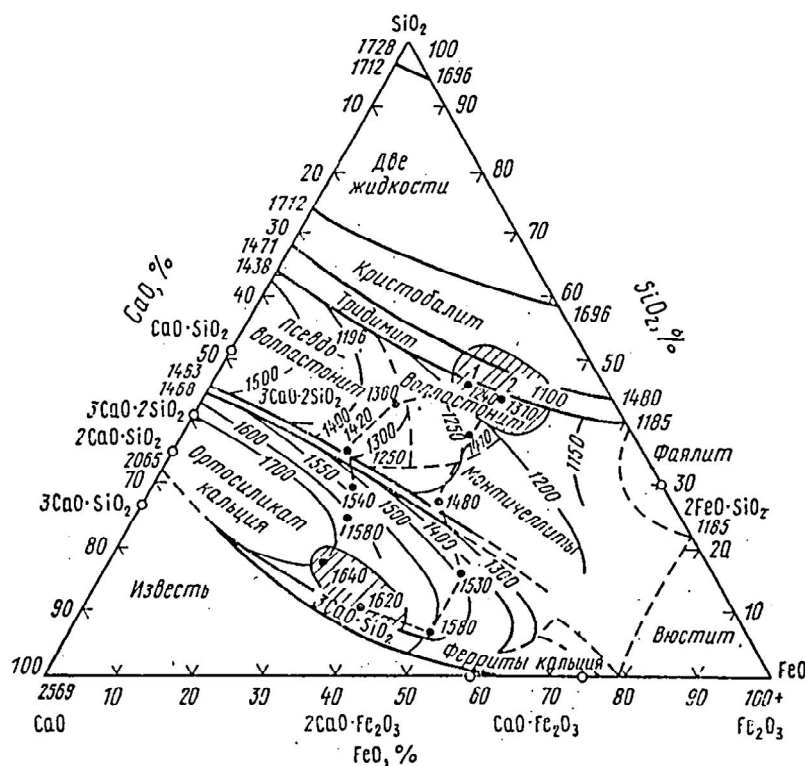


Рисунок 5 – Квазитройная система  
 $(CaO) + (MgO) - (FeO) + (MnO) - (SiO_2) + (Al_2O_3)$

Кроме того, положительную роль в повышении температуры плавления рудно-восстановительной части блока может играть введение

в его состав основных оксидов (CaO, MgO) способствующих также повышению основности восстановительной смеси и протеканию реакций замещения оксида марганца оксидами кальция и магния в составе имеющихся в системе силикатов.

Существенное значение имеет температура окружающего расплава. Если температура расплава ниже  $1400^{\circ}\text{C}$  (теоретическая температура восстановления марганца углеродом), то восстановленный марганец может опять окислиться оксидом углерода [2].

Таким образом, для повышения эффективности процесса дугового глубинного легирования металлических расплавов необходимо предварительно рассчитывать энергетические параметры обработки по предложенной в данной работе методике. Оптимальными, при восстановлении марганца из отвального шлака силикомарганца в чугуна, следует считать температуру в реакционной зоне не менее  $1450^{\circ}\text{C}$  и содержание углерода в материале блока  $6,5 - 7\%$  по массе.

Дальнейшие исследования будут направлены на изучение влияния состава рудно-восстановительной смеси на степень извлечения легирующих элементов и эффективность процесса дугового легирования металла.

#### **Библиографический список**

1. Проценко М.Ю. Анализ температурных и энергетических параметров процесса дугового глубинного восстановления элементов / М.Ю. Проценко, С.Б. Эссельбах, С.В. Куберский, В.С. Эссельбах, Е.В. Штепан. – Сборник научных трудов ДонГТУ. – Алчевск: ДонГТУ, 2010. - Вып. № 32. – С. 261 – 270.

2. Казачков Е.А. Расчеты по теории металлургических процессов / Е.А. Казачков. – М.: Металлургия, 1988. - 288 с.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Петрушовым С.Н.*



*Кузнецов Д.Ю.,  
к.т.н. Куберский С.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина),  
Ямполь А.И.  
(ОАО «Алчевский металлургический комбинат»,  
г. Алчевск, Украина)*

## РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ ВНЕПЕЧНОЙ ОБРАБОТКИ АВТОЛИСТОВЫХ СТАЛЕЙ С УДАЛЕНИЕМ КРЕМНИЯ

*Проаналізовані технологічні ситуації, які можуть мати місце при позапічній обробці автолистових сталей на установці ківш-піч із застосуванням технології видалення кремнію шляхом ініціації процесу силікотермії магнію.*

**Ключові слова:** автолистовая сталь, кремний, оксид магнію, дуговой нагрів, шлак, силікотермія.

*Проанализированы технологические ситуации, которые могут иметь место при внепечной обработке автолистовых сталей на установке ковш-печь с применением технологии удаления кремния путем инициации процесса силикотермии магния.*

**Ключевые слова:** автолистовая сталь, кремний, оксид магния, дуговой нагрев, шлак, силикотермия.

Обеспечение заданного содержания кремния в автолистовых сталях является достаточно актуальной и непростой задачей.

В последние годы с целью предотвращения восстановления кремния из SiO<sub>2</sub> шлака при производстве бескремнистых низкоуглеродистых марок стали разрабатываются новые технологии рафинирования металла на установке ковш-печь (УКП) [1,2]. Однако на сегодняшний день данная проблема остается актуальной, и требуются дополнительные исследования для дальнейшего ее решения.

На основании ранее проведенных исследований в условиях кислородно-конвертерного цеха ОАО «Алчевский металлургический комбинат» (ОАО «АМК») (проведение планированного двухфакторного эксперимента) была получена зависимость уменьшения содержания кремния в стали от расхода оксида магния и длительности дугового нагрева металла, имеющая вид

$$\Delta Si = -0,0025 + 1,1305 \cdot 10^{-5} \cdot M_{MgO} + 0,0009 \cdot \tau_H - 9,5208 \cdot 10^{-8} \cdot M_{MgO}^2 - 0,0001 \cdot \tau_H^2 + 9,25 \cdot 10^{-6} \cdot M_{MgO} \cdot \tau_H, \quad (1)$$

где  $\Delta Si$  – количество удаляемого кремния, %;

$M_{MgO}$  – масса расходуемого оксида магния, кг;

$\tau_H$  – время электродугового нагрева металла, мин.

Основной целью настоящих исследований была оценка эффективности применения полученной зависимости в производственных условиях и разработка технологии обеспечения заданного содержания кремния в автолистовых сталях типа SAE 1006 для различных условий обработки на УКП. Были проанализированы три наиболее актуальных технологических ситуации.

Первая ситуация имеет место, когда технолог УКП ограничен в выборе количества MgO-содержащего материала, которое можно ввести в шлак, и длительностью нагрева, который необходимо провести после присадки MgO для обеспечения температурных условий протекания процесса силикотермии. Требуется определить количество кремния, которое может быть удалено из металла при заданных условиях.

Для определения количества MgO-содержащего материала, которое необходимо ввести в шлак, нужно знать химический состав шлака и его массу. Пробы шлака на химический анализ отбираются по ходу внепечной обработки, поэтому данные о химическом составе шлака (а конкретно о содержании в нем MgO) всегда есть к тому времени, когда требуется ввод дополнительного количества оксида магния. Масса шлака может быть определена с достаточной для производственных условий точностью по формуле:

$$M_{шл} = \pi \cdot R^2 \cdot H \cdot \rho_{шл}, \quad (2)$$

где  $R$  – радиус сталеразливочного ковша по шлаковому поясу (1,65 м);

$H$  – толщина шлака в ковше, м (обычно определяется намораживанием шлака на кислородную трубку);

$\rho_{шл}$  – плотность шлака, кг/м<sup>3</sup> (может быть оценена по литературным данным исходя из химического состава шлака).

Для большей точности в определении массы ковшевого шлака необходимо проводить автоматизированный расчет, основанный на данных о количестве присаживаемых в ковш материалов, угаре раскислителей и легирующих и износе футеровки ковша с момента начала выпуска стали из конвертера.

Если в среднем масса шлака в конце обработки стали составляет 6,5 т, а содержание MgO в шлаке 5,5% (357,5 кг), то без ухудшения рафинировочных свойств шлака можно добавить оксида магния до его содержания около 8%:  $M_{MgO} = (357,5 \times 8 / 5,5) - 357,5 = 162,5$  кг.

Поскольку восстановление кремния происходит в конце обработки плавки на УКП [3], то время на проведение процесса силикотермии магния (т.е. длительность дугового нагрева после присадки MgO-содержащего материала) перед отдачей ковша для разливки на машине непрерывного литья заготовок в большинстве случаев ограничено. По предварительным оценкам  $\tau_n$  составляет  $5 \div 10$  мин. Заданная средняя величиной  $\tau_n = 7,5$  мин.

Пользуясь полученной зависимостью (1) определим количество кремния, которое можно удалить из металла при заданных условиях:

$$\Delta Si = -0,0025 + 1,1205 \cdot 10^{-5} \cdot 162,5 + 0,0009 \cdot 7,5 - 9,5208 \cdot 10^{-8} \cdot 162,5^2 - 0,0001 \cdot 7,5^2 + 9,25 \cdot 10^{-6} \cdot 162,5 \cdot 7,5 = 0,0092\%$$

Таким образом, для указанных технологических условий максимальное содержание кремния, при котором процесс силикотермии позволит избежать отбраковки металла марки 1006 по содержанию кремния, составляет:  $[Si] = 0,0250 + 0,0092 = 0,0342\%$ .

Во втором случае технолог УКП может быть ограничен в выборе длительности дугового нагрева, который необходимо провести после присадки MgO для обеспечения температурных условий протекания процесса силикотермии, при этом требуется удалить из металла определенное количество кремния. Необходимо определить оптимальное количество MgO-содержащего материала, которое можно ввести в шлак, при условии, что это количество изначально не ограничивается. Такая ситуация может иметь место в конце внепечной обработки, когда шлак уже выполнил свои рафинировочные функции и количество вводимого оксида магния не ограничивается физико-химическими свойствами шлака.

Количество кремния, которое необходимо удалить из металла, определяется по данным химического анализа проб металла, которые отбираются по ходу всей обработки металла на УКП. Рассмотрим стандартную ситуацию, когда по полученному анализу пробы металла содержание кремния в стали марки 1006 составляет 0,0300%, т.е. на 0,0050% выше допустимого предела. Необходимо снизить содержание кремния в стали с некоторым запасом, поэтому принимаем величину  $\Delta[Si] = 0,0100\%$ , тогда по завершению процесса силикотермии в металле должно быть  $[Si] = 0,0200\%$ .

Аналогично первой ситуации зададимся величиной длительности дугового нагрева  $\tau_n = 7,5$  мин.

Проведем расчет величины снижения содержания кремния в стали при различных значениях массы присадок MgO в интервале 140 ÷ 470 кг (таблица 1). По полученным данным построена графическая зависимость (рисунок 1).

Таблица 1 – Изменение содержания кремния в стали в зависимости от массы присаживаемого MgO

№ п/п	$M_{MgO}$ , кг	$\tau_n$ , мин.	$\Delta [Si]$ , %
1	140	7,5	0,0080
2	170	7,5	0,0096
3	200	7,5	0,0109
4	230	7,5	0,0121
5	260	7,5	0,0131
6	290	7,5	0,0140
7	320	7,5	0,0147
8	350	7,5	0,0152
9	380	7,5	0,0155
10	410	7,5	0,0157
11	440	7,5	0,0157
12	470	7,5	0,0155

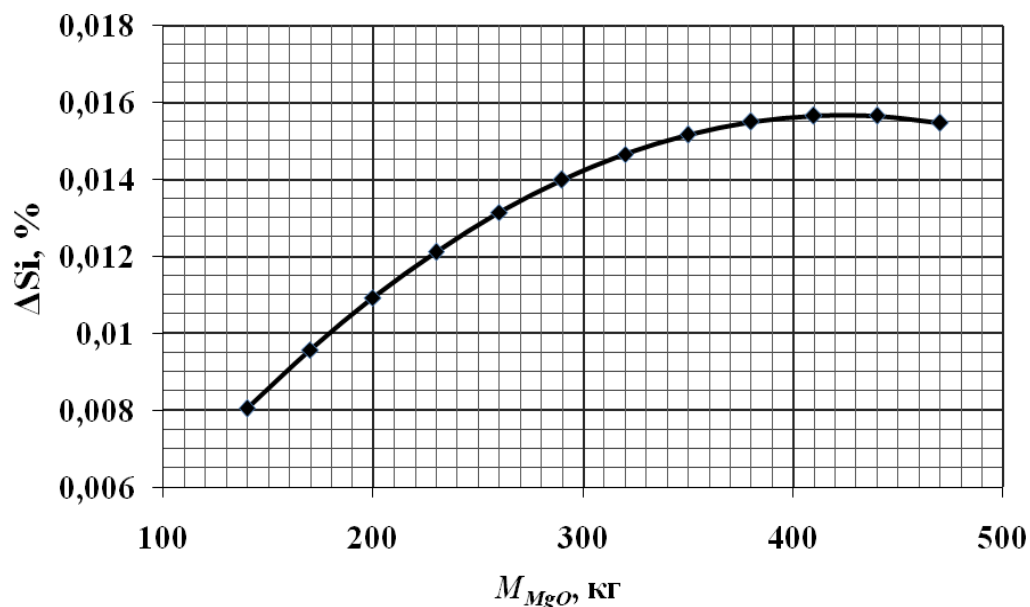


Рисунок 1 – Зависимость изменения содержания кремния в стали от массы присаживаемого MgO

Как видно из таблицы и рисунка 2, необходимое значение снижения содержания кремния в стали соответствует промежутку расхода оксида магния между 170 и 200 кг. Для определения точного значения массы присадки MgO выражаем величину  $M_{MgO}$  из уравнения (1), тогда для заданных условий  $M_{MgO} = 179,0$  кг.

Также по результатам расчета, приведенным в таблице 1, необходимо отметить, что с увеличением расхода MgO более 430 кг содержание кремния в металле начинает расти. Это свидетельствует о том, что процессы восстановления кремния начинают превалировать над процессом силикотермии, что в свою очередь подтверждает необходимость корректировать между собой расход MgO и длительность дугового нагрева.

В третьей ситуации технолог У КП может быть ограничен в выборе количества MgO-содержащего материала, которое можно ввести в шлак, при этом требуется удалить из металла определенное количество кремния. Необходимо определить  $\tau_n$  при условии, что процесс силикотермии не ограничен во времени проведения дугового нагрева после присадки MgO.

Аналогично предыдущим ситуациям зададимся массой вводимого в шлак оксида магния  $M_{MgO} = 162,5$  кг и количеством кремния, которое необходимо удалить,  $\Delta[Si] = 0,0100\%$ .

Проведем расчет величины снижения содержания кремния в стали при различных значениях длительности дугового нагрева в интервале 5 ÷ 14 мин. (таблица 2). По полученным данным построена графическая зависимость (рисунок 2).

Таблица 2 – Изменение содержания кремния в стали в зависимости от длительности дугового нагрева

№ п/п	$M_{MgO}$ , кг	$\tau_n$ , мин.	$\Delta [Si]$ , %
1	162,5	5	0,0063
2	162,5	6	0,0076
3	162,5	7	0,0087
4	162,5	8	0,0096
5	162,5	9	0,0103
6	162,5	10	0,0108
7	162,5	11	0,0111
8	162,5	12	0,0112
9	162,5	13	0,0111
10	162,5	14	0,0108

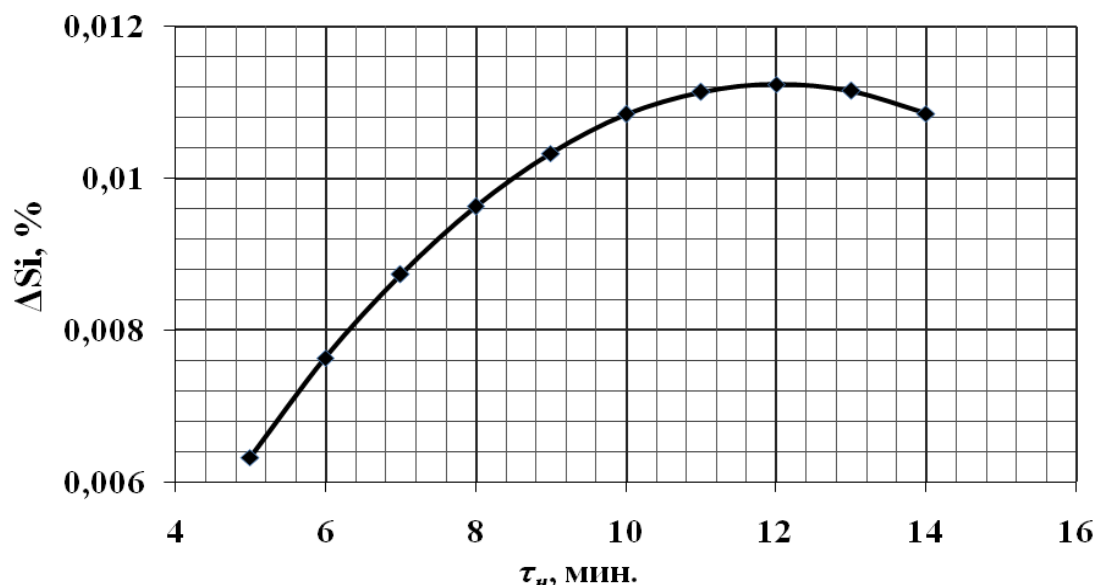


Рисунок 2 – Зависимость изменения содержания кремния в стали в зависимости от длительности дугового нагрева

Как видно из таблицы и рисунка 2, необходимое значение снижения содержания кремния в стали соответствует промежутку времени между 8-й и 9-й минутами. Для определения точного значения длительности нагрева выражаем величину  $\tau_n$  из уравнения (1), тогда для заданных условий  $\tau_n = 8,49$  мин.

Как и в предыдущем случае, с дальнейшим изменением задаваемого параметра содержание кремния в металле будет снова расти. При значениях длительности дугового нагрева более 12 мин. эффективность процесса силикотермии по сравнению с процессами алюмо- и карботермии кремния будет снижаться.

Таким образом, в результате проведенного анализа характерных для ОАО «АМК» производственных ситуаций, возникающих при производстве автолистовых сталей, были определены зависимости: изменения содержания кремния в стали от количества присаживаемого оксида магния и длительности дугового нагрева; длительности дугового нагрева от количества присаживаемого оксида магния и количества кремния, которое требуется удалить; количества присаживаемого оксида магния от количества кремния, которое требуется удалить, и длительности дугового нагрева. Полученные зависимости были предложены для использования в технологии производства бескремнистых сталей.

В качестве дальнейшего развития данной работы предусмотрена разработка математической модели для автоматизированных систем управления процессом внепечной обработки, позволяющих на основе

расчета указанных выше величин определить оптимальные параметры технологического процесса в производственных условиях.

### **Библиографический список**

1. Валиахметов А.Х. Особенности изменения содержания кремния в малоуглеродистой стали во время ковшевой обработки / А.Х. Валиахметов, В.А. Бигеев, А.А. Степанов, С.А. Самойлин // *Сталь*. – 2004. – №7. – С. 22-23.

2. Писмарев К.Е. Особенности технологии производства стали для непрерывной разливки в условиях ОАО «Алчевский металлургический комбинат» / К.Е. Писмарев, В.В. Акулов, С.А. Сбитнев, А.А. Бросев, А.В. Лукьянов // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2006. – №8. – С. 30-33.

3. Кузнецов Д.Ю. Баланс кремния и обеспечение его заданного содержания в непрерывнолитой автолистовой стали / Д.Ю. Кузнецов, С.В. Куберский, А.И. Ямполь, К.В. Винник // *50 лет непрерывной разливки стали в Украине: Сб. научн. тр. под ред. Д.А. Дюдкина, А.Н. Смирнова*. – Донецк: ДонНТУ, 2010. - С. 337-345.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Петрушовым С.Н.*

*Максаев Е.Н., Мухин Е. В.  
(ОАО «Алчевский металлургический комбинат»,  
г. Алчевск, Украина),  
к.т.н. Куберский С.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ПОВЫШЕНИЕ КАЧЕСТВА НЕПРЕРЫВНОЛИТЫХ СЛЯБОВ АВТОЛИСТОВЫХ СТАЛЕЙ**

*Встановлено імовірні причини порушення геометрії вузьких граней безперервнолитих слябів автолистових сталей обумовленої нерівномірним охолодженням по периметру поперечного перерізу сляба, а саме – переохолодженням кутів відносно граней заготовки.*

**Ключові слова:** автолистовая сталь, безперервнолитий сляб, дефекти, випинання, коринка, нерівномірне охолодження.

*Установлены вероятные причины нарушения геометрии узких граней непрерывнолитых слябов автолистовых сталей обусловленной неравномерным охлаждением по периметру поперечного сечения сляба, а именно – переохлаждением углов относительно граней заготовки.*

**Ключевые слова:** автолистовая сталь, непрерывнолитой сляб, дефекты, выпучивание, корочка, неравномерное охлаждение.

Одним из наиболее актуальных вопросов процесса непрерывной разливки, в значительной степени определяющим конкурентоспособность металлопродукции, является качество заготовок отливаемых на МНЛЗ различного типа.

В настоящее время при разливке на двухручьевых слябовых МНЛЗ ОАО «Алчевский металлургический комбинат» (ОАО «АМК») низкокремнистых марок сталей ([Si] до 0,03%) с содержанием углерода 0,02 – 0,12 % на верхних пределах скоростей разливки ( $V=1,3 - 1,4$  м/мин) существует сложность получения качественной геометрии слябов, при выполнении технологических рекомендаций предоставленных компанией VAI, для толщины заготовки 250 мм. Основной вид дефекта – выпучивание узких граней (рис.1) и значительная разность в ширине сляба по длине технологической оси при изменении скорости разливки. Отмеченный дефект представлен на рисунке 1 для сляба из стали марки 1006, сечением 250×1250 мм, отлитого при скорости 1,4 м/мин и температуре металла в промковше 1562 °С. Настройка ширины низа кристал-



лизатора на данной плавке была 1240 мм, а ширина остывшего сляба составила 1270 мм.

Максимальная кривизна узкой грани достигает  $\varepsilon = 25$  мм.

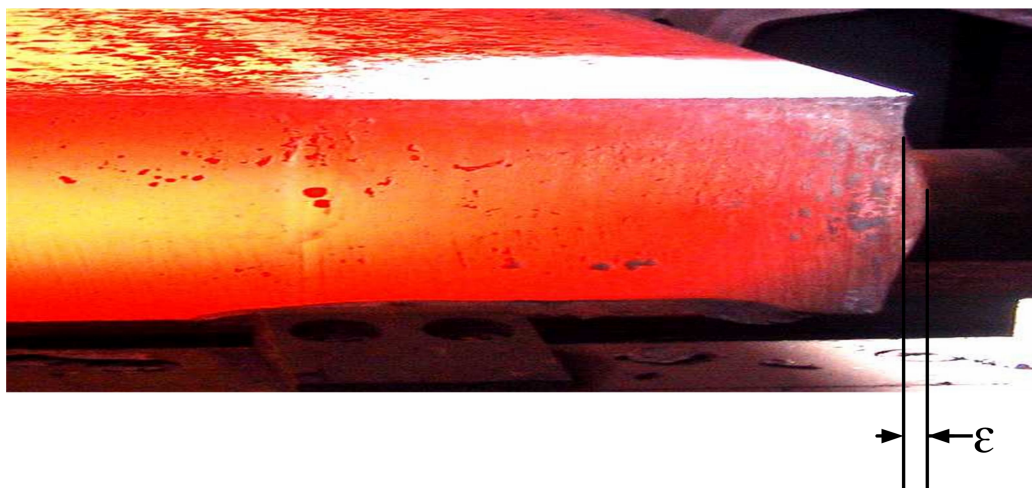


Рисунок 1 – Выпучивание узких граней непрерывнолитого сляба

В работе [1] описано представление о деформациях корки кристаллизующегося слитка как упруго-вязко-пластической среды, учитывая значения температур и уровень нагрузок от ферростатического давления. Непосредственное влияние физических свойств сталей, в данном случае предела текучести при определённых температурах, на степень деформации очевидна. Из сортамента разливаемых сталей на МНЛЗ ОАО «АМК» сталь 1006 обладает наибольшими пластическими свойствами. При настройке кристаллизатора для получения определенной ширины слябов из стали 1006 значение низа кристаллизатора устанавливается на 10 – 15 мм меньше заданного для компенсации величины раздутия заготовки под кристаллизатором в свободные стороны, не имеющие опоры – узкие грани. Раздутие заготовки тем больше, чем выше скорость разливки, выше температура ручья и, соответственно тоньше корочка сляба.

Представленная в работе [2] схема термонапряженного состояния корочки затвердевающей заготовки определяется следующими основными факторами:

- прочностными и пластическими свойствами стали при высоких температурах;
- линейной и объемной усадкой стали, а также скоростью образования зазора между оболочкой заготовки и стенкой кристаллизатора;
- интенсивностью теплового потока и внутренними напряжениями в твердой оболочке формирующейся заготовки после образования зазора.

При этом основными видами дефектов, которые обусловлены вышеперечисленным факторам, являются:

- выпуклость заготовки по узким граням;
- продольные поверхностные ужимины (по более широким граням);
- ромбичность для заготовки квадратного сечения;
- подповерхностные (в местах нахождения ужимин) диагональные и перпендикулярные поверхности трещины.

Все перечисленные факторы, влияющие на величину пластической деформации граней сляба, создают предпосылки зарождения данного вида дефекта в кристаллизаторе и развития его вдоль ручья в опорной части МНЛЗ до полной кристаллизации жидкой фазы.

Можно выделить целый ряд причин, сопутствующих образованию данного вида дефекта – так называемого накопления выпучивания боковой грани сляба [1,2]:

- недостаточно толстая и прочная корочка слитка, сформированная в кристаллизаторе из-за высокой скорости разливки, повышенной температуры разливаемой стали или недостаточного отвода тепла медными плитами;
- так называемая пассивная деформация, вызванная ферростатическим давлением на пластичную корку сляба;
- неправильно организованное вторичное охлаждение заготовки, не обеспечивающее постепенного равномерного утолщения корки;
- погрешности настройки роликов в сегментах;
- нарушение оси ручья, неправильная настройка конуса ручья;
- некорректное или раннее динамическое обжатие заготовки;
- деформации при вытягивании слитка приводами, загиба и выравнивания горячего ручья.

В условиях ККЦ ОАО «АМК» были проведены исследования с целью выявления факторов, влияющих на величину пластической деформации непрерывнолитого сляба и разработки рекомендаций по снижению степени выпучивания их узких граней.

После тщательной настройки роликов ручья и калибровки положения цилиндров сегментов машины производилась разливка стали 1006 по двум ручьям сечением 250×1250мм с одинаковыми параметрами первичного и вторичного охлаждения. На первом ручье была выбрана практика управления зазорами между роликами сегментов с работой динамического обжатия «DYN LOW C 250» (для низкоуглеродистых марок стали), а на втором ручье – «STATIC 250» (статический клиновидный зазор между роликами сегментов без работы мягкого обжатия). Выбранные практики обжатия и зазора между роликами управляются программой второго уровня АСУТП, рассчитывая глубину жидкой фазы, толщину и температуру ручья. После разливки серии из восьми плавов при одинаковой скорости вытягивания слябов были произведены замеры их ширины и значения выпучивания узких граней. Средние значения полученных резуль-

татов двух ручьёв не отличались, что свидетельствовало о малом влиянии динамического обжатия на деформацию граней заготовки. Подобные опыты разливки с разными по ручьям практиками зазоров между роликами также подтвердили выводы о незначительном влиянии возможной деформации на данном участке ручья.

Исследования выработки поверхности роликов нулевого сегмента МНЛЗ углами горячего ручья (рис. 2) (после разливки порядка 150 плавок на слябы сечением  $250 \times 1250$  мм из стали марки 1006), косвенно подтвердили, что композиция интенсивного расширения широких граней сляба под действием растягивающих напряжений в стороны, неограниченные опорными роликами (узкие грани), формируется под боковыми подвесками кристаллизатора на расстоянии от 1 до 4 м (по данным [1] от 2 до 6 м) от мениска стали в кристаллизаторе (таблица 1).



Рисунок 2 – Состояние роликов нулевой секции после длительной разливки стали 1006 на слябы сечением  $250 \times 1250$  мм

Следует отметить, что растяжение или пластическое течение корочки широких граней наблюдается также при разливке средне- и высокоуглеродистых марок сталей, но в меньшей степени. В зависимости от сечения сляба, марки стали, скорости и температуры разливки участок с наибольшей деформацией растяжения может быть разной длины. Но практически во всех случаях настройка нижней ширины кристаллизатора на данных МНЛЗ устанавливается меньше ширины готового сляба на основании опытных данных предыдущих серий плавок.

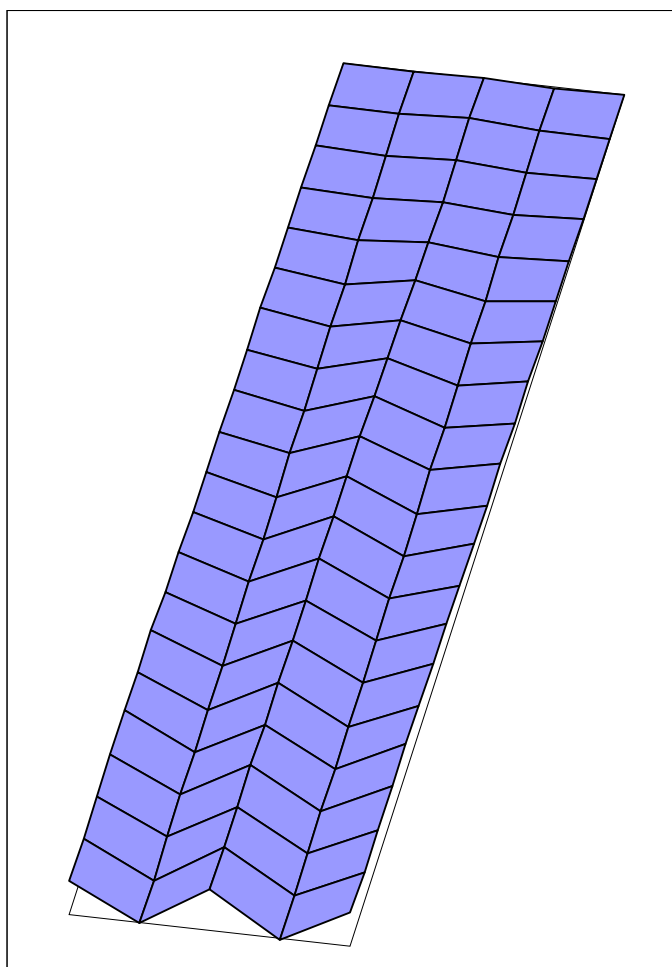
Таблица 1 – Расстояние между следами выработки поверхности роликов большого радиуса нулевой секции углами сляба

Диаграмма расширения горячего ручья под кристаллизатором		№ ролика	Глубина от мениска до ролика, м.		Расстояние между следами выработки на роликах, мм
	1,1	1	1,10	боковая подвеска кристаллизатора	1242
	1,29	2	1,29		1243
	1,47	3	1,47		1242
	1,65	4	1,65		1247
	1,84	5	1,84		1255
	2,3	6	2,30		1263
	2,21	7	2,21		1268
	2,4	8	2,40		1271
	2,58	9	2,58		1273
	2,77	10	2,77		1275
	2,95	11	2,95		1277
	3,14	12	3,14		1277
	4,23	13	4,23		1278
	3,51	14	3,51		1278
	3,7	15	3,70		1279
	3,88	16	3,88		1279
	4,06	17	4,06		1280

Замеры захоложденных в ручье слябов в результате аварийных ситуаций позволили более детально представить процесс деформации узкой грани. Графическое изображение поверхности узкой грани и значения амплитуды выпучивания участка ручья от верхнего ролика нулевой секции до первого сегмента радиальной зоны представлено на рисунке 3.

Наиболее интенсивное выпучивание наблюдалось под боковыми подвесками кристаллизатора. Дальнейшему накоплению деформации узких граней, но в меньшей степени способствовала зона загиба.

Криволинейная конфигурация выпуклости боковой грани вызвана неравномерным отводом тепла от затвердевающей заготовки, что, как известно [2], влечёт за собой неодинаковое распределение температур в твёрдой корочке, формируя в ней внутренние напряжения, которые способствуют деформации заготовки в поперечном и продольном сечении, а ниже боковой подвески кристаллизатора – различную скорость пластической деформации участков грани с различной температурой.



Глубина от мениска, м	$\varepsilon$ , мм
1,0	0
1,2	2
1,4	2
1,6	3
1,8	5
2,0	7
2,2	9
2,4	11
2,6	14
2,8	16
3,0	17
3,2	19
3,4	19
3,6	20
3,8	21
4,0	21
4,2	22
4,4	23
4,6	24
4,8	25

Рисунок 3 – Графическое изображение поверхности узкой грани и значения ее кривизны  $\varepsilon$  для различных участков ручья

При исследовании серных отпечатков темплетов с выпуклыми узкими гранями слябов марки стали 1006 сечением 250×1250 мм, разлитых при скорости 1,3 – 1,4 м/мин были выявлены угловые трещины на расстоянии 25 – 30 мм от поверхности грани. Значения толщины формирующейся корочки заготовки 25 – 30 мм приходится на участок под кристаллизатором в зоне наибольшей пластической деформации граней сляба в нулевой секции, как было отмечено предыдущими исследованиями.

В результате проведенных исследований установлено, что основным фактором, влияющим на величину растяжения широких граней и выпуклость узких в рассмотренном случае, является недостаточная способность сопротивляемости корочки пластической деформации под действием ферростатического давления жидкой фазы на участке нулевой секции под кристаллизатором. Величина пластической деформации корочки при постоянном значении ферростатического давления зависит от её толщины и физических свойств разливаемой стали. Участок наи-

более интенсивной пластической деформации граней сляба определён в нулевом сегменте ручья под кристаллизатором, включая зону загиба. Данный вид выпучивания узкой грани может быть получен по причине различий температуры кристаллизуемой корочки по периметру поперечного сечения сляба вследствие неравномерного охлаждения, а именно – переохлаждения углов относительно граней заготовки.

Одним из факторов, препятствующих процессу выпучивания граней заготовки, является обеспечение формирования более толстой, а также однородной по температуре и толщине корочки заготовки на участке ручья под кристаллизатором. Поэтому при дальнейших исследованиях предполагается внесение конструктивных изменений в боковую подвеску путём добавления дополнительного пятого ролика для продления опорной части узкой грани заготовки; изменение карты верхних зон водовоздушного охлаждения для усреднения температуры поверхности заготовки на основе опыта работы аналогичных МНЛЗ; проточка поверхности роликов боковой подвески с целью снижения количества воды, которая может накапливаться между роликами и поверхностью слитка, что будет способствовать сокращению участка паровой рубашки и улучшению теплоотвода от поверхности сляба.

#### **Библиографический список**

1. Буланов Л.В. *Машины непрерывного литья заготовок. Теория и расчёт* / Л.В. Буланов, Л.Г. Корзунин, Е.П. Парфёнов и др. – Казань: Идеал-Пресс. - 2003. – 319 с.

2. Смирнов А.Н. *Процессы непрерывной разливки* / А.Н. Смирнов, В.Л. Пилюшенко, А.А. Минаев и др. – Донецк: ДонНТУ. – 2002. – 536 с.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Петрушовым С.Н.*

*Брожко Р.Н.,  
к.т.н. Сергиенко С.Н.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ СИСТЕМЫ ИСТОЧНИК ПИТАНИЯ – ПЛАЗМОТРОН НА ПУЛЬСАЦИИ ТОКА И НАГРЕВ ПОРОШКА**

*У даній статті приведені результати обчислювального експерименту, що показує залежність значень великомасштабних пульсацій струму в плазмотронах вихрової схеми, призначених для напилення і наплавлення, від параметрів ланцюга живлення і їх вплив на нагрів напилюваного або наплавляемого матеріалу.*

**Ключові слова:** *плазмотрон, напил, розрядний канал, катодний вузол, анод.*

*В данной статье приведены результаты вычислительного эксперимента, показывающего зависимость значений крупномасштабных пульсаций тока в плазмотронах вихревой схемы, предназначенных для напыления и наплавки, от параметров цепи питания и их влияние на нагрев напыляемого или наплавляемого материала.*

**Ключевые слова:** *плазмотрон, напыление, разрядный канал, катодный узел, анод.*

**Проблема и ее связь с научными и практическими заданиями.** В промышленности наибольшее применение в качестве напыляемых и наплавляемых материалов нашли порошки, которые могут быть приготовлены практически из любых материалов [1, 2]. Для этих целей используют как стандартные порошки с частицами размером 40 – 300 мкм, так и специальные сфероидизированные, с выдержанной в узких пределах грануляцией и с хорошей сыпучестью. Время пребывания частиц в плазме составляет  $\sim 10^{-3}$  с и часто оказывается недостаточным для полного плавления на всю глубину частиц материалов с низкой теплопроводностью. Кроме того, немногие из применяемых плазмообразующих газов эффективно передают теплоту нагреваемому порошку [1, 2].

Порошок вместе с транспортирующим газом подают непосредственно или в дугу, или в плазменную струю (в зависимости от конструкции плазмотрона). Под действием сил инерции и газодинамических сил частицы порошка проникают в поток плазмы, нагреваются и ускоряются струей плазмообразующих газов. Образующийся при этом двухфаз-

ный поток, состоящий из плазмы и частиц порошка, распределяемых в плазме, определяет не только их нагрев и ускорение, но и условия формирования покрытия и его толщину.

Особенности нагрева порошка в плазме с учетом [3-10] были учтены при разработке плазмотронов для напыления и наплавки. При этом усовершенствования конструкций плазмотронов в основном направлены на улучшение равномерности распределения порошка в плазменной струе, на увеличение скорости движения частиц порошка, на повышение КПД нагрева порошка и ресурса работы плазмотрона.

**Анализ исследований и публикаций.** Известно, что серийная аппаратура и плазмотроны для напыления и наплавки имеют следующие недостатки: колебания параметров плазменной струи (дуги), нестабильность положения дуги и её горения, быстрый эрозионный износ электродов [5]. Все это отражается на качестве нагрева порошка и, как следствие, на качестве обрабатываемых изделий (продукции).

Изменения параметров плазменной струи могут быть периодическими и непериодическими. Пульсации, связанные с изменением периодических параметров, происходят с низкой и высокой частотой. Низкочастотные пульсации вредны для процессов порошкового напыления и наплавки, так как они вызывают нестабильность свойств покрытий. Эти пульсации в основном обусловлены источником питания плазмотрона и эрозией электродов. Повышение стойкости электродов и применение источников питания со стабилизацией выходных параметров может существенно повысить качество и стабильность свойств плазменных покрытий.

Установлено, что свойства покрытий можно оценить по трем параметрам – коэффициенту использования порошка  $\beta$ , производительности и пористости полученного покрытия [1, 2, 5]. Эксперименты показали, что процессы напыления и наплавки и свойства их покрытий (показатели качества) зависят от положения дуги и анодного пятна в плазмотроне.

Горение дуги постоянного тока в разрядном канале плазмотрона представляет собой нестационарный процесс. Одна из основных причин этого – нерегулярное изменение длины дуги, возникающее за счет сноса ее радиального участка потоком газа и последующего пробоя между дугой и стенкой канала (шунтирование). Это приводит к возникновению крупномасштабных пульсаций напряжения и тока дуги, частота которых составляет 1...10 кГц, а размах переменной составляющей напряжения может достигать до 50 % его среднего значения.

**Постановка задачи.** В разработанных плазмотронах для напыления и наплавки горение дуги происходит в потоке с развитой турбулентностью, особенно в той области, где слой газа, прогретого электрической



дугой, смыкается с турбулентным пограничным слоем, нарастающим на стенках канала. При этом возникают большие поперечные пульсации дуги, приводящие к снижению пробивного напряжения, и процесс шунтирования принимает явно выраженный случайный характер.

Это обстоятельство делает затруднительным аналитическое рассмотрение процесса шунтирования, и работы, посвященные его изучению, имеют в основном экспериментальный характер. В то же время очевидна практическая важность задачи уменьшения влияния процесса шунтирования на ток дуги, его стабилизацию и максимального использования энергии плазмы при нагреве порошка. В связи с этим нами предпринята попытка с помощью вычислительного эксперимента исследовать динамику развития крупномасштабных возмущений тока дуги, получить количественные характеристики возмущений тока и рассмотреть возможность оптимального выбора параметров схемы питания с целью уменьшения этих возмущений.

**Изложение материала и его результаты.** В качестве математической модели принимаем уравнение для пульсаций тока дуги. Рассмотрим математическую модель возмущений тока дуги для типичной схемы питания плазмотрона, представленной на рисунке 1. Схема включает источник питания с напряжением  $E$ , балластное сопротивление  $R$ , индуктивность  $L$  и емкость  $C$ , вклад в значения которых делают также элементы схемы запуска дуги. Наиболее применим способ запуска дуги с помощью осциллятора. Внутреннее сопротивление источника питания считаем равным нулю. Следует отметить, что неуправляемая схема выпрямления источника питания ИПН-160/600 имеет минимальный коэффициент пульсаций. У тиристорных выпрямителей (типа АПР-404, УПР-201) с изменением угла регулирования тиристоров частота пульсаций остается постоянной, амплитуда и коэффициент пульсаций сильно изменяются.

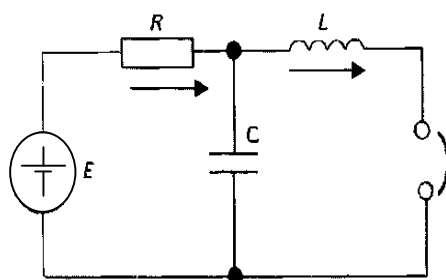


Рисунок 1 – Схема замещения электрической цепи системы источник питания-дуга

С помощью уравнения Кирхгофа определяем связь между током и напряжением на элементах цепи

$$I_e = CU'_C + I_a; U_C = LI'_a + U_a; E = I_e R + U_C,$$

где индексы  $e$ ,  $a$  и  $C$  относятся соответственно к источнику питания, дуге и конденсатору. Штрихами обозначены производные по времени.

После преобразований получим

$$I''_a + \frac{1}{RC} I'_a + \frac{1}{LC} I_a = \frac{E}{RCL} - \frac{U_a}{RCL} - \frac{U'_a}{L}. \quad (1)$$

Величины  $U_a$  и  $I_a$  связаны вольт-амперной характеристикой дуги. Введем величину:

$$\omega = \frac{1}{\sqrt{CL}}, \quad (2)$$

которая имеет смысл собственной частоты колебаний тока дуги в колебательном контуре.

При этом уравнение (1) преобразуем к виду:

$$I''_a + \frac{\omega^2 L}{R} I'_a + \omega^2 I_a = \frac{\omega^2}{R} E - \frac{\omega^2}{R} U_a - \frac{U'_a}{L}. \quad (3)$$

В модели остаются два независимых параметра схемы питания –  $\omega$  и  $L$ . Их выбор определяет и значение емкости  $C$  согласно (2).

Рассмотрим изменение тока  $i$  и напряжения  $u$  относительно их стационарных значений  $I_{a0}$  и  $U_{a0}$ , для чего в уравнении (3) сделаем замену:

$$I_a = I_{a0} + i; U_a = U_{a0} + u.$$

Тогда с учетом соотношения, определяющего рабочую точку дуги:

$$E = RI_{a0} + U_{a0},$$

уравнение (3) преобразуем к виду:

$$i'' + \frac{\omega^2 L}{R} i' + \omega^2 i = \frac{\omega^2}{R} u - \frac{u}{L}, \quad (4)$$

а именно, получим линейное неоднородное дифференциальное уравнение второго порядка, которое и является основным уравнением математической модели. Для известной зависимости пульсаций напряжения дуги от времени оно позволяет определить пульсации тока.

Отметим, что при выводе уравнения (4) никаких предположений о малости значений, входящих в него величин, не делалось.

**Моделирование последовательности импульсов пульсаций напряжения.** Из результатов эксперимента известно, что отдельный

импульс пульсаций напряжения, возникающий за счет шунтирования дуги, имеет форму положительного треугольного импульса, время нарастания которого значительно больше, чем спада. Такая форма объясняется тем, что в случае примерно постоянной напряженности электрического поля напряжение на дуге линейно увеличивается с ростом ее длины. Положим, что время нарастания и спада импульса относятся как 9:1.

У плазмотрона с диаметром канала 0.005 м и скоростью расхода газа 0,003 кг/с при токе  $I = 110$  А и напряжении  $U = 410$  В среднеквадратичное напряжение пульсаций составляет приблизительно 6 %, т.е. около 25 В. Длительность отдельного импульса близка 1мс.

Импульсы пульсаций образуют непрерывную случайную последовательность, амплитуды в которой распределены по нормальному закону относительно среднего значения напряжения на дуге.

Считаем, что пробой между дугой и стенками канала, шунтирующего дугу, происходит каждый раз в одной и той же точке. Это значит, что напряжение на дуге после каждого скачка возвращается к исходному значению. Относительно него и будем отсчитывать пульсации напряжения.

В этом случае амплитуды импульсов распределяются по нормальному закону со средним значением пульсаций напряжения  $\bar{u} = 2\sigma$  и стандартным отклонением  $\sigma$ .

Такое предположение не ограничивает существенно общность модели, сохраняя случайный характер процесса, но приводит к появлению у пульсаций напряжения постоянной составляющей, равной:

$$U_0 = \frac{1}{t} \int_0^t u(t) dt. \quad (5)$$

Для получения переменной составляющей пульсаций напряжения нулевой уровень последовательности импульсов должен быть увеличен на это значение.

Для простейшего варианта моделирования такой последовательности импульсов предположим, что скорость нарастания импульсов остается постоянной (она определяется скоростью сноса дуги потоком газа в канале плазмотрона), а длительность импульсов распределяется по нормальному закону со средним значением  $\tau = 1 \cdot 10^{-3}$  с и стандартным отклонением  $\sigma_\tau$ . При этом амплитуды импульсов также распределяются по нормальному закону со средним значением пульсаций напряжения  $\bar{u} = \sigma_\tau$  и стандартным отклонением  $\sigma_u = \alpha \sigma_\tau$ , где  $\alpha$  – скорость нарастания импульса.

Положим среднее значение амплитуды импульса равным удвоенному среднеквадратичному значению пульсаций напряжения  $\bar{u} = 50$  В. Тогда скорость нарастания импульса равна:

$$\alpha = \frac{\bar{u}}{0.9\tau} \quad (6)$$

и стандартное отклонение длительности импульсов составит:

$$\sigma_\tau = \frac{\sigma_u}{\alpha} = 0.9 \frac{\sigma_u}{u} \tau = 0.45\tau. \quad (7)$$

На рисунке 2, а приведен пример полученной таким образом переменной составляющей последовательности из 20 импульсов. Генерация последовательности случайных чисел, распределенных по нормальному закону  $N(\tau, 0.54\tau)$ , определяющих длительности импульсов в последовательности, и последующие вычисления выполнялись в системе Mathematica 4.

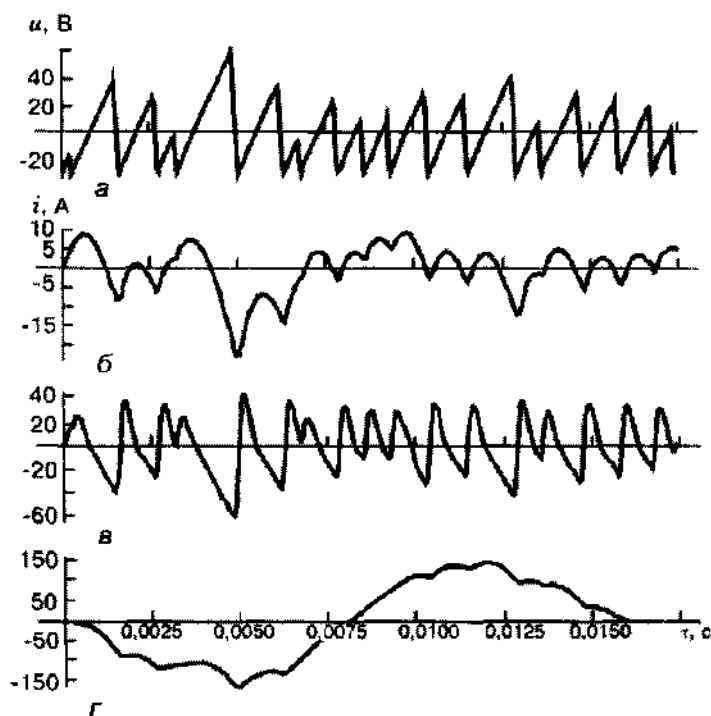


Рисунок 2 – Переменная составляющая случайной последовательности импульсов пульсаций напряжения (а) и вызванные ею пульсации тока дуги (б-г): б –  $L = 1.0$  мГн,  $\omega\tau = 10.0$ ; в –  $0.1$  мГн,  $\omega\tau = 10.0$ ; г –  $0.5$  мГн,  $\omega\tau = 0,4$

**Вычислительный эксперимент. Определение пульсаций тока дуги.** Подстановка полученной последовательности импульсов пульса-

ций напряжения в правую часть уравнения (4) и его последующее численное решение позволяет получить зависимости пульсаций тока дуги от времени, подобные тем, которые измеряются в реальном эксперименте.

На рисунке 2, б-г приведены расчеты осциллограмм пульсаций тока дуги при различных значениях индуктивности  $L$  и произведения  $\omega\tau$  при  $R = 1$  Ом (значение  $\omega\tau$ , равное отношению средней длительности импульса пульсаций  $\tau$  к обратной собственной частоте системы  $\frac{1}{\omega}$ , является характерным масштабом временных процессов в системе источник питания-дуга). Из этого примера видна зависимость режима работы этой системы от значений параметров цепи. Значения пульсаций тока увеличиваются с уменьшением индуктивности и  $\omega\tau$ . В частности, изменение тока, показанное на осциллограмме (рисунок 2, г), приведет к гашению дуги (ток в рабочей точке равен 110 А). В качестве количественной меры значений пульсаций тока было выбрано среднеквадратичное значение его переменной составляющей

$$\Delta i = \sqrt{\frac{1}{t} \int_0^t i^2(t) dt}, \quad (8)$$

которое, обычно, измеряется в эксперименте.

Для определения зависимости  $\Delta i$  от параметров системы был проведен вычислительный эксперимент. В нем измерялась зависимость среднеквадратичного отклонения тока дуги от  $\omega\tau$  при различных значениях индуктивности цепи. Индуктивность изменялась от 0.1 до 1.0 мГн, что соответствует диапазону ее значений в схемах питания плазмотронов, предназначенных для обработки порошков и резки металлов. Длительность последовательности импульсов пульсаций равнялась 30 импульсам. Каждую точку определяли как среднее по результатам двадцати независимых измерений с различными случайными последовательностями импульсов пульсаций напряжения. Стандартное отклонение выборки составляло около 10...20 % его среднего значения.

Кривые на рисунке 3 получены аппроксимацией экспериментальных точек линейной комбинацией экспоненциальной и линейной функций. Диапазон изменения  $\omega\tau$  для каждой кривой ограничен снизу условием устойчивости системы по отношению к малым возмущениям:

$$L = RCR^* > 0, \quad (9)$$

где  $R^*$  – дифференциальное сопротивление дуги.

Определив значение  $\omega$ , получим условие для  $\omega\tau$ :

$$\omega\tau \geq \frac{\tau}{L} \sqrt{RR^*}. \quad (10)$$

Для расчетов были взяты типичные значения  $R = 1.0$  Ом и  $R^* = 0.8$  Ом.

**Обсуждение результатов.** Из данных, представленных на рисунке 3, видно, что зависимость  $\Delta i$  от  $\omega\tau$  во всех случаях имеет одинаковый характер – с увеличением значения  $\omega\tau$  среднее квадратичное отклонение тока уменьшается и выходит примерно на постоянный уровень при фиксированном значении индуктивности.

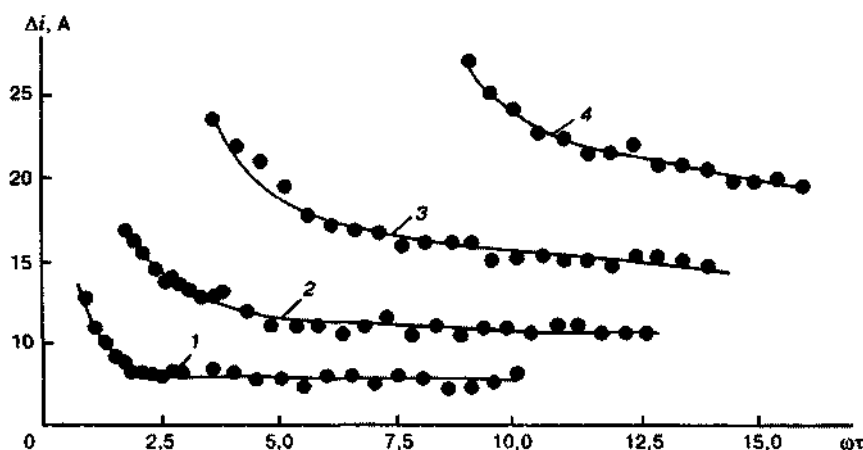


Рисунок 3 – Зависимость среднее квадратичного отклонения тока  $\Delta i$  от  $\omega\tau$  для различных значений индуктивности цепи, полученная по результатам вычислительного эксперимента: 1 –  $L = 1.00$ ; 2 –  $0.50$ ; 3 –  $0.25$ ; 4 –  $0.10$  мГн

Система находится в колебательном режиме при выполнении условия:

$$\omega\tau \leq 2\tau \frac{R}{L}. \quad (11)$$

В случае  $L = 0.10, 0.25, 0.50$  и  $1.00$  мГн это дает максимальные значения  $\omega\tau$ , равные соответственно 20, 8, 4 и 2. Как следует из рисунка 3, значения  $\Delta i$  уменьшаются с ростом  $\omega\tau$  при колебательном режиме цепи и достигают своего минимума уже при апериодическом режиме.

Увеличение значения  $\omega$  приводит к возрастанию коэффициента затухания  $\omega^2 L / 2R$ , уменьшению амплитуды отдельного импульса возмущения тока и увеличению его длительности. Последующие импульсы накладываются на предыдущие, что способствует увеличению среднего отклонения тока. При апериодическом режиме, по всей видимости, эти два фактора примерно компенсируют друг друга и среднее квадратичное отклонение остается постоянным.

Увеличение среднеквадратичного отклонения при уменьшении индуктивности системы источник питания – дуга можно объяснить, исходя из структуры основного уравнения модели (4). Понижение индуктивности приводит к уменьшению коэффициента затухания, поэтому те же значения коэффициента, что и ранее, будут достигаться при больших значениях  $\omega$ . При этом значительно возрастет правая часть уравнения (примерно пропорционально  $\omega^2$ ), что и приведет к увеличению возмущения тока дуги.

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

Следовательно:

1. Значения пульсаций тока дуги в основном зависят от индуктивности системы источник питания-дуга. Увеличение индуктивности "сглаживает" пульсации тока дуги. Нижняя граница значения индуктивности в указанной системе определяется индуктивными элементами схемы запуска дуги. Дополнительно увеличивать индуктивность сложно из-за неизбежного возрастания при этом активного сопротивления схемы и нарушения режима работы запуска дуги.

2. Для уменьшения пульсаций тока дуги при фиксированном значении индуктивности значения емкости должны быть достаточно малыми для выхода зависимости среднеквадратичного отклонения тока  $\Delta i$  от  $\omega\tau$  на пологий участок  $\omega\tau = \tau/\sqrt{LC}$ .

3. Количественная оценка влияния индуктивности на пульсации тока и необходимые для оценки емкости значения  $\omega\tau$  можно получить с помощью кривых рисунок 3.

4. Изменение пульсаций тока дуги вызывают колебания энтальпии, скорости и температуры плазменной струи (дуги) с частотами от нескольких герц до килогерц, что способствует увеличению коэффициента теплопередачи плазмы и улучшает нагрев порошка.

Положительное влияние пульсаций на процесс нагрева порошка плазменной струей (дугой) подтверждается также зависимостью коэффициента использования энергии струи от тока дуги, приведенной в [2]. Дальнейшие исследования будут связаны с разработкой технологии плазменного напыления с учетом результатов проведенных исследований.

### **Библиографический список**

1. Кудинов В.В. Плазменные покрытия / В.В. Кудинов – М.: Наука, 1977. – 184 с.
2. Кудинов В.В. Нанесение плазмой тугоплавких покрытий / В.В. Кудинов, В.М. Иванов. – М.: Машиностроение, 1981. – 192 с.

3. Дзюба В.Л. Лазерные и электронные пучки в материале обработки / В.Л. Дзюба, И.В. Волков. – Луганск: Ноулидж, 2010. – 332 с.
4. Кудинов В.В. Нанесение покрытий плазмой / В.В. Кудинов, П.Ю. Пекшеев, В.А. Белащенко и др. – М.: Наука, 1990. – 408 с.
5. Плазменная наплавка / Вайнерман А.Е., Шоршоров М.Х., Веселков В.Д., Новосадов В.С. – Л.: Машиностроение, 1969. – 192 с.
6. Достанко А.П. Плазменные процессы в производстве изделий электронной техники в 3-х т. / [Достанко А.П., Кундас С.П., Босьяков М.В. и др.] Том 1. – Мн.: ФУ Аинформ, 2000. – 424 с.
7. Плазменные процессы в производстве изделий электронной техники в 3-х т. / [Достанко А.П., Кундас С.П., Бордусов С.В. и др.]; под общ. ред. Академиков НАН Беларуси Достанко А.П. и Витязя П.А. Том 3. – Мн.: ФУ Аинформ, 2001. – 292 с.
8. Самогугин С.С. Плазменное упрочнение инструментальных материалов / С.С. Самогугин, Л.К. Лещинский. – Донецк: Новый мир, 2002. – 338 с.
9. Петров С.В. Аппаратурно-технологические основы газотермического нанесения покрытий и обработки материалов в газовой плазме: дис. доктора техн. наук: 05.03.06 / С.В. Петров. – Киев, 1996. – 398 с.
10. Лясников В.Н. Плазменное напыление покрытий в производстве изделий электронной техники / В.Н. Лясников, В.С. Украинский, Г.Ф. Богатырев. – Саратов, 1985. – 200 с.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Новохатским А.М.*



*Коваленко В.М.,  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ОСОБЕННОСТИ УПРАВЛЕНИЯ ПЛАСТИЧЕСКИМ ФОРМОИЗМЕНЕНИЕМ ПРИ ОСАДКЕ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ОБРАЗЦОВ С КОМБИНИРОВАННЫМ НАГРУЖЕНИЕМ**

*Наведені результати особливостей управління пластичним формозміненням циліндричних зразків при комбінованому навантаженні в залежності від параметрів процесу осадки.*

***Ключові слова:** осадка, навантаження, напруга, зусилля, швидкість.*

*Приведены результаты особенностей управления пластическим формоизменением цилиндрических образцов при комбинированном нагружении в зависимости от параметров процесса осадки.*

***Ключевые слова:** осадка, нагрузка, напряжение, усилие, скорость.*

Использование активных сил трения в процессах осадки и изучения механизмов и закономерности управления пластическим формоизменением при комбинированных способах нагружения является актуальным вопросом на сегодняшний день.

В процессах обработки металла давлением сдвиговые деформации являются основным механизмом пластического формоизменения, обеспечивая максимальную деформацию при минимальных затратах энергии [1].

Одним из способов повышения сдвиговой деформации при осадке осесимметричных деталей является совмещение осевого перемещения рабочего инструмента с кручением [2].

Известные теоретические решения задач ОМД при осадке с кручением [3,4] получены путем приближенного анализа уравнений равновесия в начальный момент времени без учета скорости движения инструмента, формообразования заготовки и др.

Однако полученные результаты дают только приближенную оценку параметров пластического формоизменения.

Целью данной работы является оценка влияния скоростей поступательного и вращательного движения инструмента на управление пластическим формоизменением заготовок при осадке.

На кафедре “Обработка металлов давлением и металловедение” Дон ГТУ проведены исследования по осадке цилиндрических образцов из алюминиевого сплава АМц с различным соотношением  $D_0/H_0$  на установке с различными скоростями вращательного и поступательного движения инструмента, созданной на базе гидравлического прессы П125.

Испытания проводили на образцах двух типов:

1. Высоких с  $D_0/H_0 = 1.25$
2. Низких с  $D_0/H_0 = 2.25$

Осадку проводили при различных соотношениях  $i$  поступательной  $v$  и вращательной  $\omega$  скоростей. Задавали минимальную ( $0.025 \text{ с}^{-1}$ ) и максимальную ( $0.071 \text{ с}^{-1}$ ) скорости вращения инструмента. Поступательная скорость была постоянна ( $0.15 \text{ мм / с}$ ).

Во всех опытах для разной степени деформации вычисляли коэффициент формы Кф, характеризующий искажение боковой поверхности при осадке цилиндрических заготовок.

Результаты экспериментов и значение параметра формообразования Кф приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Результаты экспериментов и значения параметра формообразования Кф

№ опыта	$D_0$ мм	$H_0$ мм	$D_0/H_0$	$\varepsilon$ , %	$i = v/\omega$	Кф	Характеристика свободной боковой поверхности образца
1	12.5	10	1.25	25	—	1.06	Наличие бочкообразности на всех этапах осадки
				50		1.05	
				75		1.06	
2	12.5	10	1.25	25	6	1.01	Наличие бочкообразности на всех этапах осадки
				50		1.017	
				75		1.019	
3	12.5	10	1.25	25	2.1	1.01	Незначительная бочкообразность
				50		0.97	Незначительная катушкообразность
				75		0.94	Катушкообразность
4	18	8	2.25	25	—	1.02	Наличие бочкообразности на всех этапах осадки
				50		1.03	
				75		1.04	

Продолжение таблицы 1.

5	18	8	2.25	25	6	1.002	Бочкообразность отсутствует
				50		0.98	Незначительная катушкообразность
				75		1	Катушкообразность отсутствует
6	18	8	2.25	25	2.1	0.99	Незначительная катушкообразность на всех этапах осадки
				50		0.98	
				75		0.99	

В результате анализа экспериментальных данных установлено следующее:

1) При обычной осадке высоких и низких образцов наблюдается бочкообразование, которое в большей степени проявляется при осадке высоких образцов.

2) При осадке высоких образцов с кручением при  $i = 6$  бочкообразность выражена слабо, а при  $i = 2.1$  почти на всех стадиях осадки наблюдается интенсивное катушкообразование.

3) При осадке с кручением низких образцов при  $i = 2.1$  катушкообразность выражена весьма слабо. При  $i = 6$  характер формоизменения образцов неоднозначен: на первой стадии осадки бочкообразность отсутствует, при увеличении  $\mathcal{E}$  от 30 до 50 % возникает незначительная катушкообразность, которая затем исчезает.

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

Таким образом, особенностями управления пластическим формоизменением при осадке цилиндрических образцов с кручением является:

1. Образование катушкообразной формы при осадке высоких образцов с низким значением показателя  $i$  ( $i = v/\omega = 2.1$ ) в исследованном диапазоне степеней деформаций ( $\mathcal{E} = 30 \dots 70 \%$ ), что объясняется изменением кинематики контактного трения, при этом уменьшается вредное влияние сил трения, вследствие чего увеличивается радиальное течение металла в приконтактных слоях осаживаемого образца. При чем с ростом скорости вращения деформирующего инструмента (уменьшением параметра  $i$ ) интенсивность течения металла в радиальных направлениях увеличивается.

2. Зависимость характера изменения коэффициента искажения боковой поверхности  $K_f$  от степени деформации, геометрических параметров осаживаемых образцов и показателя  $i$ .

3. Увеличение катушкообразности осаженных образцов с ростом скорости вращения  $\omega$  деформирующего инструмента, т.е. с уменьшением показателя  $i$ .

Результаты работы могут быть использованы при совершенствовании технологических режимов осадки цилиндрических заготовок, а также при развитии методов управления пластическим формоизменением при осадке.

### **Библиографический список**

1. Ганаго О. А. О показателях эффективности процессов пластического деформирования / О. А. Ганаго, Н. А. Шестаков // Кузнечно – штамповочное производство. - 1986. - №10. - С. 3 – 6.

2. Смирнов О. М. Влияние комбинированного нагружения на параметры штамповки плоских дисков в состоянии сверхпластичности / О. М. Смирнов, А. Н. Ершов // Кузнечно – штамповочное производство. - 1997. - №1. - С. 7 – 9.

3. Попов Е. А. Приближенный анализ осадки с кручением: учеб. пособ. [для студ. высш. учеб. завед.] / Е. А. Попов, Л. Г. Королева. – М: МВТУ, 1983. - 267с.

4. Ганаго О. А. Исследование процессов осадки с кручением тонкого слоя / О. А. Ганаго, В. Н. Субич // Изв. вузов. Машиностроения. - 1980. - №6. - С. 110 – 113.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Новохатским А.М.*

*Данько Н.А.  
(ДонГТУ, Алчевск, Украина)*

## **ПОВЫШЕНИЕ ДОПУСТИМОГО МОМЕНТА В КЛЕТЯХ КВАРТО**

*Наведено результати розробки нового підходу до підвищення припустимого моменту при прокатці в клітях кварто за рахунок застосування робочих валків із сталі з чавунними бандажами.*

***Ключові слова:** кліть кварто, момент прокатки, робочі валки, температурне поле, бандаж, механічне з'єднання .*

*Представлены результаты разработки нового подхода к повышению допустимого момента при прокатке в клетях кварто за счет применения рабочих валков из стали с чугунными бандажами.*

***Ключевые слова:** клеть кварто, момент прокатки, рабочие валки, температурное поле, бандаж, механическое соединение.*

**Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.** Для клетей кварто характерно существенное ограничение диаметра приводного конца рабочих валков из-за их малого диаметра. Это приводит к ограничению и передаваемого от двигателей крутящего момента. В то же время технология кинематически асимметричной прокатки [1] ведет к необходимости существенного повышения передаваемых моментов, поскольку при рассогласовании скоростей валков происходит перераспределение моментов, и ведущий валок может принимать на себя весь момент прокатки [2]. Кроме того, и при симметричной прокатке в момент захвата, как известно [3], момент кратковременно увеличивается в 3÷4 раза, что приводит к более быстрому выходу валков из строя вследствие потери циклической прочности. Поэтому задача повышения допустимых моментов в клетях кварто является актуальной.

**Анализ исследований и публикаций.** С целью повышения стойкости рабочих валков кварто от износа их делают чугунными. Однако прочность обычно применяющихся чугунов в 1,6÷1,8 раза меньше, чем легированной стали, что и создает проблему. Применение стальных валков недопустимо из-за их быстрого износа, ведущего к искажению профилировки.

Известны составы легированных чугунов, по прочности не уступающих легированным сталям. Но их стоимость настолько велика, что

использование в качестве материала рабочих валков экономически не целесообразно. Поэтому институтом электросварки им. Е.Патона разработана технология электрошлаковой наплавки стальных валков чугуном, позволяющая разрешить данное техническое противоречие [4]. К сожалению, единственная, имеющаяся камера электрошлаковой наплавки (на ЗАО НКМЗ, г.Краматорск), имеет ограниченные размеры, что не позволяет наплавлять в ней валки таких крупных станков, как ТЛС 3000 ОАО «АМК». Создание камер большего размера экономически не целесообразно из-за малого количества заказов.

Известна также конструкция бандажированных валков, у которых центральная часть (ось) может быть выполнена из одного материала, а сам бандаж – из другого [5]. Бандажирование широко применяется при производстве опорных валков крупных станков [6]. Однако бандажирование рабочих валков не получило распространения, т.к. существует мнение, что весьма неравномерное и нестационарное температурное поле рабочих валков не позволяет создать посадку бандажа на ось такую, которая бы обеспечивала не проворачивание бандажа относительно оси при любых технологических условиях эксплуатации валков. Поэтому возникла необходимость в разработке нового способа соединения чугунного бандажа со стальной осью рабочих валков клетей кварто, который бы решал данную проблему.

**Постановка задачи.** Задачей данной работы явилось изыскание способа соединения чугунного бандажа со стальной осью рабочего вала, обеспечивающего надежное их сочленение при изменяющейся в результате изменения условий прокатки температуре бандажа и вала.

**Изложение материала и его результаты.** Предлагается выполнять сочленение бандажа с осью вала посредством механической связи по типу шлицевого соединения, как это показано на рисунке 1.

Поскольку для прокатки требуется высокая точность центрирования бандажа и вала, то следует применять центрирование по внутреннему диаметру  $d$  вала [7].

Оценим возможность такого бандажирования на примере чистой клетки кварто ТЛС 3000 ОАО АМК. Ее параметры: длина бочки – 3000 мм; диаметр рабочих валков  $D_{в}$ : 840÷900 мм; диаметр шеек  $d_{ш}$  – 540 мм; диаметр приводного конца  $d_{пр}$  – 525 мм; материал – серый чугун; максимальный момент на одном валке  $M_{кр}$  – 1,5 МНм. Примем, что толщина бандажа до первой переточки – 68 мм. Тогда внутренний диаметр бандажа  $d = 764$  мм. При ширине каждого шлица  $b = 60$  мм на окружности диаметром  $d$  может разместиться 20 шлицов.

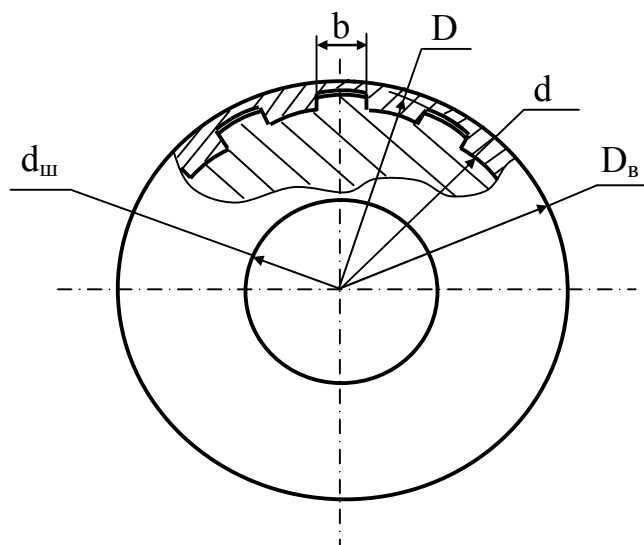


Рисунок 1 – Соединение бандажа с осью валка механической связью

Примем в первом приближении, что высота шлица  $h = 8$  мм. Тогда напряжение смятия на каждом шлице при максимальном моменте:

$$\sigma_{см} = \frac{2M_{кр}}{d_c \cdot z \cdot h \cdot l_{ш} \cdot \psi} = \frac{2 \cdot 1,5 \cdot 10^9}{768 \cdot 20 \cdot 8 \cdot 3000 \cdot 0,7} = 11,7 \leq [\sigma_{см}],$$

где  $d_c$  – средний диаметр шлицевого соединения, мм;

$z$  – число шлицов;

$l_{ш}$  – длина шлица, мм;

$\psi$  – коэффициент неравномерности распределения нагрузки между шлицами;

$[\sigma_{см}]$  – допустимое напряжение на смятие. Для чугуна - 80 МПа [8].

Т.о. предложенное соединение вполне способно обеспечить передачу максимального крутящего момента от оси валка к металлу через бандаж. Однако проблемой может оказаться посадка столь длинного бандажа на вал. Очевидно, что при монтаже посадка должна быть, как минимум, легкоходовой. Но при прокатке проворачивание бандажа относительно вала крайне нежелательно. Преодоление этого технического противоречия возможно благодаря разным коэффициентам линейного расширения чугуна и стали. Согласно [9], у высоколегированной стали, из которой следует изготавливать ось валка,  $\alpha_{ст} = 16,0 \cdot 10^{-6} 1/^\circ\text{C}$ ; а у серого чугуна  $\alpha_{чуг} = 10,0 \cdot 10^{-6} 1/^\circ\text{C}$ . Т.к.  $\alpha_{ст} > \alpha_{чуг}$ , то выполнив ширину шлицов  $b$  при «комнатной» температуре  $20^\circ\text{C}$  меньшей, чем ширина пазов у бандажа, сможем обеспечить их плотное соединение при рабочей

температуре валков. Чтобы определить, насколько  $\mathbf{b}$  шлицов должна быть меньшей, выясним характер температурного поля валков станов горячей прокатки.

В работе [10] приведены результаты исследований температурных полей валков станов горячей прокатки. Установлено, что температурные поля действительно весьма неравномерны, причем квазистационарное состояние устанавливается уже после 4-го прохода. Во всех случаях температурное поле четко разделяется на т.н. активную зону (у поверхности контакта) и основную. При каждом новом обороте валка поле в активной зоне повторяется, а в основной – не меняется. На рисунке 2 представлено температурное поле рабочего валка стана горячей прокатки при прокатке с углом захвата  $\delta^0$ .

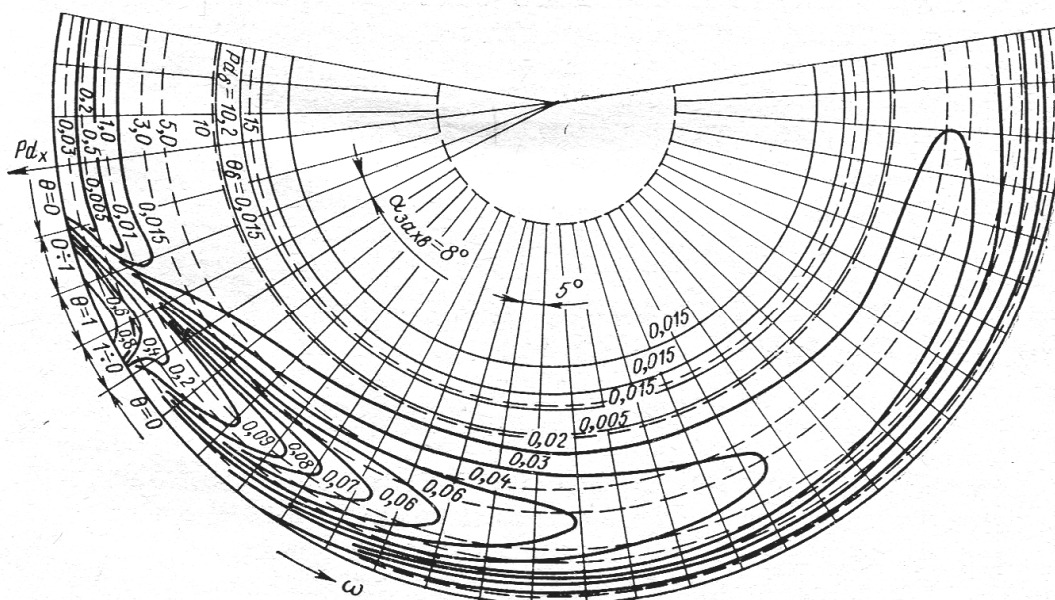


Рисунок 2 – Тепловое поле валка горячей прокатки

Для наглядности на рисунке 2 поле представлено с условным масштабом по радиусу, т.к. глубина активной зоны очень мала. Сплошными линиями показаны изотермы, где температура  $\theta$  дана в долях единицы ( $\theta = 1$  – на контакте металла с валком). Пунктирная линия при  $\theta_\delta = 0,015$  является границей активной и основной зон. Видно, что глубже этой границы температура валка постоянна.

Во всех случаях глубина активной зоны, согласно [10], невелика и не превышает 10 мм. На рисунке 3 показана зависимость глубины активной зоны от длительности одного оборота валка  $\tau_{об}$ . Цифры у кривых соответствуют различным коэффициентам температуропроводности материала валка: 1–0,06 м<sup>2</sup>/час; 2–0,05 м<sup>2</sup>/час; 3 – 0,04 м<sup>2</sup>/час; 4 – 0,03 м<sup>2</sup>/час.



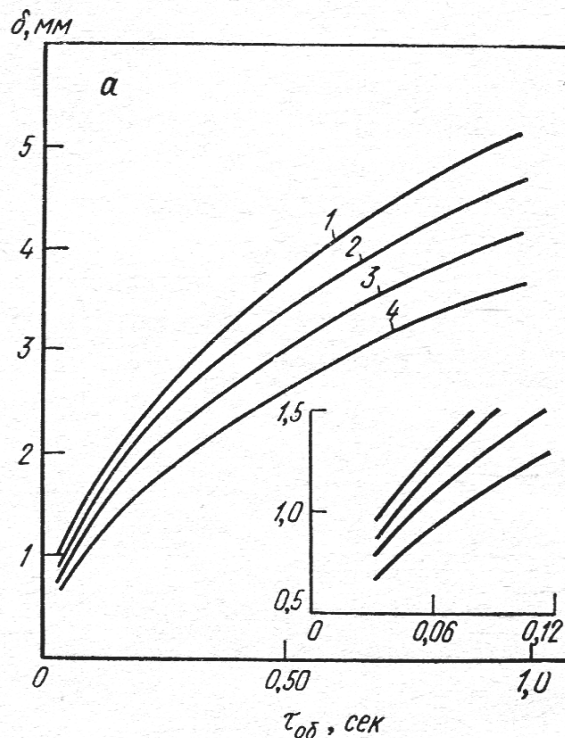


Рисунок 3 – Глубина активной температурной зоны валков

Т.о. на глубине среднего диаметра шлицов  $d_c$ , в основной зоне, температура будет постоянной и равной средней температуре валков, которая системами охлаждения поддерживается в пределах  $60 \div 70^{\circ} \text{C}$ . Отсюда следует, что разница в ширине шлицов бандажа и оси должна быть равна, мм:

$$\Delta b = b \cdot \Delta t (\alpha_{ст} - \alpha_{чуг}) = 60 \cdot (60 \div 70 - 20)(16,0 - 10,0)10^{-6} = 0,014 \div 0,018$$

Изготовление бандажей со столь длинными шлицами может оказаться затруднительным. В таком случае предлагается ограничиться шпоночным соединением, как показано на рисунке 4.

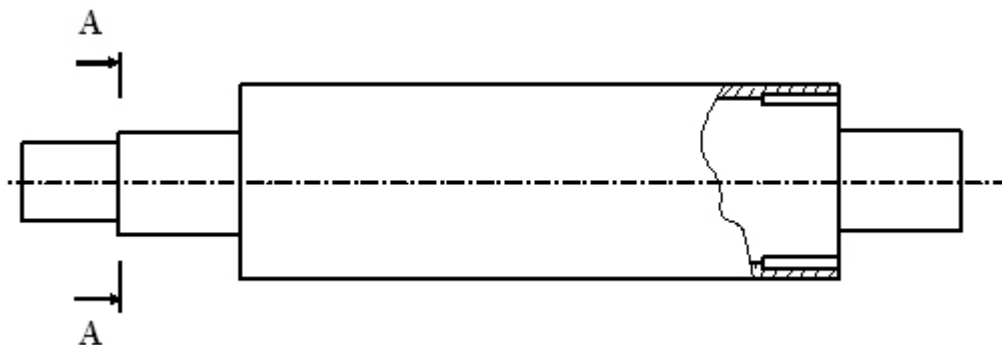


Рисунок 4 – Соединение бандажа с осью валка шпонками

Расчет показывает, что для рассматриваемого примера достаточно 20 шпонок с каждой стороны длиной 150 мм, шириной 60 мм и высотой 20 мм:

$$\sigma_{\text{см}} = \frac{4M_{\text{кр}}}{d_c \cdot z \cdot h \cdot l_{\text{ш}}} = \frac{4 \cdot 1,5 \cdot 10^9}{768 \cdot 40 \cdot 20 \cdot 150} = 65,1 < [\sigma_{\text{см}}],$$

$$\tau_{\text{ср}} = \frac{2M_{\text{кр}}}{(d_c + h/2) \cdot b \cdot l_{\text{ш}} \cdot z} = \frac{2 \cdot 1,5 \cdot 10^9}{(768 + 10) \cdot 60 \cdot 150 \cdot 40} = 10,7 < [\tau_{\text{ср}}],$$

где  $l_{\text{ш}}$  – длина шпонки, мм;

$[\tau_{\text{ср}}]$  – допустимое напряжение на срез. Для чугуна  $[\tau_{\text{ср}}] = 45$  МПа [8].

Определим, насколько увеличится несущая способность приводного конца рабочего вала (в опасном сечении, обозначенным на рисунке 4 секущей плоскостью А-А) в данном примере, если ось его изготовить из стали 60ХН. Для существующей конструкции:

$$[M_{\text{кр}}] = 0,2 \cdot d_{\text{пр}}^3 \cdot [\tau_{\text{кр}}] = 0,2 \cdot 525^3 \cdot 52,0 = 1,5 \text{ МНм};$$

Для новой конструкции:

$$[M_{\text{кр}}] = 0,2 \cdot d_{\text{пр}}^3 \cdot [\tau_{\text{кр}}] = 0,2 \cdot 525^3 \cdot 86,6 = 2,5 \text{ МНм}.$$

Т.о. несущая способность увеличивается в 1,67 раз.

**Выводы и направление дальнейших исследований.** Следовательно, механическое сочленение посредством шлицевого или шпоночного соединения чугунных бандажей со стальными осями рабочих валков клетей кварто дает возможность существенно повысить передаваемые крутящие моменты. Толщина бандажей после всех переточек должна быть больше глубины активной температурной зоны валков. Дальнейшие исследования не требуются, т.к. разработка готова к внедрению.

### Библиографический список

1. Асимметричные процессы прокатки – анализ, способы и перспективы применения. [//Пименов А.Ф., Скороходов В.Н., Трайно А.И. и др.] // *Сталь*, 1982. - №1. - С.53–56.

2. Асимметричная прокатка толстых листов в чистовой клетке стана 3600. [//Митьев А.П., Гринчук П.С., Будакова А.А. и др.]// *Усовершенствование технологии производства толстолистовой стали: Темат. отр. сб.- М.: Металлургия*, 1981. - С. 29-34.

3. Василев Я.Д. Производство полосовой и листовой стали. / Я. Василев, М. Сафьян. Киев.: Вища школа, 1976. – 191с.
4. Электрошлаковая технология в машиностроении. [/. МедоварБ.И, СаенкоВ.Я., НагаевскийИ.Д., Чепурной А.Д.] - К.: Техніка, 1984. – 215с.
5. Полухин В.П. Составной рабочий инструмент прокатных станов. / Полухин В.П., Полухин П.И., Николаев В.А. – М.: Металлургия, 1971. – 87с.
6. Исследование составных опорных валков на основе динамической модели главной линии прокатного стана.[ / Бобух И.А., Бобух А.И., Григорьев К.А., Шрайдер А.В.] // Обработка материалов давлением. Краматорск, ДГМА. – 2010. – №3 (24). - С. 190-198.
7. Гузенков П.Г. Детали машин. М.: Высшая школа, 1982. – 350с.
8. Кушнарченко В.М. Основы проектирования передаточных механизмов: Учебное пособие для студентов высших учебных заведений. / Кушнарченко В.М., Ковалевский В.П., Чирков Ю.А. - Оренбург: ОГУ, 2003. - 248 с.
9. Кухлинг Х. Справочник по физике: Пер. с нем. 2-е изд. - М.: Мир, 1985. - 250 с., ил.
10. Совершенствование теплового процесса листовой прокатки.[ / Третьяков А.В., Гарбер Э.А., Шичков А.Н., Грачев А.В.] М.: Металлургия, 1973. – 300 с.

**Рекомендована к печати д.т.н., проф. Новохатским А.М.**

**СТРОИТЕЛЬСТВО**



*д.т.н. Должиков П.Н.,  
Кирияк К.К.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ОПРЕДЕЛЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОЙ ОБЛАСТИ ИНЪЕКТИРОВАНИЯ ГРУНТОВ ДЛЯ СТАБИЛИЗАЦИИ ОПОЛЗНЕВЫХ ПРОЦЕССОВ**

*У статті розглядаються питання поведінки зсувного масиву, аналіз його стану методом професора Г.М. Шахунянца, визначення рівноважної зони зсуву і виділення найбільш ефективної області ін'єктування для стабілізації зсувних процесів методом струменевої цементації.*

**Ключові слова:** *зсув, область ін'єкції, стабілізація, цементація.*

*В статье рассматриваются вопросы поведения оползневого массива, анализ его состояния методом профессора Г.М. Шахунянца, определение равновесной зоны оползня и выделение наиболее эффективной области инъектирования для стабилизации оползневых процессов методом струйной цементации.*

**Ключевые слова:** *оползень, область инъектирования, стабилизация, цементация.*

**Актуальность проблемы.** В развитии оползневых явлений ЮБК весьма существенной является форма склона. Характерными параметрами определения служат высота склона и его крутизна. Необходимо учитывать, что наблюдаемая форма склона обуславливается совокупным воздействием всей естественно-исторической обстановки. Очевидно, что при искусственном изменении этой обстановки (подтопление, изменение гидрогеологического режима, подрезки и т.д.) наблюдаемая форма рельефа склона может оказаться уже несоответствующей новым условиям. При подобных условиях неизбежны оползневые явления.

Динамика сдвижения пород, слагающих склон или толщу откоса, имеет чрезвычайно большое значение. Следует отметить, что склоны и откосы и, в нашем случае, морское побережье, представлены коренными породами и покровными отложениями. Породы в значительной мере предопределяют собою и степень устойчивости склона, и характер возможного развития оползневых процессов.

Оценка степени опасности по условию развития оползней, как гравитационных, водно-гравитационных и эрозионно-гравитационных

процессов для территорий городов и населённых пунктов, и защита от них территорий, отводимых под застройку участков, строящихся и уже построенных зданий и сооружений, сводится к задачам трех типов, существенно различающимся по направленности, масштабам и методам решения[1]:

- связанные с разработкой рекомендаций по предупреждению и локализацией развития оползней и защите на больших территориях, решаемые преимущественно на основе обобщенных качественных оценок оползневой опасности;

- по оценке степени оползневой опасности и защите от оползней конкретных участков городских территорий, в первую очередь участков, отводимых под строительство или существующих зданий и сооружений;

- по определению расчётных показателей для выбора оптимальных вариантов при проектировании противооползневых сооружений инженерной защиты от оползней территорий и объектов.

Необходимость решения задач первого и, в меньшей мере, второго типа регламентирована законодательством Украины об охране окружающей природной среды [2]; согласно «Региональной программы по инженерной защите территории Автономной Республики Крым от оползневых, абразионных процессов, подтопления и паводков на 2007-2011 гг», которая является частью «Государственной программы социально-экономического развития АРК на срок до 2017г», утвержденной постановлением Кабинета Министров Украины № 1067 от 30.08.2007г; законами о планировании и застройке территорий, защите населения и территорий от чрезвычайных ситуаций на объектах повышенной опасности [3-5]; Земельным кодексом [6]; и нормативной документацией о планировании и застройке городов [7, 8]; об инженерной защите территорий от оползней и обвалов [9]; и другими нормативами.

**Анализ предыдущих исследований.** Горный Крым ввиду широкого развития экзогенных геологических процессов (ЭГП) с давних пор привлекал внимание ученых России и Украины.

1. Первый период (1785-1888). Впервые были рассмотрены оползни и обвалы Горного Крыма и причины их образования.

2. Второй период (1889-1929). Установлена роль подземных вод в формировании оползней, при избытке воды и значительном уклоне текущие воды приобретают активную роль и начинают действовать как транспортирующая связь.

3. Третий период (1930-1941). Разработана первая методика комплексных стационарных наблюдений, выполнено оползневое районирование западной части ЮБК, разработана классификация оползней.

4. Четвертый период (1945-1962). Выполнен комплекс работ по освещению геологических и тектонических условий развития Горного Крыма.

5. Пятый период (1963-1978). Произведена морфологическая и генетическая классификация карстовых полостей, типы карстовых отложений, карстовые воды и история формирования карста в Горном Крыму.

6. Шестой период (1979-1989). Разработаны теоретические основы и методы долговременных региональных прогнозов активизации экзогенных геологических процессов. Составлен и опробован комплекс методов (гидрогеологических, геодезических, инженерно-геологических, метеорологических, геофизических) с целью изучения режима оползней.

7. Седьмой период с 1989 г. и по настоящее время. Продолжаются стационарные наблюдения за развитием ЭГП, с их прогнозом и проверкой оправдываемости. Составлена Программа по инженерной защите территории АРК от оползневых и абразионных процессов. Составлен проект (первая редакция) ДБН «Строительство в сейсмических районах Украины». [10].

**Цель работы** – определить эффективную область инъектирования грунтов для стабилизации оползневых процессов методом цементации.

**Основная часть.** Для рассмотрения вопроса поведения оползневого массива и анализа его состояния применялся метод профессора Г.М. Шахунянца, для определения равновесной зоны оползня ( $T_{cd} \approx T_{yd}$ ). В качестве рассматриваемой задачи был выбран наиболее типичный оползневой склон в районе г. Алушта. Исследование оползневой системы и инженерно-геологической ситуации были выполнены ЦНТУ «Инжзащита».

Исследуемая территория расположена в прибрежной части южного макросклона Крымских гор, на склоне юго-восточной экспозиции с отметками поверхности 3,2-27,7 м. В геоморфологическом отношении исследуемая территория расположена в прибрежной части умеренно крутого склона юго-восточной экспозиции, осложненного овражно-балочной сетью, по которой, в основном, осуществляется поверхностный сток при выпадении атмосферных осадков на вышерасположенной территории. В геологическом строении исследуемой территории принимают участие флишевые породы таврической серии, перекрытые чехлом верхнечетвертично-современных накоплений делювиально-провилюального, оползневого и техногенного генезиса. Глубина залегания кровли коренных грунтов в пределах участка, варьируется от 2-3 м до 12,5 -17,5 м относительно древней поверхности. Сейсмичность относится к зоне интенсивности сотрясений на средних



грунтах равной 8-ми баллам. Исследуемая форма оползневого склона представлена на рисунке 1.

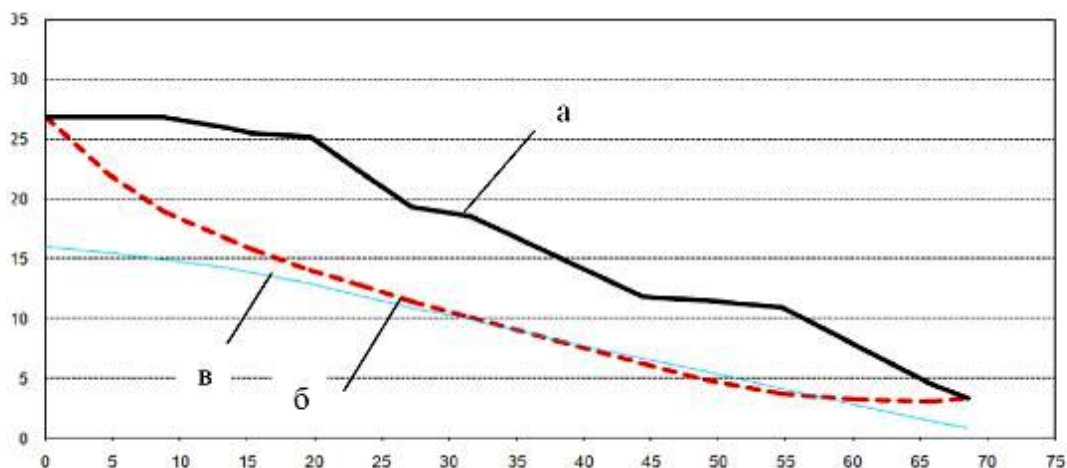


Рисунок 1 – Поперечный разрез оползневого склона:  
а – поверхность существующего рельефа, б – зона скольжения,  
в – уровень грунтовых вод.

Для определения физико-механических свойств зоны скольжения применялся способ обратного расчета, методом проф. Г.М Шахунянца:

$$k_{st} = \frac{\sum_{i=1}^{i=m} [N_i \operatorname{tg} \varphi_i + c_i l_i + T_{i \text{ уд}}] \frac{\cos \varphi_i}{\cos(\alpha_i - \varphi_i)}}{\sum_{i=1}^{i=m} T_{i \text{ сдв}} \frac{\cos \varphi_i}{\cos(\alpha_i - \varphi_i)}}, \quad (1)$$

где  $k_{st}$  - коэффициент устойчивости;  $N_i$  – нормальная сила;  $T_i$  – тангенциальная сила;  $c_i$ ,  $l_i$  – силы сцепления;  $\varphi$  - угол внутреннего трения грунта;  $\alpha_i$  – угол наклона зоны скольжения к горизонту.

Методика расчета заключается в следующем: каждый ограниченный предполагаемой поверхностью скольжения отсек, разбивают на отдельные блоки вертикальными плоскостями, проведенными в местах перелома поверхности скольжения так, чтобы в пределах каждого блока по его основанию сдвиговые характеристики грунтов были одинаковы. Определяются величины нормальной  $N_i$  и тангенциальной  $T_i$  состав-

ляющих силы веса по блокам, а также силы сцепления  $c_i$ ,  $l_i$ . Вычисляется коэффициент устойчивости всего отсека обрушения.

Сравнением результатов расчета, полученных по рассмотренным вариантам, устанавливается значение минимального коэффициента устойчивости и соответствующее ему положение критической поверхности скольжения.

Коэффициент устойчивости  $k_{st}$  подбирался близкий к 1 (без учета сейсмического воздействия), путем изменения характеристик грунта  $c$  и  $\varphi$  из условия предельного равновесия оползневого склона, объемная масса грунта принимался равным среднему значению, исходя из инженерно-геологического строения склона. Свойства грунтов приведены в таблице 1.

Таблица 1 - Физико-механические характеристики грунта

Объемная масса, т/м <sup>3</sup>	Угол внутреннего трения, град.	Удельное сцепление, т/м <sup>2</sup>
$\gamma$	$\varphi$	$c$
1,95	16	0,7

Результаты общего расчета при основном сочетании нагрузок приведены в таблице 2. Исходя из них видно, что для блоков №7-12 полученные сдвигающие силы примерно равны удерживающим силам ( $T_{cd} \approx T_{yd}$ ).

Таблица 2 - Результаты общего расчета при основном сочетании нагрузок

№ блока	$\alpha_i$ , град	$T_{уд}$ , т/пм	$T_{сд}$ , т/пм	$\Sigma T_{уд}$ , т/пм	$\Sigma T_{сд}$ , т/пм	$K_{уст}$	$E_{оп}$ , т/пм	$\Sigma E_{оп}$ , т/пм
1	77.5	0.0	0.0	0.0	0.0	0.053	0.0	0.0
2	46.2	4.8	17.3	4.8	17.3	0.275	13.2	13.2
3	36.7	15.9	31.6	20.7	48.9	0.422	17.8	31.0
4	26.4	23.1	33.8	43.7	82.7	0.529	13.7	44.7
5	24.2	10.9	14.8	54.6	97.5	0.561	5.3	50.0
6	22.8	25.5	32.7	80.1	130.2	0.615	10.6	60.6
7	17.8	22.7	22.3	102.8	152.5	0.674	2.6	63.2
8	17.5	19.3	20.7	122.1	173.2	0.705	3.9	67.1
9	17.2	21.3	19.6	143.4	192.8	0.743	1.1	68.2

Продолжение таблицы 2

1	2	3	4	5	6	7	8	9
10	16.7	30.1	26.9	173.5	219.7	0.790	0.7	68.8
11	17.1	25.3	22.6	198.8	242.3	0.820	0.6	69.5
12	15.8	17.7	14.9	216.5	257.2	0.842	-0.5	68.9
13	11.6	24.6	15.6	241.1	272.7	0.884	-5.8	63.1
14	6.4	12.8	4.3	253.9	277.1	0.916	-6.8	56.3
15	3.7	8.7	1.6	262.6	278.7	0.942	-6.0	50.3
16	1.5	13.0	0.8	275.6	279.5	0.986	-10.5	39.8
17	-4.0	1.2	-2.7	276.8	276.8	1.000	-3.7	36.1

Результаты общего расчета при особом сочетании нагрузок (сейсмическое воздействие, коэффициент сейсмичности  $\mu=0.042$ ) приведены в таблице 3. Из них так же видно, что условие примерного равновесия сил наблюдается в блоках №7-12. Полученная область предельного равновесия сил приведена на рисунке 2. Следовательно, в пределах блоков №7-12 инъецирование цементного раствора будет наиболее эффективным.

Таблица 3 - Результаты общего расчета при особом сочетании нагрузок

№ блока	$\alpha_i$ , град	$T_{уд}$ , т/пм	$T_{сд}$ , т/пм	$\Sigma T_{уд}$ , т/пм	$\Sigma T_{сд}$ , т/пм	$K_{уст}$	$E_{оп}$ , т/пм	$\Sigma E_{оп}$ , т/пм
1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	77.5	0.0	0.0	0.0	0.0	0.052	0.0	0.0
2	46.2	4.8	18.2	4.8	18.2	0.261	13.9	13.9
3	36.7	15.9	33.8	20.7	52.0	0.397	19.3	33.2
4	26.4	23.1	37.0	43.7	89.0	0.491	16.1	49.3
5	24.2	10.9	16.3	54.6	105.4	0.519	6.4	55.7
6	22.8	25.5	36.4	80.1	141.8	0.565	13.2	68.9
7	17.8	22.7	25.5	102.8	167.3	0.614	4.9	73.9
8	17.5	19.3	23.4	122.1	190.7	0.640	5.8	79.7
9	17.2	21.3	22.5	143.4	213.2	0.673	3.2	82.8
10	16.7	30.1	30.9	173.5	244.1	0.711	3.5	86.4
11	17.1	25.3	25.9	198.8	270.0	0.736	3.0	89.3
12	15.8	17.7	17.2	216.5	287.2	0.754	1.1	90.4
13	11.6	24.6	18.8	241.1	306.0	0.788	-3.6	86.8
14	6.4	12.8	6.0	253.9	312.0	0.814	-5.7	81.1

Продолжение таблицы 3

1	2	3	4	5	6	7	8	9
15	3.7	8.7	2.6	262.6	314.6	0.835	-5.3	75.8
16	1.5	13.0	2.2	275.6	316.8	0.870	-9.7	66.2
17	-4.0	1.2	-2.5	276.8	314.2	0.881	-3.6	62.6

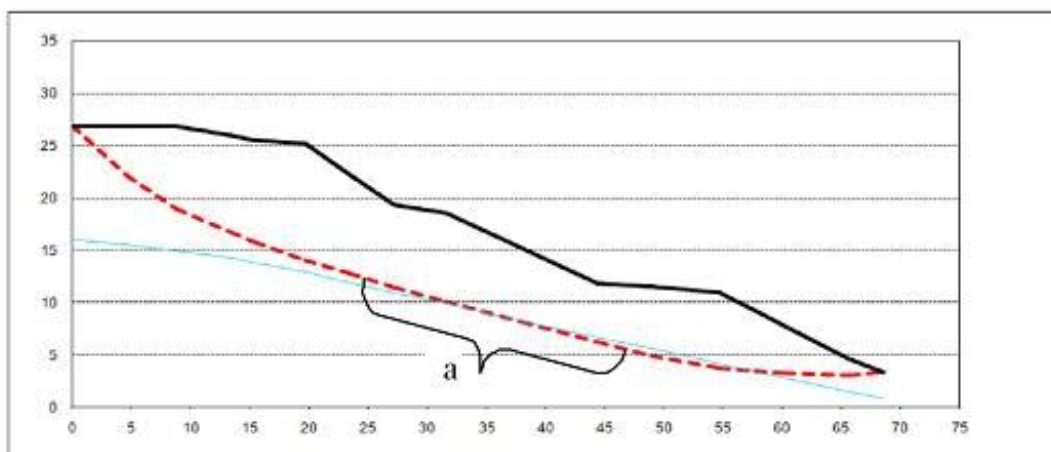


Рисунок 2 - Поперечный разрез оползневого склона:  
а – полученная область предельного равновесия сил, блоки №7-12.

**Выводы.**

1. Исходя из систематизации наработанных результатов, а так же анализа физико-механических и параметрических свойств сходных оползневых участков, были определены физико-механические характеристики оползневого склона и рассчитан коэффициент устойчивости при помощи метода обратного расчета.

2. Определенная расчетом область предельного равновесия сил по блокам № 7-12, в которой получены сдвигающие силы, примерно равны удерживающим ( $T_{cd} \approx T_{уд}$ ), позволяет вычислить наиболее благоприятную область для устройства противооползневого сооружения методом цементации. Методика определения области применения струйной цементации, позволяет использовать ее для укрепления сходных по структуре грунтов оползневых участков ЮБК.

**Библиографический список**

1. Черный Г.И. О классификации математических моделей для различных задач механики горных пород / Черный Г.И. // "Труды VIII

сессии Совета по народнохозяйственному использованию взрыва”. - К.: Наукова думка, 1970. – С. 20 – 26.

2. Законодавство України про охорону навколишнього природного середовища (за станом на 1 квітня 2000 р.). – К.: Парламентське видавництво, 2000. – 144 с.

3. Закон України. Про планування та забудову територій від 20 квітня 2000 року № 1699-III.

4. Закон України. Про захист населення і територій від надзвичайних ситуацій техногенного та природного характеру від 8 червня 2000 року №1800-III.

5. Закон України. Про об’єкти підвищеної небезпеки від 18 січня 2001 року № 2245 – III.

6. Земельний кодекс України (Зі змінами та доповненнями станом на 1 квітня 1998 року). – К.: В-во “Право”. - 1998. – 42 с.

7. Держкомістобудування України. Система містобудівельного кадастру населених пунктів України. – К.: Знання, 1994. – 39 с.

8. Державні будівельні норми України. ДБН 360-92\* (Містобудування. Планування і забудова міських і сільських поселень). - К.: “Будівельник”, 1992.- 46 с.

9. Державні будівельні норми України. ДБН В.І.І-3-97. Інженерний захист територій будівель та споруд від зсувів та обвалів. Основні положення. Видання офіційне. – К.: Держбуд України, 1998. – 40 с.

10. Оползни и другие геодинамические процессы горноскладчатых областей Украины (Крым, Карпаты): Монография / Г. И. Рудко, И. Ф. Ерыш. – К.: Задруга, 2006. – 624 с.: ил. – Библиогр.: С. 596-620.

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

*к.т.н. Иванов А.П.,  
к.т.н. Карапетян С.Х.  
(ДонДТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ОЦЕНКА ВЕЛИЧИНЫ ЭКСЦЕНТРИСИТЕТА ПОДКРАНОВОГО ПУТИ**

*Приведена методика дослідження величини ексцентриситету - відстані між осями рейки крану і стінки підкранової балки і визначення кількісної характеристики контактних тисків рейки на верхній пояс балки.*

**Ключові слова:** *ексцентриситет, кранова рейка, підкранова балка, контактні тиск.*

*Приведена методика исследования величины эксцентриситета – расстояния между осями кранового рельса и стенки подкрановой балки и определения количественной характеристики контактных давлений рельса на верхний пояс балки.*

**Ключевые слова:** *эксцентриситет, крановый рельс, подкрановая балка, контактное давление.*

При определении местных напряжений в стенках стальных сварных двутавровых подкрановых балок необходимо знать действительный характер передачи нагрузки от подкранового рельса на верхний пояс балки. В работах [1-4] для расчета подкрановых конструкций в построении их расчетной схемы в части определения нагрузок приняты следующие допущения: нагрузки принимаются равномерно распределенные или сосредоточенные.

Однако, такие допущения приводят к тому, что в первом случае имеет место недоучет действующей нагрузки, а во втором - нагрузки превышают действительные значения. Точный учет действующих нагрузок невозможен без знания контактных давлений. Ю.И. Кудишин в работе [5] рассматривает зависимость местных напряжений от состояния контактных поверхностей подошвы рельса и верхнего пояса балки. По нашим исследованиям контактируемые поверхности имеют "пятнистый" характер, что приводит к неравномерным напряжениям в стенке подкрановой балки (рисунки 1 и 2).

При обследовании состояния подкрановых конструкций особенно важна оценка величины эксцентриситета – действительного расстояния между осями кранового рельса и стенки подкрановой балки.



Рисунок 1 - Вид характерного контакта между рельсом и верхним поясом балки



Рисунок 2 - Вид характерного распределения контакта по длине балки

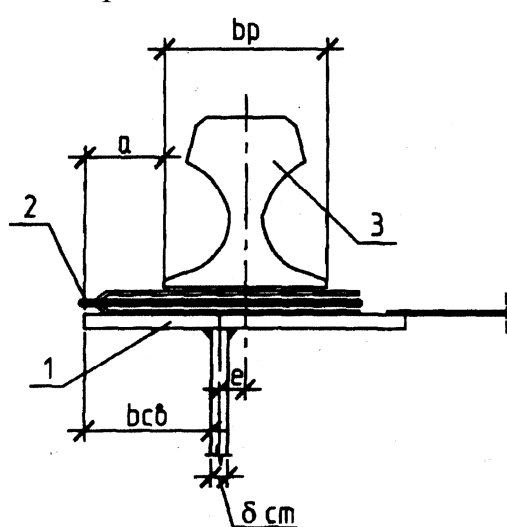
Данная величина во многом зависит от неудовлетворительного состояния крепления рельсов и некачественного изготовления подкрановых балок: оба эти фактора приводят к перемещению рельса по верхнему поясу балки при проезде крана. Величина эксцентриситета согласно СНиП (ДБН) в период эксплуатации не должна превышать 15 мм, а в действительности она колеблется в больших пределах и нередко достигает 60-70 мм.

Для измерения контактных давлений в изучаемые контактируемые поверхности рельса и верхнего пояса балки пытались встраивать специальные датчики. Чаще всего это металлические цилиндрики с наклеенными на них проволочными тензорезисторами или мездозы. Для установки таких датчиков необходимо сверление исследуемой поверхности. Кроме гнезд под датчики нужно позаботиться и о выводе от них проводов, которые при смыкании контактных поверхностей должны оставаться неповрежденными.

Такие датчики оказывались неудобными и сложными в обращении и, кроме того, при их установке искажается характер контакта.

В настоящей работе предлагается способ определения эксцентриситета между положением рельса и осью стенки подкрановой балки (рисунок 3).

С помощью трехслойной прокладки, расположенной под подошвой рельса снимается отпечаток следа контакта рельса на верхней полке подкрановой балки после прохода крана. Трехслойная прокладка состоит из двух бумажных и одного копировального листов между ними. Верхний лист предназначен для предохранения копировальной бумаги от повреждения, а нижний для отпечатка следа контакта рельса с полкой подкрановой балки.



- 1 - верхний пояс балки;
- 2 - трехслойная прокладка;
- 3 - подкрановый рельс;
- $e$  - эксцентриситет;
- $a$  - расстояние от края верхнего пояса балки до края рельса;
- $b_{св}$  - свес верхнего пояса балки со стороны пролета цеха;
- $\delta_{см}$  - толщина стенки балки;
- $b_p$  - ширина подошвы рельса.

Рисунок 3 - Распределение величины эксцентриситета между осью рельса и осью стенки подкрановой балки



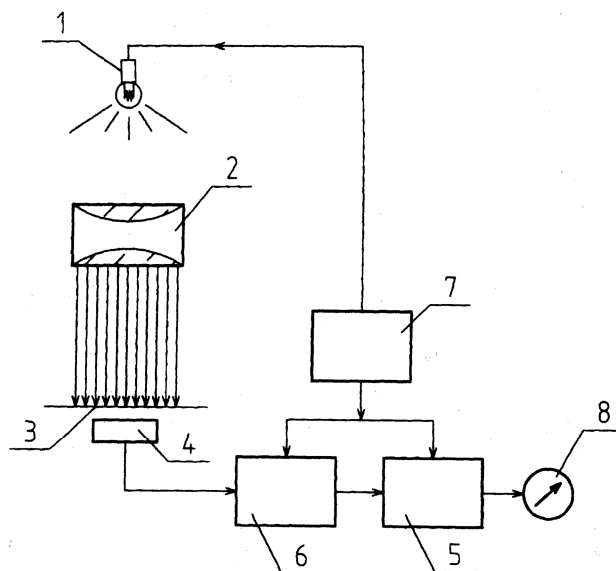
В статическом состоянии крана на прокладке отмечают положение подкранового рельса и измеряют расстояния  $a, b_{cb}, \delta_{cm}$ . После проезда крана на прокладке остается след, равный ширине подошвы рельса  $b_p$  или меньше. На отпечаток наносится ось стенки подкрановой балки и по разности между осью стенки и центром отпечатка судят о величине эксцентриситета, который может быть вычислен по формуле

$$e = \left( \frac{b_p}{2} + a \right) - \left( \frac{b_{cb}}{2} + \frac{\delta_{cm}}{2} \right). \quad (1)$$

Данный метод дает возможность оценить величину смещения подкранового рельса от оси стенки подкрановой балки, а также визуально определить величину контактируемых поверхностей.

Плотность отпечатка краски на бумаге нижнего слоя пропорциональна контактному давлению. Недостатком данного метода является то, что он не дает количественную характеристику контактных давлений.

Для определения количественной характеристики контактных давлений предложен прибор блок - схема которого приведена на рисунке 4.



1 - источник света; 2 - конденсорные линзы; 3 - лист бумаги; 4 - фоторезистор; 5 - электрический мост; 6 - усилитель; 7 - источник питания стабилизированный; 8 - измерительный прибор.

Рисунок 4 - Схема прибора для измерения величины контактных давлений

Принцип работы прибора состоит в следующем: луч света от лампы, питаемой стабилизированным напряжением, проходя через конденсор и лист бумаги, на котором отпечатана краска копировальной бумаги, попадает на фоторезистор (4). При этом фоторезистор включен в плечо электрического моста, предварительно сбалансированного по чистому листу бумаги с помощью переменных резисторов (5 и 3). При прохождении светового потока через затемненные участки бумаги его интенсивность уменьшается, что приводит к изменению сопротивления фоторезистора (4). Электрический ток, возникающий в измерительных плечах моста, при его разбалансировке усиливается двухкаскадным усилителем, обеспечивающим высокую температурную стабильность и линейность, которая достигается благодаря глубокой отрицательной обратной связи и попадает на измерительный прибор (ИП).

Отклонение стрелки прибора пропорционально плотности отпечатка краски на бумаге, следовательно, и величине контактного давления. Внешний вид измерительного комплекса для измерения контактных давлений приведен на рисунке 5. В качестве источника питания света и прибора для определения контактных давлений используется стабилизированный источник питания типа "Агат". Для определения величины контактного давления необходимо построить тарировочный график, дающий зависимость силы тока от прозрачности бумаги при заранее известных величинах контактного давления.

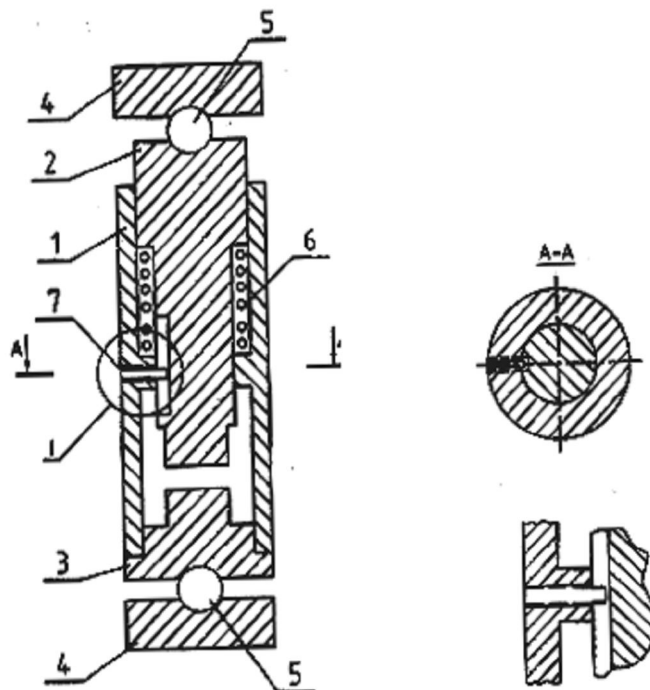
Для получения тарировочных отпечатков было разработано тарировочное устройство, схема которого приведена на рисунке 5.

Тарировочное устройство состоит из корпуса в виде полого цилиндра, в котором как в направляющих перемещается подвижной шток. Торцевые поверхности подвижного штока и нижнего упора выполнены с высокой степенью чистоты обработки, для более полного контакта.

Для удобства расшифровки диаметры опорных цилиндров приняты равными 35,68 мм, что соответствует площади контактируемых поверхностей, равной 10 см<sup>2</sup>. На других торцах подвижного штока и нижнего упора сделаны углубления, в которые закладываются шарики, благодаря которым достигается центровка приспособления, что позволяет получить равномерный отпечаток по всей площади торца цилиндра.

Предварительно перед включением прессы между торцевыми поверхностями вкладывается трехслойная прокладка (из двух бумажных листов и копировальной бумаги между ними), которая будет использоваться в эксперименте. Для этого в стенке корпуса предусмотрены окошки.

Серия отпечатков, полученных при всевозрастающих известных усилиях прессы, просвечивается и по ним строится тарировочный график.



1 - корпус; 2 - подвижный шток; 3 - нижний упор; 4 - центрирующие плиты; 5 - шарики; 6 - пружина; 7 - стопорный винт.

Рисунок 5 - Схема тарировочного устройства

#### **Выводы:**

1. В результате проведенных исследований получены практические результаты возможной оценки величины эксцентриситета кранового рельса относительно оси стенки подкрановой балки при прохождении крана.

2. Величина контактного давления может быть оценена с помощью предложенного устройства, что позволит установить фактическое воздействие кранового рельса на верхний пояс и стенку подкрановой балки.

#### **Библиографический список**

1. Васильев А.А. Об уточнении расчетных вертикальных нагрузок от мостовых кранов [Текст] / А.А. Васильев, Ю.С. Кунин, А.Т. Яковенко // *Промышленное строительство*. – М., 1974. – №6. – С. 20-22.

2. Лампси Б.Б. К вопросу повышения надежности стальных подкрановых балок [Текст] / Б.Б. Лампси, А.П. Юфимычев // *Промышлен-*

ное строительство и инженерные сооружения. – К., 1975. – №3. - С. 27-29.

3. Горпиченко В.М. Экспериментальное исследование усталостной прочности сварной подкрановой балки [Текст] / В.М. Горпиченко, А.С. Лазарян // Промышленное строительство. – М., 1975. – №12. - С. 40-41.

4. Апалько А.А. Напряженное состояние стенок сварных подкрановых балок под действием местных статических нагрузок: автореф. дис...канд. техн. наук: спец. 05.23.01 [Текст] / А.А. Апалько.-М.: ГПНПБ, 1960. - 20 с.

5. Кудишин Ю.И. Упругие прокладки под рельсами подкрановых металлических балок [Текст] / Ю.И. Кудишин // Промышленное строительство. – М., 1966. – №9. - С. 20-23.

**Рекомендована к печати д.т.н., проф. Должиковым П.Н.**

*к.т.н. Емец Е.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

**ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО  
СОСТОЯНИЯ МНОГОЭТАЖНОГО ЗДАНИЯ  
НА ДЕФОРМИРУЕМОМ ОСНОВАНИИ  
С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ПК “ЛИРА”**

*Наведені результати статичних розрахунків безкаркасної багатоповерхової будівлі на деформованій основі в нелінійній постановці з урахуванням перемінної жорсткості основ та нерівномірних переміщень основи, не пов'язаних з впливом будівлі.*

***Ключові слова:** будівля на деформованій основі, перемінна жорсткість основ, нерівномірні переміщення основи, коефіцієнт жорсткості основи.*

*Приведены результаты статических расчетов бескаркасного многоэтажного здания на деформируемом основании в нелинейной постановке с учетом переменной жесткости основания и неравномерных перемещений основания, не связанных с влиянием сооружения.*

***Ключевые слова:** здание на деформируемом основании, переменная жесткость основания, неравномерные перемещения основания, коэффициент жесткости основания.*

**Постановка проблемы.** Строительство зданий и сооружений на деформируемом основании имеет очень широкое распространение. Эксплуатационная пригодность сооружений на таком основании в большей степени зависит от достоверности расчетов и учета реальных свойств грунтов и конструкционных материалов.

Следует отметить, что геологическое строение грунтов строительной площадки должно рассматриваться совместно с протекающими в данных природных условиях физико-геологическими процессами, которые могут оказать влияние на прочность и устойчивость возводимых сооружений. Например, основание может иметь простое строение, но слагающие его грунты при изменении своего физического состояния (замачивание) дают дополнительные деформации, опасные для прочности и устойчивости сооружения. Поэтому для обеспечения надежности

и экономичности строительства необходимо серьезное внимание уделять рассмотрению совместной работы основания и сооружения.

В сложных инженерно-геологических условиях изменение жесткости и смещения основания проявляются в период эксплуатации сооружения, что приводит к перераспределению контактных напряжений вплоть до отрыва грунта от подошвы фундаментов. При этом внешняя нагрузка остается неизменной и эпюры контактных напряжений на любой стадии деформирования основания не меняются.

Вопросами расчета зданий в сложных инженерно-геологических условиях занимались многие отечественные и зарубежные исследователи. Принципиальные положения существующих методов расчета приведены в работах В.И. Далматова, В.К. Егупова, С.Н. Клепикова, А.А. Козачевского, А.А. Петракова, П.П. Шагина и др.

Традиционные линейно-упругие методы расчета сооружений создают представление о резко преуменьшенном допустимом значении неравномерных деформаций сооружения и основания, не согласующемся с фактическими данными. Поэтому, применяя теоретический подход, следует правильно выбрать расчетные схемы сооружений и основания, а также метод расчета.

Такие задачи расчета сооружений на прочность и деформативность заставляют искать пути теоретического описания взаимодействия сооружений с основанием с целью оценки напряженно-деформированного состояния системы “основание – фундамент – верхнее строение” во всем диапазоне нагрузок воздействий, что дает возможность более полно использовать свойства грунтов и конструкций и достоверно выполнить инженерные расчеты.

**Цели исследования** сводятся к выбору расчетной модели основания; расчетной модели многоэтажного бескаркасного здания, взаимодействующего с основанием; метода решения контактных задач, в результате которого определяются усилия взаимодействия здания с деформируемым основанием.

**Задачи:**

- определение напряженно-деформированного состояния конструкций здания при различных высоте ( $h_y$ ), и длине ( $l_y$ ) уступов;
- определение предельных размеров уступов, которые может выдержать здание до момента исчерпания несущей способности конструкций или появления недопустимых по условиям эксплуатации деформаций.

**Исходные данные.** Объект исследования – 9-этажное бескаркасное здание серии 179 имеет прямоугольную в плане форму с симметричным расположением стен (рисунок 1). Ленточные фундаменты (ФЛ 20-16, ФЛ 14-16) выполнены прерывистыми.

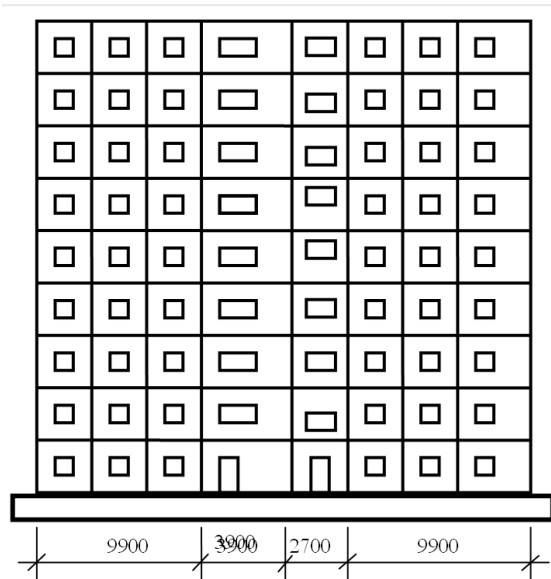


Рисунок 1 – Конструктивное решение продольной стены здания

Результаты экспериментальных исследований напряженно-деформированного состояния объекта приняты по данным натурных испытаний, проводимых НИИСК, ЗНИИЭП (г. Киев).

Грунтовое основание – суглинок; число пластичности  $I_p = 0,17$ ; удельный вес  $\gamma = 18,7 \text{ кН/м}^3$ ; степень влажности  $S_r = 0,72$ ; коэффициент пористости  $e = 0,75$ ; удельное сцепление  $c = 43 \text{ кПа}$ ; модуль деформации  $E = 19 \text{ МПа}$ .

Исходные данные для расчетов, характеризующих нелинейно-неупругую деформируемость поверхности основания: коэффициент жесткости  $K = 350/0,024 = 14580 \text{ кН/м}^2$ ;  $p = 350 \text{ кПа}$ ;  $s = 0,024 \text{ м}$ ; предельное давление под фундаментными плитами  $p_u = 1100 \text{ кН/м}^2$ ; упругая часть осадки ( $s_y = 0,008 \text{ м}$ ).

График зависимости “ $p - s$ ” для суглинка принят по результатам натурных испытаний [1] (рисунок 2).

**Основная часть.** Моделирование системы “основание – фундамент – верхнее строение” и решение контактной задачи выполнялось с использованием ПК “ЛИРА”, в основу которого положен МКЭ.

Плоская расчетная модель многоэтажного бескаркасного здания моделируется плоскими системами, состоящими из пластинок, соединенных между собой связями.

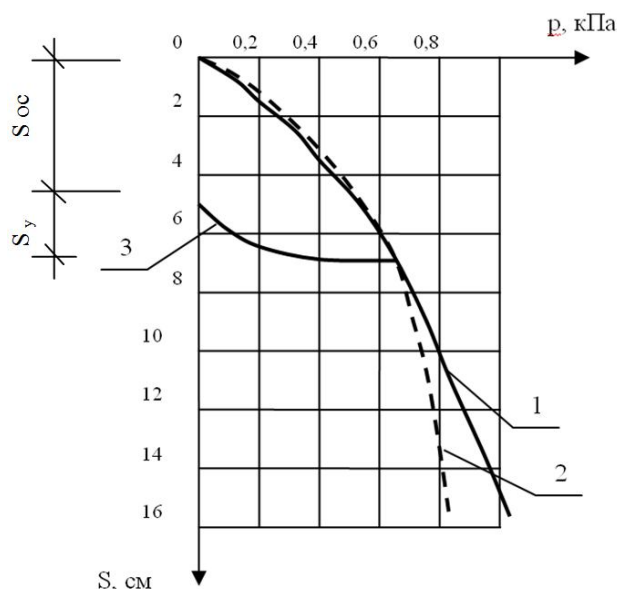


Рисунок 2 - График зависимости “ $p - s$ ” для суглинка  
 1- по результатам натуральных испытаний [1]; 2 – расчетная кривая по [2];  
 3 – кривая разгрузки;  $s_y$  - упругая осадка;  $s_{oc}$  – остаточная осадка.

Для основания могут применяться расчетные схемы в виде линейно и нелинейно деформируемого полупространства, слоя, коэффициента жесткости. В данной задаче при оценке напряженно-деформированного состояния конструкций здания от деформационных воздействий основания целесообразно использовать расчетную схему переменного коэффициента жесткости как наиболее простую и дающую вполне достаточную сходимость [1].

При решении контактной задачи коэффициент (функции) жесткости основания ( $K$ ) для заданной нагрузки в рассматриваемый момент времени (рисунок 2) определяется исходя из действительных механических свойств грунтов и может быть представлен зависимостью

$$K = \frac{P}{s}, \quad (1)$$

где  $P$  – нагрузка, приложенная к поверхности основания;  
 $s$  – перемещение поверхности основания (осадка основания).

При расчете сооружений непрерывное основание моделируется совокупностью несвязанных друг с другом опорных стержней (2), коэффициенты жесткости которых равны жесткостям заменяемых участков непрерывного основания (рисунок 3). Деформации основания, несвязанные с нагрузкой от сооружения и проявляющиеся в виде вертикальных и горизонтальных перемещений поверхности основания ( $l_y$ ,  $h_y$ ), моделировались смещениями опорных стержней (2).



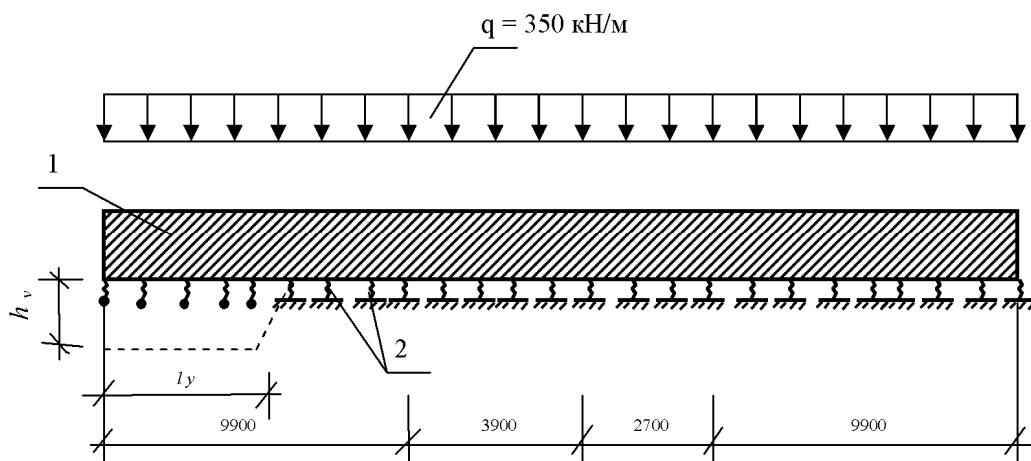


Рисунок 3 - Расчетная схема “фундамент под продольную стену здания – грунтовое основание”

1 – балка, моделирующая работу ленточного фундамента под продольной стеной здания; 2 – двухузловой конечный элемент, моделирующий работу грунтового основания.

На первом этапе расчета определяли вертикальные перемещения и реактивные давления основания с учетом собственного веса конструкций здания (простое нагружение).

Затем, при указанных исходных данных выполняли расчеты балки, моделирующей работу фундамента, на воздействие ступенчатых оседаний основания (уступов) методом суммарных нагружений с итерационным уточнением жесткостей основания согласно зависимости “ $p - s$ ” (рисунок 2) и по формуле (1) на каждом уровне нагружения. Уступы создавались последовательно (сложное нагружение).

Значения перемещений основания, полученные в результате расчета системы “фундамент - основание”, являлись исходными данными для составления расчетной схемы “фундамент – наземное строение” и для определения деформаций в конструкциях наземной части здания.

**Результаты расчета.** На рисунке 4 приведены эпюры осадок фундамента и реактивных давлений основания при различных значениях длины уступа ( $l_y$ ) и  $h_y = 0,132 \text{ м}$ .

Результаты расчета системы “фундамент - основание” показали, что при  $l_y = 3,5 \text{ м}$  на левом конце балки происходит отрыв основания от балки с подъемом поверхности грунта на  $0,01 \text{ м}$  вследствие его полной разгрузки от ранее действовавшего давления. При этом на правом конце балки отсутствует нарушение контакта основания с балкой.

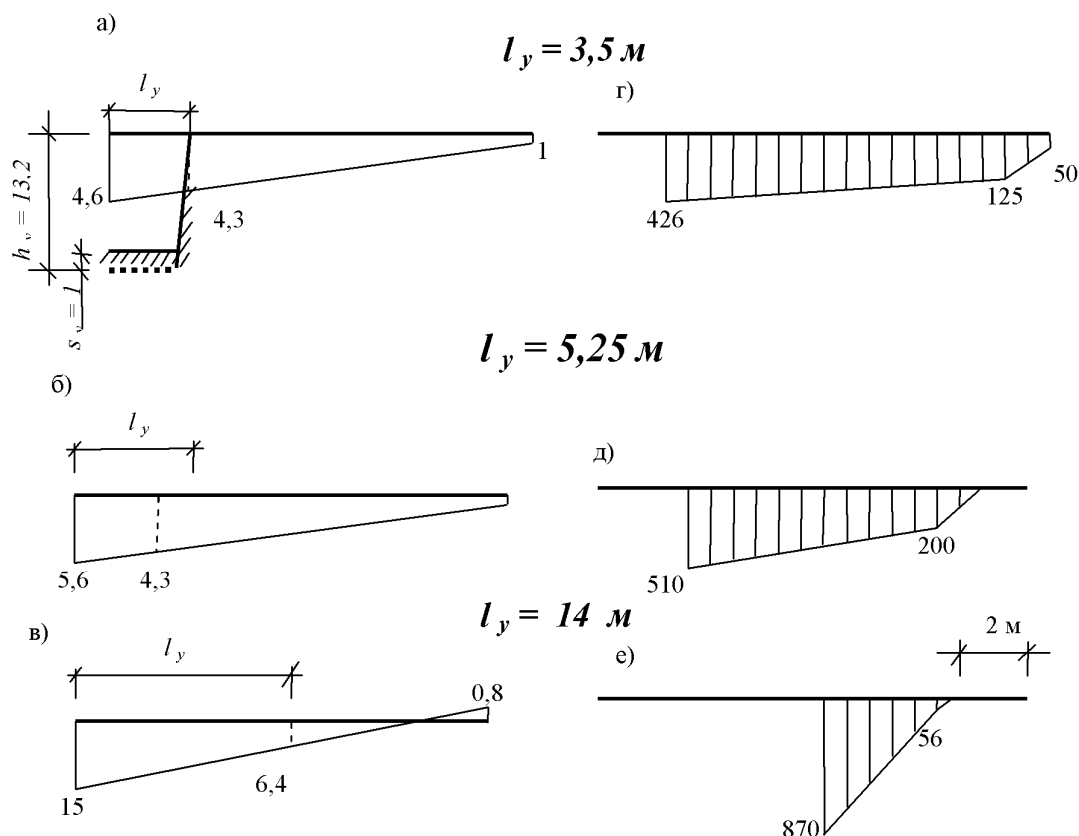


Рисунок 4 – Эпюры осадок фундамента (а – в), см и реактивных давлений (г – е), кПа ступенчато оседающего основания

Расчетная эпюра реактивных давлений основания полностью соответствует совместным деформациям основания и балки.

При  $l_y = 5,25 \text{ м}$  на левом конце балки возникает небольшое нарушение ее контакта с основанием, т. е. происходит отрыв основания от балки с подъемом грунта. Полная разгрузка основания вызывает его подъем на 0,015 м, что нашло отражение в выполненном нелинейном расчете. При этом коэффициент жесткости основания уточнялся по кривой разгрузки (рисунок 2).

На левом конце балки происходит увеличение зоны нарушения контакта основания с балкой.

Дальнейшее увеличение длины уступа ( $l_y$ ) ведет к развитию зоны нарушения контакта фундамента с основанием и, как следствие, к уменьшению несущей способности наземных конструкций здания. В результате расчета установлено, что при  $l_y = 14 \text{ м}$  и  $h_y = 0,132 \text{ м}$  происходит отрыв основания от балки и на правом конце на высоту 0,8 см (рисунок 4 в,е). При этом в ряде стеновых панелей 9-этажного здания возникают деформации, значительно превышающие предельно допустимые значения, т. е.  $\varepsilon \leq [\varepsilon_u]$ .

## **Вывод**

Расчетная схема деформируемого основания, характеризуемого переменным коэффициентом жесткости, и результаты решения нелинейно-неупругой контактной задачи с использованием ПК “ЛИРА” достоверно отражает взаимодействие конструкций с основанием при простом и сложном нагружении.

Сопоставление расчетных значений перемещений основания под фундаментами и реактивных давлений основания с экспериментальными показывает хорошую согласованность. Расхождения между экспериментальными и расчетными значениями не превышают 7 %.

## **Библиографический список**

*Клепков С.Н. Расчет сооружений на деформируемом основании / С.Н. Клепков - К.:НИИСК, 1996. – 204 с.*

*Мальшев М.В. Прочность грунтов и устойчивость оснований / М.В. Мальшев – М.: Стройиздат, 1977. – 176 с.*

*Гольшев А.Б. Железобетонные конструкции / А.Б. Гольшев, В.П. Полищук, В.Я. Бачинский, под ред. А.Б. Гольшева. - К.: Логос, 2001. – 420 с.*

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Должиковым П.Н.*

*к.т.н. Долголаптев В.М.,  
к.т.н. Симонова И.Н.,  
Симонов С.И.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ИНЖЕНЕРНЫЙ МЕТОД ОПРЕДЕЛЕНИЯ ЛИНЕЙНОГО КОЭФФИЦИЕНТА ТЕПЛОПЕРЕДАЧИ В УЗЛАХ УГЛОВЫХ СТЫКОВ ЗДАНИЙ**

*У статті наведено спрощений метод визначення лінійного коефіцієнта теплопередачі, заснований на складанні еквівалентного перерізу кутового стику шляхом приведення кута зовнішньої стіни до плоскої поверхні.*

***Ключові слова:** приведений опір теплопередачі, теплопровідні включення, тепловий потік, лінійний коефіцієнт теплопередачі, температурні поля, коефіцієнти тепловіддачі зовнішньої і внутрішньої поверхонь.*

*В статье приведен упрощенный метод определения линейного коэффициента теплопередачи, основанный на составлении эквивалентного сечения углового стыка путем приведения угла наружной стены к плоской поверхности.*

***Ключевые слова:** приведенное сопротивление теплопередачи, теплопроводные включения, тепловой поток, линейный коэффициент теплопередачи, температурные поля, коэффициенты теплоотдачи наружной и внутренней поверхностей.*

**Постановка проблемы в общем виде и ее связь с важными научными и практическими заданиями.** Наиболее эффективный путь экономии топливно-энергетических ресурсов – повышение теплосащиты зданий и сооружений, так как на теплоснабжение гражданских зданий расходуется значительная часть дорогостоящего твердого и газообразного топлива. В связи с этим возрастают требования к точности расчета теплопотерь существующего жилого фонда с целью дальнейшей их термореконструкции, т.е. необходимо проводить анализ самой структуры теплопотерь, который до сих пор недостаточно изучен. В результате теплоизоляция зданий ведется зачастую по наитию, без четкого представления о конечных результатах работы.

Расчет структуры теплопотерь усложняется еще тем, что здание не является однородной структурой по поверхности, а зачастую имеет теплопроводные включения из материалов с коэффициентом теплопро-

водности, большим коэффициентом теплопроводности материала ограждения, которые снижают температуру внутренней поверхности ограждения и уменьшают реальные сопротивления теплопередачи конструкции в целом. Примерами теплопроводных включений в наружных ограждениях являются: элементы железобетонных или стальных каркасов, прокладные ряды из натурального камня в кирпичных стенах, ребра и перемычки в крупнопанельных конструкциях и прочие. Часто в стыках стеновых панелей имеется соединение плиты междуэтажного перекрытия с балконной плитой или плитой лоджии, которые если недостаточно утеплить в междуэтажном поясе, то можно вызвать значительное понижение температуры пола у наружных стен. Поэтому все этапы расчета теплопотерь здания должны основываться на современной методологической и нормативной базе.

**Анализ последних достижений и публикаций.** В настоящее время вышел целый комплекс нормативных документов по проектированию современных зданий и сооружений, направленных на экономию тепловой энергии, согласно которым должны проектироваться современные здания и сооружения, в частности ДБН В.2.6-31:2006 [1].

Огромное значение учету теплопроводных включений уделялось многими авторами, в частности [2, 3, 4]. В [5] описан расчет общего сопротивления теплопередаче ограждения, в котором теплопередача считалась одномерной (плоской многослойной стеной), так и уделялось внимание современным наружным стенам и другим ограждениям, имеющих сложную конструкцию стены с двухмерным и даже трехмерным температурным полем. Для таких конструкций определяется приведенное сопротивление теплопередаче. Приведенное сопротивление теплопередаче есть величина, характеризующая усредненные теплозащитные свойства сложной (неоднородной) ограждающей конструкции, тепловой поток через которую при стационарном режиме не является одномерным. Его величина считается равной сопротивлению теплопередаче условной однородной ограждающей конструкции той же площади, одномерный тепловой поток через которую при одинаковых температурных перепадах равен тепловому потоку через данную реальную ограждающую конструкцию.

**Постановка задач.** Целью исследований является создание приемлемой для практических целей методики расчета по определению линейного коэффициента теплопередачи для упрощения проведения теплотехнического расчета.

**Представление основного материала исследований с полным обоснованием полученных результатов.** При определении приведенного сопротивления ограждающих конструкций часто необходимо учитывать наличие теплопроводных включений. Как правило, это верти-



Средневзвешенный коэффициент теплопроводности  $\lambda_I$  для участка ABCDL:

$$\lambda_I = \frac{1464}{\frac{1282}{0,44} + \frac{182}{0,70}} = 0,461 \frac{Вт}{м \cdot К}.$$

Принимаем, что равнодействующая теплового потока проходит по линии ЕО, которая соединяет середины наружной и внутренней сторон эквивалентного сечения.

Длина пути теплового потока:  $\delta_I = \sqrt{(14,1^2 + 62,5^2)} = 64,07 см.$

Коэффициент термического сопротивления стены на участке ABCDL:

$$R_I = \frac{\delta_I}{\lambda_I} = \frac{0,6407}{0,461} = 1,39 \frac{м^2 \cdot К}{Вт}.$$

Учтем коэффициенты теплоотдачи наружной и внутренней поверхностей:

$$R_{01} = \frac{1}{\alpha_в} + R_I + \frac{1}{\alpha_н} = \frac{1}{8,7} + 1,39 + \frac{1}{23} = 1,548 \frac{м^2 \cdot К}{Вт}.$$

Определим линейный коэффициент теплопередачи  $K_1$  для угла панели 1. Ширина расчетного участка 166 мм. Тогда  $K_1 = \frac{0,166}{1,548} = 0,107 \frac{Вт}{м \cdot К}.$

Рассмотрим панель 2. Определяем средневзвешенный коэффициент теплопроводности  $\lambda_{II}$  для участка ALSTU. Для этого определим площади каждого материала на участке стены ALTU. Общая площадь участка ALTU:  $F_{ALTU} = 1464 см^2$ , в том числе:

- площадь цементно-песчаного раствора:

$$F_{цп} = 10 \cdot 2 - 0,5 \cdot 2 \cdot 2 + 11 \cdot 2 = 40 см^2, \quad \lambda_{цп} = 0,70 \frac{Вт}{м \cdot К};$$

- площадь керамзитобетона:

$$F_{крз} = 1464 - 40 = 1424 \text{ см}^2, \quad \lambda_{крз} = 0,44 \frac{\text{Вт}}{\text{м} \cdot \text{К}}.$$

Средневзвешенный коэффициент теплопроводности  $\lambda_{II}$  для участка ALSTU:

$$\lambda_{II} = \frac{1464}{\frac{1424}{0,44} + \frac{40}{0,70}} = 0,445 \frac{\text{Вт}}{\text{м} \cdot \text{К}}.$$

Принимаем, что равнодействующая теплового потока проходит по линии VD, которая соединяет середины наружной и внутренней сторон эквивалентного сечения.

Длина пути теплового потока:  $\delta_{II} = 64,07 \text{ см}$ .

Коэффициент термического сопротивления стены на участке ALSTU:

$$R_{II} = \frac{\delta_{II}}{\lambda_{II}} = \frac{0,6407}{0,445} = 1,44 \frac{\text{м}^2 \cdot \text{К}}{\text{Вт}}.$$

Учтем коэффициенты теплоотдачи наружной и внутренней поверхностей:

$$R_{02} = \frac{1}{\alpha_g} + R_{II} + \frac{1}{\alpha_n} = \frac{1}{8,7} + 1,44 + \frac{1}{23} = 1,598 \frac{\text{м}^2 \cdot \text{К}}{\text{Вт}}.$$

Определим линейный коэффициент теплопередачи  $K_2$  для угла панели 2. Ширина расчетного участка 166 мм. Тогда

$$K_2 = \frac{0,166}{1,598} = 0,104 \frac{\text{Вт}}{\text{м} \cdot \text{К}}.$$

Суммарный линейный коэффициент теплопередачи узел углового соединения стеновых панелей:

$$K_{yc} = K_1 + K_2 = 0,107 + 0,104 = 0,211 \frac{\text{Вт}}{\text{м} \cdot \text{К}}.$$

Линейный коэффициент теплопередачи такого же узла согласно ДБН В.2.6-31:2006 составляет  $K_y = 0,23 \frac{\text{Вт}}{\text{м} \cdot \text{К}}$ . Длина углового



вертикального стыка  $L_{bc} = 2,58$  м. Угловая панель имеет вертикальный стык такого типа.

Учитываем, что теплопроводные включения относятся и к смежным панелям:

$$\sum_{j=1}^2 K_j \cdot L_j = 0,489 \cdot 3,18 + (0,5 \cdot 0,16 + 0,104) \cdot 2,58 = 2,063 \frac{Bm}{K}.$$

Приведенное сопротивление теплопередачи угловой панели с учетом теплопроводных включений определяем по формуле:

$$R_{np}^p = \frac{4,486}{\frac{(2,53 + 0,945)}{1,034} + 2,063} = 0,827 \frac{m^2 \cdot K}{Bm}.$$

Проверим влияние погрешности между  $K_{yc}$  и  $K_y$  на приведенное сопротивление теплопередаче сплошной стеновой панели размером  $3480 \times 2680 \times 300$  мм из керамзитобетона плотностью  $1200 \text{ кг/м}^3$ . Примем конструкцию горизонтального стыка по ДБН В.2.6-31:2006 (тип узла 4,  $K_y = 0,34 \frac{Bm}{m \cdot K}$ ). Количество горизонтальных стыков – 2, длина каждого стыка – 3,48 м. Панель имеет один вертикальный стык по ДБН В.2.6-31:2006 (тип узла 6,  $K_y = 0,32 \frac{Bm}{m \cdot K}$ ) и один вертикальный угловой стык, который рассмотрен выше. Длина каждого вертикального стыка – 2,68 м. Учет теплопроводных включений проводим по формуле (И.4) ДБН В.2.6-31:2006:

$$R_{np} = \frac{F_{\Sigma}}{\sum_{i=1}^n \frac{1}{R_{\Sigma i}} F_i + \sum_{j=1}^m k_j L_j};$$

$$R_{пан} = \frac{1}{\alpha_{\epsilon}} + \sum_{i=1}^3 R_i + \frac{1}{\alpha_{н}} = \frac{1}{8,7} + \frac{0,02}{0,76} + \frac{0,3}{0,44} + \frac{0,015}{0,70} + \frac{1}{23} = 0,888 \frac{m^2 \cdot K}{Bm};$$

$$F_{пан} = 3,48 \cdot 2,68 = 9,3264 m^2.$$

Определим  $R_{np}$  при  $K_y = 0,23 \frac{Bm}{m \cdot K}$  (т.е. согласно ДБН В.2.6-31:2006):

$$R_{np} = \frac{9,3264}{\frac{9,3264}{0,8880} + 2 \cdot 0,34 \cdot 3,48 + 0,32 \cdot 2,68 + 0,23 \cdot 2,68} = 0,6502 \frac{m^2 \cdot K}{Bt}.$$

Определим  $R_{np1}$  при коэффициенте теплопередачи согласно расчета  $K_{yc} = 0,223 \frac{Bt}{m \cdot K}$ :

$$R_{np1} = \frac{9,3264}{\frac{9,3264}{0,8880} + 2 \cdot 0,34 \cdot 3,48 + 0,32 \cdot 2,68 + 0,223 \cdot 2,68} = 0,6511 \frac{m^2 \cdot K}{Bt}.$$

Погрешность в определении  $R_{np}$  составляет:

$$\Delta = \frac{0,6511 - 0,6502}{0,6502} \cdot 100\% = 0,14\% .$$

Аналогичный расчет для кирпичной стены, представленной в ДБН В.2.6-31:2006 (тип узла 9,  $K_y = 0,31 \frac{Bt}{m \cdot K}$ ) дает значение  $K_{yc} = 0,32 \frac{Bt}{m \cdot K}$ , т.е. на 3,23% выше, чем по нормам.

В обоих случаях предложенная методика дает вполне приемлемый для практических целей результат и при этом значительно облегчает выполнение теплотехнических расчетов.

**Выводы и перспективы дальнейшего развития.** На основании вышесказанного можно сделать вывод, что приведенный инженерный метод дает хорошую сходимость результатов и может найти применение в инженерных расчетах при вычислении теплотерь как существующих зданий, так и вновь строящихся. Дальнейшие исследования будут направлены на определение теплотерь зданий с применением указанного метода расчета.

### Библиографический список

1. *Конструкції будівель і споруд. Теплова ізоляція будівель: ДБН В.2.6-31:2006. – [Чинний від 01.04.2007]. – К.: Мінрегіонбуд України, 2006. – 68 с.*
2. *Фокин К.Ф. Строительная теплотехника ограждающих частей зданий / К.Ф. Фокин; под ред. Ю.А. Табунищикова, В.Г. Гагарина. – 5-е изд., пересмотр. – М.: АВОК-ПРЕСС, 2006. – 256 с.*

3. Хоменко В. П. Справочник по теплозащите зданий / В.П. Хоменко, Г.Г. Фаренюк. – К.: Будівельник, 1986. – 216 с.

4. Фаренюк Г.Г. Составляющие теплопотерь зданий первых массовых серий и возможности изменения их структуры / Г.Г. Фаренюк // Реконструкція житла. – 2003. – С. 99 – 102.

5. Малявина Е.Г. Теплопотери здания: [справ. пособ.] / Е.Г. Малявина. – М.: «АВОК–ПРЕСС», 2007.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Должиковым П.Н.*

*к.т.н. Поздеев С.В.  
( Академия пожарной безопасности  
им. Героев Чернобыля МЧС Украины,  
г. Черкассы, Украина )*

### **ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНО-РАСЧЕТНЫЙ МЕТОД ПОСТРОЕНИЯ ДИАГРАММ ДЕФОРМИРОВАНИЯ БЕТОНА ПРИ ВЫСОКИХ ТЕМПЕРАТУРАХ**

*У статті подані результати експериментальних досліджень щодо поведінки бетону за високих температур нагріву та розроблена послідовність експериментальних та розрахункових процедур для визначення механічних характеристик бетону в умовах нагріву для застосування уточнених методів розрахунку меж вогнестійкості залізобетонних будівельних конструкцій.*

**Ключові слова:** залізобетонні конструкції, вогнестійкість, математичне моделювання, метод кінцевих елементів.

*В статье приведены результаты экспериментальных исследований поведения бетона при высоких температурах нагрева и разработана последовательность экспериментальных и расчетных процедур для определения механических характеристик бетона в условиях нагрева для применения уточненных методов расчета пределов огнестойкости железобетонных строительных конструкций.*

**Ключевые слова:** железобетонные конструкции, огнестойкость, математическое моделирование, метод конечных элементов.

**Постановка проблемы.** Применение методов математического моделирования для исследования поведения элементов железобетонных конструкций при пожаре связано с большими трудностями вследствие неоднородности и ярко выраженной нелинейности свойств железобетона, которые непрерывно меняются при его высокотемпературном нагреве. Данной проблеме посвящены многочисленные публикации [1], но, не смотря на большой объем научных исследований в данной области, очень важным представляется вопрос корректного применения математических моделей материалов и расчетных методик, описанных в нормативной документации. Развитию математических моделей механических свойств материалов посвящено большое количество исследований [1]. Тем не менее, в нормативных документах, например [2], даны рас-

четные методики и математические модели свойств материалов, что обуславливает необходимость их применения для расчетов пределов огнестойкости железобетонных конструкций проектируемых зданий на практике. В связи с этим достаточно важным является развитие методологии для решения практических проектных задач, основанной на базовых нормативных документах с применением уточненных методов.

При применении уточненных методов определения огнестойкости несущих железобетонных строительных конструкций одним из наиболее эффективных является метод конечных элементов (МКЭ), поскольку он является универсальным, а алгоритмы его численной реализации очень хорошо отработаны и позволяют учесть все значимые особенности поведения железобетона при комбинированном действии высокотемпературного нагрева и механических нагрузок. Кроме этого, данные алгоритмы применяются в универсальных компьютерных МКЭ-системах типа ANSYS, NASTRAN, ABAQUS, ЛИРА и др., в которых реализованы наиболее эффективные математические модели поведения материалов, учитывающие обширные научные данные зарубежных и отечественных исследователей. Тем не менее, опыт применения таких математических моделей и систем показывает, что при расчете появляется существенная погрешность при сравнении результатов с экспериментальными данными, что ставит под сомнение использование их как окончательные для определения предела огнестойкости. На наш взгляд данная погрешность связана с тем, что в нормах предложены универсальные модели, учитывающие феноменологию материалов только частично. Улучшить ситуацию возможно, корректируя их в соответствии с результатами дополнительных лабораторных испытаний после соответствующей математической обработки их результатов.

**Анализ последних исследований и публикаций.** Результатами исследований многочисленных работ [1 – 5] устанавливаются различные математические модели поведения бетона и арматурной стали в условиях нагрева при пожаре. Сравнительный анализ данных моделей показал их эффективность, но наибольшее приближение к экспериментальным данным дают математические модели механических свойств бетона, описанные в EN 1992-1-2:2004 Eurocode 2 [2]. Поэтому данные математические модели выбраны в качестве базовых.

**Постановка задачи и ее решение.** Целью данной работы является разработка способа корректировки нормативной математической модели механических свойств бетона в условиях нагрева для получения адекватных результатов при использовании уточненных методов расчета пределов огнестойкости на базе МКЭ.

Математическая модель механических свойств бетона в условиях нагрева предназначена для построения набора диаграмм деформиро-

вания бетона при разных температурах и базируется на формулах:

$$\begin{aligned} \text{при } 0 < \varepsilon_b \leq \varepsilon_{c1,T} \quad \sigma(\varepsilon) &= \frac{3\varepsilon_b R_{b,T}}{\varepsilon_{c1,T} \left( 2 + \left( \frac{\varepsilon_b}{\varepsilon_{c1,T}} \right)^3 \right)}, \\ \text{при } \varepsilon_{c1,T} < \varepsilon_b < \varepsilon_{b2} \quad \sigma(\varepsilon) &= R_{b,T} - \frac{R_{b,T} (\varepsilon_b - \varepsilon_{c1,T})}{\varepsilon_{b2} - \varepsilon_{c1,T}}, \end{aligned} \quad (1)$$

где  $\varepsilon_{c1,T}$  – относительная деформация, до которой диаграмма деформирования имеет восходящую ветвь,

$\varepsilon_b$  – относительная деформация бетона,

$R_{b,T}$  – расчетное сопротивление бетона сжатию, зависящее от температуры нагрева слоя бетона,

$\varepsilon_{b1}$  – относительная деформация, до которой справедливо пропорциональное соотношение между деформацией и напряжением,

$\varepsilon_{b2}$  – предельная относительная деформация.

Для корректировки математических моделей механических свойств моделей были проведены лабораторные исследования бетонных образцов в условиях нагрева и напряженно-деформированного состояния (НДС). Для проведения исследований была использована установка, для комбинированных испытаний состоящая из нагружающей системы и муфельной печи. Испытания проводились в следующей последовательности. Сплошные бетонные образцы диаметром 56 мм и 76 мм и высотой 200 мм нагружались до величин напряжений 0,2, 0,4, 0,6, 0,8 от значения предела прочности на сжатие  $R_{b,T}$ . Предел прочности сжатия предварительно определялся для бетонных образцов путем испытаний без нагрева. Нагруженный образец подвергался нагреву в соответствии со средней кривой прогрева приарматурного железобетонных балок при защитном слое 30 – 40 мм. Каждый из экспериментов повторялся три раза. Параметрами, которые измерялись при испытаниях, были перемещения нижней губки гидравлического домкрата и развиваемое им давление. Результаты испытаний образца диаметром 76 мм и средним пределом прочности на сжатие  $R_{b,T} = 37,5$  МПа показаны на рисунке 1.

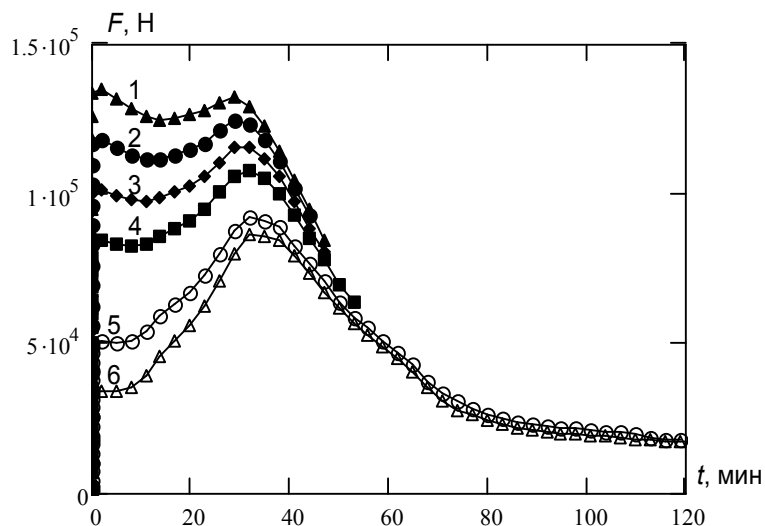


Рисунок 1 – Показания динамометра при испытании образцов, предварительно нагруженных до:  
 1 –  $0,8R_{b,T}$ , 2 –  $0,7R_{b,T}$ , 3 –  $0,6R_{b,T}$ , 4 –  $0,5R_{b,T}$ , 5 –  $0,3R_{b,T}$ , 6 –  $0,2R_{b,T}$

На рисунке 2 показаны диаграммы деформирования бетона в зависимости от температуры, построенные с использованием математической модели (1).

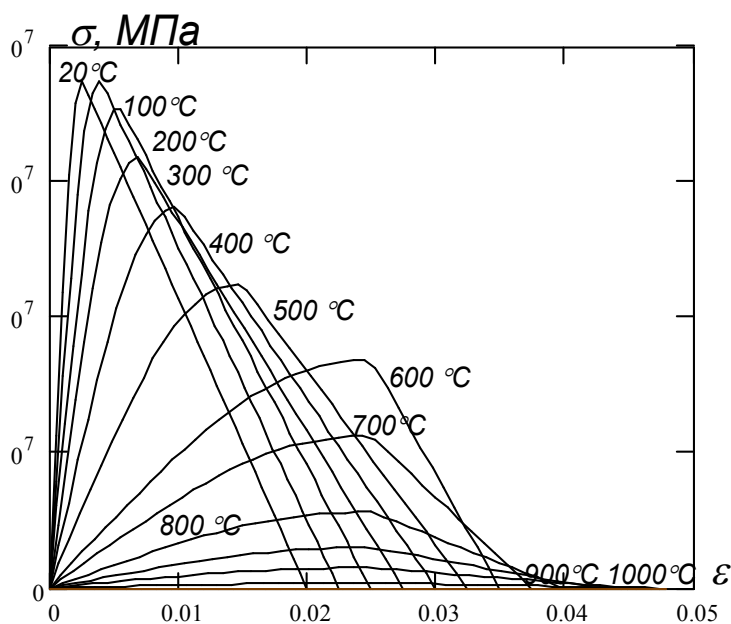


Рисунок 2 – Диаграммы деформирования бетона при разных температурах для бетона образцов согласно EN 1992-1-2:2005 Eurocode 2

Анализ наиболее значимых параметров модели показал, что наибольшее влияние на результаты расчета оказывает предел прочности на

сжатия при разных температурах. Согласно EN 1992-1-2:2005 Eurocode 2 [2] коэффициент работы бетона, определяющий прочность бетона на сжатие для данной температуры зависит от температуры как показано на рисунке 3.

Исследования показывают, что очень удобно аппроксимировать зависимость коэффициента работы бетона при помощи формулы:

$$\gamma_{bt} = \exp \left[ a \left( \frac{T}{1100} \right)^b \right], \quad (2)$$

где  $a$  и  $b$  числовые коэффициенты, которые подлежат определению для уточнения параметров диаграмм деформирования бетона при высоких температурах.

Поиск коэффициентов формулы (2) осуществлялся при помощи минимизации целевого функционала вида:

$$\Phi = \frac{1}{n} \sqrt{\sum_i (F_{Эi} - F_{Pi})^2}, \quad (3)$$

где  $F_{Эi}$ ,  $F_{Pi}$  – соответственно экспериментально определенное и рассчитанное значение силы, прикладываемой к образцу,  $n$  – количество экспериментальных ситуаций.

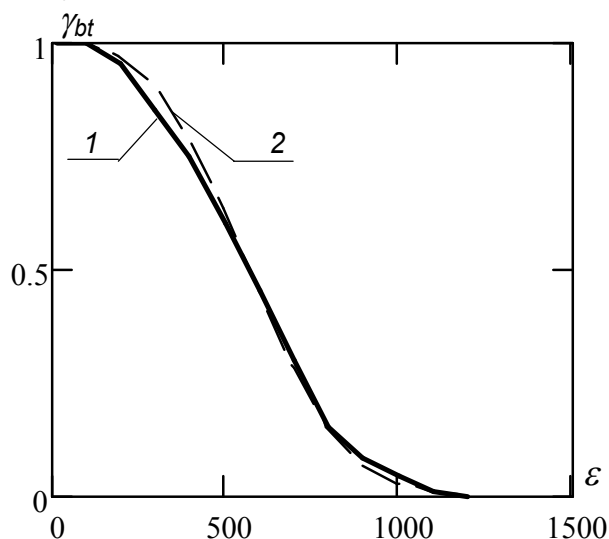


Рисунок 3 – Температурные зависимости коэффициента работы тяжелого бетона на гранитном заполнителе при высоких температурах:  
 1 – согласно EN 1992-1-2:2005 Eurocode 2;  
 2 – аппроксимирующая кривая согласно формуле (2)



Решение прямой задачи осуществлялось в такой последовательности. Решалась теплотехническая задача при расчете температурных полей в образце. Для расчета температурных полей в образце были использованы данные [7] и плоская КЭ модель. Параметры модели представлены в таблице 1.

Таблица 1 – Параметры математической модели для расчета температурных распределений в бетонном образце при комбинированных испытаниях

№, п/п	Базовая модель	Метод
1	Разрешающие уравнения	Базовые МКЭ для уравнения Фурье в комбинации с методом Ньютона-Рафсона
2	Теплофизические характеристики	Eurocode 2 EN 1992-1-2: 2004
3	Граничные усл.: степень черноты	0,67-0,000417 T

На рисунке 4 показана конечно-элементная модель образца для расчета температур.

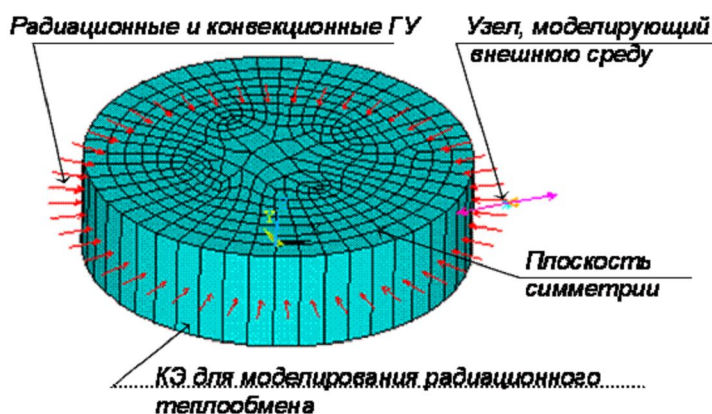


Рисунок 4 – Конечно-элементная модель бетонного образца для определения температурного распределения при комбинированных испытаниях

Полученные узловые температуры интерполировались на КЭ-модель прочностного расчета, показанную на рисунке 5. При расчете напряженно-деформированного состояния (НДС) в образце воспроизводилась история нагружения. Сначала прикладывалась сжимающая нагрузка, а потом в качестве нагрузки в узлах модели прикладывались рассчитанные температуры.

Для расчета силы применялись базовые математические модели НДС бетона, сведенные в таблице 2.

Таблица 2 – Основные расчетные математические модели НДС железобетона

№, п/п	Особенность поведения железобетона	Используемая математическая модель (метод)	Автор	Источник
1.	Базовые уравнения НДС	Разрешающие уравнения МКЭ		[3 – 6]
2.	Пластическое деформирование бетона	Многослойная модель ассоциативной теории пластического течения	Besseling	[6]
3.	Трещинообразование	Составной критерий прочности бетона	Willam, Warnke	[3, 4, 6]
4.	Физическая и геометрическая нелинейность поведения с учетом ортотропии свойств, обусловленной наличием трещин.	Итеративный метод	Newton, Raphson	[3 – 6]

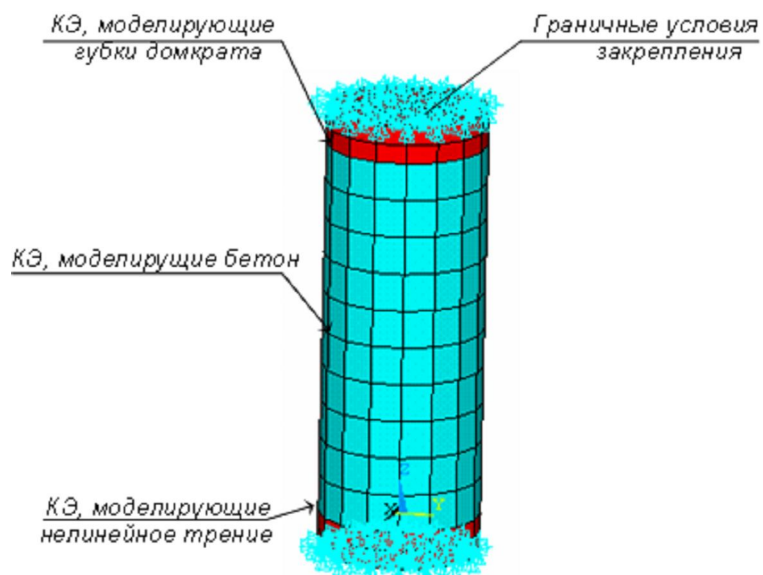


Рисунок 5 – Конечно-элементная модель бетонного образца при решении структуральной задачи

Результаты решения прочностной задачи для диаграмм согласно EN 1992-1-2:2005 Eurocode 2 [2] показаны на рисунке 6.

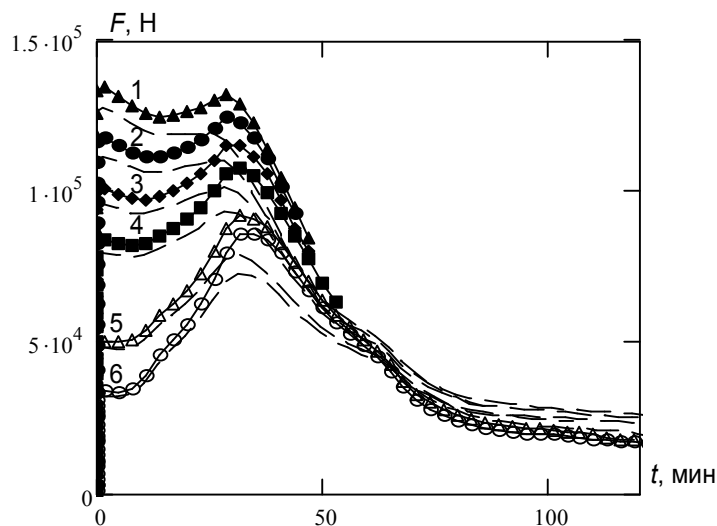


Рисунок 6 – Результаты расчета для образца в условиях нагрева под нагрузкой (пунктирные линии):

1 –  $0,8R_{b,T}$ , 2 –  $0,7R_{b,T}$ , 3 –  $0,6R_{b,T}$ , 4 –  $0,5R_{b,T}$ , 5 –  $0,3R_{b,T}$ , 6 –  $0,2R_{b,T}$

На рисунке 6 видно, что результаты расчета имеют существенные отклонения от экспериментальных данных.

Используя построенные КЭ-модели был проведен расчет по минимизации функционала (3) при варьировании параметров  $a$  и  $b$  формулы (2), в результате чего были определены их оптимальные значения  $a = 9,8$  и  $b = 4,5$ . С использованием откорректированных диаграмм деформирования бетона при помощи проведенных экспериментальных и расчетных процедур получены результаты, которые приведены на рисунке 7.

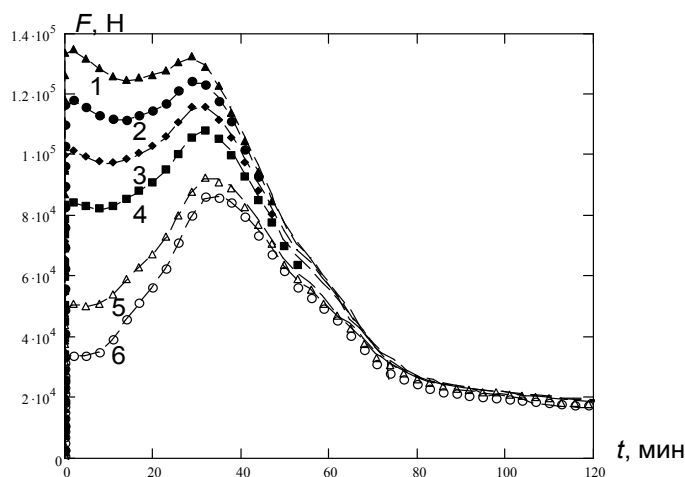


Рисунок 7 – Результаты расчета для образца в условиях нагрева поднагрузкой (пунктирные линии) после оптимизации параметров диаграмм деформирования бетона:

1 –  $0,8R_{b,T}$ , 2 –  $0,7R_{b,T}$ , 3 –  $0,6R_{b,T}$ , 4 –  $0,5R_{b,T}$ , 5 –  $0,3R_{b,T}$ , 6 –  $0,2R_{b,T}$

**Выводы.** В результате проведенных исследований показана эффективность применения диаграмм деформирования бетона, которые рекомендуются в стандарте EN 1992-1-2:2005 Eurocode 2 [2], откорректированных в результате предложенных экспериментальных и расчетных процедур, для моделирования напряженно-деформированного состояния бетонного образца в условиях лабораторных испытаний нагрева под нагрузкой.

### **Библиографический список**

1. Мосалков И.Л. *Огнестойкость строительных конструкций* / Мосалков И.Л., Плюснина Г.Ф., Фролов А.Ю. – М.: ЗАО «СПЕЦТЕХНИКА», 2001. – 496 с.

2. EN 1992-1-2:2004 Eurocode 2: Design of concrete structures Part 1-2: General rules - Structural fire design, Brussels, 2004.

3. Клованич С.Ф. *Метод конечных элементов в механике железобетона : [монография]* / Клованич С.Ф., Мироненко И.Н. – Одесса: ОНМУ, 2007. – 110 с.

4. Карпенко Н.И. *Определяющие соотношения для железобетона с трещинами при термосиловых воздействиях* / Карпенко Н.И., Клованич С.Ф. // *Строительная механика и расчет сооружений*. – 1983. – №2. – С. 141 – 165.

5. *Метод конечных элементов в механике твердого тела* / Сахаров В.С., Кислокий В.Н., Киричевский В.Р. и др. – К.: Вища школа, 1982. – 480 с.

6. [ANSYS Release 10, Inc. Theory Reference.](#)

7. Поздеев С.В. *Обоснование методики расчета температурных режимов прогрева камеры печи при комбинированных испытаниях бетонных образцов* / Поздеев С.В., Григорян Б.Б., Некора О.В., Поздеев А.В. // *Науковий вісник Українського науково-дослідного інституту пожежної безпеки*. – К.: УкрНДІПБ, 2006. – № 2 (14). – С.140–147.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Должиковым П.Н.*

*к.т.н. Ряпухін В.М.,  
Нечитайло Н.О.  
(ХНАДУ, м. Харків, Україна)*

## **ВИБІР ОПТИМАЛЬНОЇ ТЕОРІЇ МІЦНОСТІ ДЛЯ АСФАЛЬТОБЕТОНУ ЯК ТЕРМОПЛАСТИЧНОГО МАТЕРІАЛУ**

*В статті проаналізовані граничні стани дорожніх конструкцій, поведінка матеріалу під навантаженням, теорії і критерії міцності для розрахунку монолітних шарів нежорстких дорожніх одягів. Пропонується оптимальний критерій міцності для розрахунку асфальтобетону як термопластичного матеріалу.*

***Ключові слова:** критерій міцності, напружено-деформований стан, граничні напруження, зсувостійкість, термопластичні властивості асфальтобетону.*

*В статье проанализированы предельные состояния дорожных конструкций, поведение материала под нагрузкой, теории и критерии прочности для расчета монолитных слоев нежестких дорожных одежд. Предлагается оптимальный критерий прочности для расчета асфальтобетона как термопластичного материала.*

***Ключевые слова:** критерий прочности, напряженно-деформированное состояние, предельные напряжения, сдвигоустойчивость, термопластические свойства асфальтобетона.*

**Постановка проблеми.** Міцність нежорстких дорожніх одягів ґрунтується на існуючих теоріях міцності твердих тіл. Використання у «чистому» вигляді для розрахунку дорожніх одягів теорій міцності твердих тіл не правомочне у тому вигляді, у якому його використовують для розрахунку міцності дорожніх одягів в сучасних методиках. Прийнята для інженерних розрахунків теорія повинна бути адекватна механізму руйнування конструкції. До останнього часу вважали, що кожному матеріалу належить один вид опору руйнуванню (опір відриву або опір зрізу (зсуву)). Така постановка довгий час не давала можливості знайти загальне рішення стосовно питання міцності матеріалів.

В протигагу такому підходу в останні роки було висунуто експериментально підтверджену теорію, що кожен матеріал, в залежності від тих умов, в яких він знаходиться, може руйнуватися як шляхом відриву, так і шляхом зрізу. Теорія міцності (критерії міцності) матеріалів зале-

жать від типу руйнування матеріалу: відрив чи зріз. У свою чергу тип руйнування залежить від тих умов, в яких знаходиться матеріал при навантаженні і стану матеріалу. Таким чином, для того, щоб вибрати найбільш наближену теорію міцності для асфальтобетону необхідно проаналізувати його поведінку під навантаженням в різних температурних умовах і умовах навантаження.

**Аналіз останніх досліджень і публікацій.** Як відомо з літературних джерел, [1, 2] асфальтобетони є термопластичним матеріалом. В діапазоні експлуатаційних температур від  $-20^{\circ}\text{C}$  до  $+50^{\circ}\text{C}$  його міцності характеристики і стан значно змінюються. При від'ємних температурах і до  $+10^{\circ}\text{C}$  асфальтобетон крихкий і при значних навантаженнях розтріскується. Тобто для асфальтобетону в таких умовах характерним є руйнування відривом, а найбільш небезпечними є лінійні деформації подовження.

З ростом температури асфальтобетони переходять від крихкого стану до в'язко-пластичного, а при високих позитивних температурах переходять у в'язко – пружньо - пластичний стан, коли лінійні подовження у розтягнутій зоні не приводять, як правило до розтріскування. Більш небезпечним становляться можливі пластичні залишкові мікродеформації, тобто матеріал знаходиться у пластичному стані. Крім того, асфальтобетонам, особливо у пластичному стані, характерні різні показники міцності на розтяг і стиск.

Виходячи з цих умов слід визнати, що для асфальтобетонів у різних умовах слід застосовувати різні схеми руйнування О. Каминський [3] відмічає, що руйнування трактують як незворотній кінематичний процес накопичення внутрішніх деформацій матеріалу. Для асфальтобетону в крихкому стані – це розвиток тріщин у розтягнутої зоні, у пластичному стані – це внутрішні мікророзсуви, які накопичуючись призводять до деформації покриття.

Таким чином, методи розрахунку монолітних шарів дорожніх одягів на міцність в більшості країн і на Україні передбачають застосування першої або другої теорії міцності на допустимі розтягуючі напруження. Це відповідає руйнуванню крихких матеріалів шляхом відриву. Такий підхід нормативно закріплений низкою нормативних документів (ВСН 46-83, ВБН В,2.3-218-186-2004, МОДН – 2001 та інше). Остається відкритим питання про оцінку міцності асфальтобетонних покриттів при високих позитивних температурах.

**Метою статті** є аналіз теорій міцності і вибір оптимальної теорії для розрахунку асфальтобетонних шарів дорожніх одягів на зсувостійкість.

**Виклад основного матеріалу.** Для вирішення поставленої проблеми звернемося до методологічної основи розрахунків нежорстких

дорожніх одягів. Дорожні конструкції розраховують за методикою, яка ґрунтується на розрахунках за граничними станами.

Під граничним станом дорожньої конструкції будемо розуміти такий її стан, в якому вона вже не може опиратися зовнішнім навантаженням чи впливам, або перестає задовольняти необхідним експлуатаційним вимогам.

Основні види граничних станів:

- перший граничний стан – по несучої здатності (міцність, стійкість при зміні напружень);

- другий граничний стан – по розвитку недопустимих деформацій (прогин, перекис та інше);

- третій граничний стан – по утворенню або розкриттю тріщин.

Зрозуміло, що існуюча методика розрахунку монолітних шарів покриття ґрунтується в першу чергу на третьому граничному стані: розрахунки на допустимі розтягуючі напруження – тріщиностійкість, і на перший або другий теорії міцності як для крихкого матеріалу.

У процесі експлуатації для асфальтобетонів характерні і інші деформації. Особливо в теплу пору року. На асфальтобетонному покритті з'являються колійність, напливи, зсуви, а потім тріщини по колії і проломи. Такий вид деформацій характерне для пластичного стану матеріалу, і застосування першої або другої теорій міцності в даному випадку недопустимо.

Дослідження в галузі теорії міцності матеріалів [3, 4, 5, 6] дають нам право визначити, що поява пластичних деформацій пов'язана з виникненням зсувів в шарах матеріалу або конструкції, тому умови, при яких настає текучість матеріалу з подальшим руйнуванням, можна описати застосовуючи механізм руйнування зрізом по теорії найбільших дотичних напружень (третья теорія міцності), або теорій енергії формозміни і її модифікаціями. Застосування енергетичної теорії дасть суттєвий результат у тому випадку, якщо є докази, що до моменту руйнування матеріалу його щільність суттєво не змінювалася.

Дослідженнями Л.М. Малініна, О.В. Смирнова [4] і інших доказано, що щільність основних дорожньо-будівельних матеріалів, в тому числі і асфальтобетонів, змінюється не більше ніж на 5-7 %.

Друга характерна особливість асфальтобетону як пластичного композитного матеріалу полягає в наступному: міцність на розтяг і міцність на стиск у асфальтобетону різні. Тому необхідно вибрати критерії міцності (теорію міцності) яка б була найбільш наближена до умов поведінки асфальтобетону під навантаженням. Такими критеріями можуть бути:

- енергетична теорія міцності (критерій октаедричних дотичних напружень). Умови міцності:

$$\sigma_{\text{Э4}} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \leq [\sigma], \quad (1)$$

де  $[\sigma]$  - допустимі напруження, які визначають з врахуванням коефіцієнта запасу міцності при простому розтягу (стиску) через межу текучості  $[\sigma_T]$ :  $[\sigma] = \frac{\sigma_T}{K}$ .

Вираз, який знаходиться під коренем, називається приведеним (розрахунковим) напруженням ( $\sigma_{np}$ ).

Через октаедричні напруження  $\sigma_{np}$  буде мати вигляд:

$$\sigma_{np} = \frac{3}{\sqrt{2}} \tau_{окт}. \quad (2)$$

$\tau_{окт}$  можна виразити через компоненти напружень, які діють по випадковим ортогональним площадкам:

$$\tau_{окт} = \frac{1}{3} \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zy}^2)} \quad (3)$$

Інший критерій міцності, якій враховує складний напружений стан асфальтобетону є критерій Писаренко – Лебедева (1):

$$\sigma_+^0 \geq \frac{3}{\sqrt{2}} \chi \tau_{окт} + (1 - \chi) \sigma_1, \quad (4)$$

$$\text{де } \chi = \frac{\sigma_+^0}{\sigma_-^0};$$

$\sigma_+^0, \sigma_-^0$  - граничні напруження при одноосному розтягу і стиску.

Хоча теорія міцності враховує різні характеристики асфальтобетону на розтяг і стиск, вона не враховує структурно-текстурні особливості цього матеріалу. З точки зору аналізу напружено-деформованого стану асфальтобетонних шарів покриття асфальтобетон приймається як квазіоднорідне, ізотропне тіло. Такий підхід не приведе до принципових помилок.



Оптимальна теорія (критерій) міцності повинна більш прискіпливо враховувати основні особливості матеріалу і відповідати певним вимогам.

Для вибору оптимальної моделі теорії міцності і перевірки її адекватності перш за все необхідно проаналізувати на підставі загальних положень основні вимоги для оцінки міри відповідності тої, чи іншої в подібних або аналогічних умовах. теорії і досвід використання теорії міцності. Основні вимоги:

- теорія повинна мати чіткий фізичний сенс;
- фізичні властивості тіла доцільно досліджувати у можливо загальній формі;

- із великої кількості факторів, які впливають на закономірності деформування треба вибрати ті, які є визначаючими;

- в теорії міцності повинно бути мінімально необхідна кількість констант матеріалу;

- якщо опір матеріалу не є функцією тільки напруженого стану, то механічні властивості матеріалу з різним опором стиску і розтягу можна відобразити як мінімум трьома константами;

- теорія міцності повинна базуватися на сучасних наукових уявленнях про деформування (руйнування) твердих тіл (асфальтобетону).

Сучасним науковим підґрунтям теорії руйнування твердих тіл є кінетична теорія деформування, основою якої є, так звана «енергія активації часток» (С. Вялов, Н Михайлов, П. Ребиндер, О. Каминський) [6]. Це термодинамічний процес, який тісно пов'язан з накопиченням потенціальної енергії часток і структурних утворень, що далі приводить до деформування тіла і кількісно може бути представлений через визначення енергії формозміни і відповідних значень дотичних октаедричних напружень (Мізес, Генке, Губер). Кінетична (термодинамічна, енергетична) теорія деформування знайшла використання в теорії деформування низки неоднорідних матеріалів з коагуляційною або коагуляційно-контактною структурами, в тому числі ґрунти і асфальтобетони.

Для застосування енергетичної теорії міцності необхідна умова, щоб при деформуванні щільність матеріалу суттєво не змінювалась. По даним [4] для асфальтобетонних покриттів ця умова виконується. У практиці науково технічних досліджень асфальтобетонів широко використовується теорія Кулона – Мора. По Надаї енергетичну теорію можна розглядати як більш детальне формулювання теорії Мора [6]. Таким чином. енергетична теорія, в тому числі теорія максимальних октаедричних напруг, не суперечить сучасним підходам до дослідження міцності асфальтобетону. Як свідчать проведені дослідження для асфальтобетону, як структурно-неоднорідного матеріалу не підходять класичні теорії міцності.

З урахуванням структурно-текстурних властивостей асфальтобетону, як твердого тіла, найбільш придатною слід визнати узагальнюючу теорію Писаренко-Лебедева (2)

$$\sigma_{\Sigma 11} = \chi \sigma_{\Sigma 4} + (1 - \chi) \sigma_1 A^{\left(1 - \frac{3\sigma_{cp}}{\sigma_{\Sigma 4}}\right)}, \quad (5)$$

$$\chi = \frac{|\sigma_p|}{|\sigma_{cm}|};$$

$|\sigma_p|$  - допустиме напруження на розтяг;

$|\sigma_{cm}|$  - допустиме напруження на стиск;

$\sigma_{\Sigma 4}$  - еквівалентне напруження по четвертій енергетичній теорії міцності.

$$\sigma_{\Sigma 4} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]}, \quad (6)$$

де  $\sigma_1; \sigma_2; \sigma_3$  - головні напруження;

$$\sigma_{cp} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3}.$$

$A$  – константа, яка залежить від характеру дефектів що є у матеріалі, тобто відображає статистичну суть структурно-неоднорідного матеріалу.

Якщо прийняти за трете випробування крутіння параметр  $A$  буде визначатися

$$A = \frac{|\sigma_p| - \sqrt{3}\chi \cdot \tau_k}{(1 - \chi)\tau_k}, \quad (7)$$

$\tau_k$  - граничне значення напруження при крутінні.

**Висновки.** Пропонується теорія Писаренко-Лебедева (2), яка базується на енергетичній теорії міцності і враховує різний опір асфальтобетону стиску і розтягу, направленість девіатора напружень і структур-

ну неоднорідність матеріалу. Теорія Писаренко-Лебедева (2) є подальший розвиток і удосконалення теорії Мора і її застосування не суперечить фізичній суті процесу. Виходячи з сучасних уявлень про вплив структури і текстури на напружено-деформований стан твердого тіла асфальтобетон прийнято як модель в'язко-пружного однорідного, ізотропного тіла. Тому розглядається не повна енергія формозміни, а тільки та частка, яка іде на пружне (в'язко-пружне) деформування. Застосування теорії Писаренко-Лебедева (2) не суперечить сучасним теоріям деформування асфальтобетону, відповідає фізиці процесу і в визначених межах (умовах) напружено-деформованого стану асфальтобетонних шарів покриття є адекватною.

### **Бібліографічний список**

1. *Иванов Н.Н. Дорожный асфальтобетон / Н.Н. Иванов, А.Б. Генцевей и др. – М.: Транспорт, 1976. – 369 с.*
2. *Ладыгин Б.И. Прочность и долговечность асфальтобетон / Б.И. Ладыгин, А.К. Яцевич и др. – Минск: Наука и техника, 1970. – 288 с.*
3. *Каминский А.А. Механика разрушения вязко-упругих тел / А.А. Каминский. – К.: Наукова думка, 1980. – 160 с.*
4. *Смирнов А.В. Прикладная механика дорожных и аэродромных конструкций / А.В. Смирнов. // Учеб. пособие. Омск: Издательство ОмГТУ, 1993. - 182 с.*
5. *Писаренко Г.С. Деформирование и прочность материалов при сложном напряженном состоянии / Г.С. Писаренко. – К.: Наук. думка, 1976. – 415 с.*
6. *Клюшников А.Д. Физико-математические основы прочности и пластичности / А.Д. Клюшников. – М.: МГУ, 1994. – 189 с.*

*Рекомендовано до друку д.т.н., проф. Должиковим П.М.*

*Симонов С.І.  
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

## **РОЗВИТОК ЕНЕРГОЗБЕРЕЖЕННЯ В УКРАЇНІ. ПОНЯТТЯ ЕНЕРГОЕФЕКТИВНОСТІ ТА ОСНОВНІ ЗАВДАННЯ ЕНЕРГОЗБЕРЕЖЕННЯ**

*У статті наведені основні етапи розробки заходів з енергозбереження в Україні та надано перелік законодавчих актів, які вийшли на підтримку збереження енергетичних ресурсів. Визначено поняття енергоефективності будівлі та поставлені основні завдання енергозбереження.*

**Ключові слова:** енергозбереження, енергоефективність, теплоізоляція будинків.

*В статье приведены основные этапы разработки мероприятий по энергосбережению в Украине и предоставлен перечень законодательных актов, которые вышли в поддержку экономии энергетических ресурсов. Определено понятие энергоэффективности здания и поставлены основные задания энергосбережения.*

**Ключевые слова:** энергосбережение, энергоэффективность, теплоизоляция зданий.

**Постановка проблеми в загальному вигляді.** З метою вирішення проблеми енергозбереження в будівельних об'єктах і забезпечення енергоефективності будівель Міністерство будівництва, архітектури та житлово-комунального господарства України ввело ДБН В.2.6-31:2006 «Конструкції будинків і споруд. Теплова ізоляція будівель».

Теплоізоляція конструктивних елементів до введення цих норм проектувалася за СНиП II-3-79\*\*, який був розроблений в 1979 році. В нього вносилися певні зміни, останні з яких (українські) датуються 1994 роком. В основу СНиП II-3-79\*\* були закладені ще ті концепції будівництва, які існували за часів, коли поняття енергетичної кризи в СРСР просто не існувало. В зв'язку з цим, СНиП II-3-79\*\* вимагав змін і переробки, що й було здійснено введенням ДБН В.2.6-31:2006. Даний документ побудований на методологічних принципах, які існують в норма-

тивній базі європейських країн, тобто він повністю відповідає вимогам, що встановлюються в Директиві Європейського парламенту 2002/91/ЕС «Про енергетичну ефективність будівель». В ДБН В.2.6-31: 2006 встановлено поняття енергоефективності будівлі і вводиться класифікація будівель за показником енергетичної ефективності, а, крім того, правила проектування встановлюються з урахуванням особливостей сучасних огорожувальних конструкцій.

Як вже зазначалося, у ДБН В.2.6-31:2006 підвищені норми теплоізоляції будівлі. За десять років (після того, як були внесені останні зміни норм теплоізоляції) наша країна не стала багатшою на енергоресурси і повинна вести стратегічну політику щодо технічного розвитку, тобто максимального енергозбереження [1]. В нових нормах будівля розглядається з точки зору її енергоефективності, що означає не просто енергозбереження, а забезпечення оптимального мікроклімату в приміщенні при оптимальному витрачанні енергоресурсів. При цьому під мікрокліматом розуміється не просто температура повітря, а всі ті параметри, що обумовлюють цю температуру. Тобто, нагріти повітря до нормальних значень можна і в наметі на Північному полюсі, інше питання – якою ціною це буде досягнуто [2,3,4].

Будівля розглядається як єдина теплоізолююча оболонка, елементи якої взаємопов'язані, і рівень теплоізоляції кожного з них можна оптимізувати. Все це призводить до того, що підвищуються вимоги до інженерного забезпечення проектною опрацювання будівлі, вводяться альтернативні методи проектування теплоізоляції будинку за рахунок оптимізації енерговитрат через різні елементи огорожувальної оболонки будинку. Класичний зразок енергозберігаючих технологій – українська хата: тепла висока стріха, сіни, прилеглі до них господарські приміщення, невеликі вікна, додаткове утеплення взимку зовнішніх стін. Все це дозволяло в умовах суворої зими досягати, кажучи сучасною мовою, балансу енергоспоживання або ж, іншими словами, – комфортних умов в оселі при відносно невеликих матеріальних витратах. Музей народної архітектури та побуту України під Києвом (с. Пирогово) у цьому плані цілком можна назвати музеєм енергозбереження [5].

**Аналіз останніх досягнень і публікацій.** Результативність енергозбереження в Україні можна простежити на прикладі двох централізованих програм, здійснення яких забезпечує Держкоменергозбереження. Це досвід діяльності Української енергозберігаючої сервісної ком-

панії УкрЕСКО та проведення заходів з енергозбереження в бюджетній сфері.

УкрЕСКО здійснювала фінансування та виконання «під ключ» енергозберігаючих проектів в Україні за кошти кредиту ЄБРР на суму 20 млн. доларів США. Результати свідчать, що, незважаючи на досить високу кредитну ставку (12-13 % річних у валюті), є значний ринок для розгортання діяльності УкрЕСКО. Навіть з урахуванням проблем гарантії повернення підприємствами кредитів відповідно до жорстких процедур ЄБРР до кінця третього кварталу 2001 р. у стадії реалізації було 8 проектів на загальну суму 2,5 млн. дол. США, у стадії підписання контрактів – 3 проекти на суму 6,1 млн. дол. і в процесі підготовки – ще 17 проектів на суму 15 млн. дол. [5].

Показовий досвід впровадження енергозберігаючих заходів у бюджетній сфері. Тут діяльність регулюється виключно законодавством про бюджет – тому вона менш гнучка, ніж у сфері підприємництва, і тому важче розраховувати на швидку окупність. Проте за результатами конкурсного відбору проектів на впровадження енергозберігаючих заходів у бюджетній сфері в 2001-2002 рр. річне скорочення бюджетних видатків на ці потреби становило 66,67 млн. грн., при загальних витратах бюджету на згадані заходи 25,01 млн. грн. та залучених інвестиціях в обсязі 24,47 млн. грн. Отже, термін окупності цих коштів не перевищував один рік! Таким чином, можна констатувати, що реальна економіка України цілком сприйнятлива до заходів з енергозбереження, а впровадження цих заходів супроводжується швидкою окупністю [5].

Великі зусилля з розробки заходів з енергозбереження вживає КиївЗНДІЕП. На перших етапах експерти цього інституту рекомендують впроваджувати недорогі заходи з енергозбереження з швидкою окупністю. До них відносять:

- **встановлення приладів обліку споживання теплової енергії.** Витрати на один будинок становлять 4-7 тис. грн., термін окупності – 2 роки, економляться кошти на теплопостачанні (20-50%);
- **автоматичне регулювання теплової потужності.** Системи опалення, вентиляції і гарячого водопостачання повинні бути обладнані регулювальними клапанами, які зменшують обіг теплоносія в залежності від потреб. Витрати становлять 20-25 тис. грн., енергія і засоби економляться на 10-15%, термін окупності – 2-4 роки;

- **зниження теплової потужності в неробочий час.** Вночі, у вихідні дні, а також під час канікул у навчальних закладах температура в приміщеннях повинна знижуватися, а системи гарячого водопостачання – відключатися. Такий режим автоматично забезпечує спеціальний регулятор. При цьому витрати складуть 3-5 тис. грн., Економія енергії та коштів – 20-25%, термін окупності – 0,5-1 рік;
- **утеплення дахів малоповерхових будинків.** Під час ремонту покрівель будинків доцільно посилити їх теплову ізоляцію. У цьому випадку, наприклад, для 2-поверхової будівлі витрати складуть 70-80 грн. на м<sup>2</sup> даху, економія енергії та коштів – 15-20%, термін окупності – 2,5-3 роки.

Ці заходи спочатку повинні фінансуватися за рахунок бюджетних коштів, які виділені, починаючи з 2000 року, відповідно до Указу Президента України від 16.06.1999 року № 662 та Постанови Кабінету Міністрів від 30.11.1999 року. Надалі фінансування можна здійснювати за рахунок заощаджених внаслідок впровадження першочергових заходів коштів.

Ілюстрацією такого підходу до поступового впровадження енергозберігаючих заходів може служити виконання Програми енергозбереження в комплексі будівель КиївЗНДІЕП. Програма була розроблена Центром енергозбереження інституту і розрахована до 2005 року. Її впровадження здійснювалось згідно з фінансовими можливостями інституту. В даний час вже можна продемонструвати показовий тепловий пункт гуртожитку, де зібрано найбільш ефективно закордонне та вітчизняне обладнання, завдяки якому витрати швидко окупилися і є навіть прибуток. Наступний крок-переобладнання теплового пункту головного корпусу інституту.

З ініціативи адміністрації КиївЗНДІЕП з метою підвищення якості проектних рішень житлових і громадських будівель, розробляється інформаційно-пошукова система «Каталог продукції і видів діяльності в галузі цивільного будівництва в Україні» (ІПС «БУДІНФО»). В якості пріоритетних тематичних розділів бази даних ІПС визначені номенклатурні групи продукції, що застосовуються в енергоефективних системах або пристроях, вироблених серійно або партіями. Ідея виникла у зв'язку з тим, що довідкова інформація постачальників продукції, яка застосовується в цивільному будівництві, як правило не містить багатьох необ-

хідних техніко-економічних та експлуатаційних показників виробів. Це збільшує терміни прийняття рішень при проектуванні.

Перший етап забезпечення енергоефективності об'єктів будівництва в Україні було здійснено в 1993-1995 роках, коли значно зросли нормативні вимоги до рівня опору теплопередачі огорожувальних конструкцій будівель і споруд різного призначення, що призвело до переходу на енергоефективні багатопарові огорожувальні конструкції, а також були введені вимоги до обов'язкового обліку енергоспоживання в будівлях, що забезпечило зниження експлуатаційних витрат енергоресурсів при експлуатації нових та реконструйованих будівель до 30%.

Подальший розвиток енергозбереження в будівельній галузі забезпечували шляхом реалізації загальнодержавних заходів, передбачених такими документами:

- Національна енергетична програма України, схвалена постановою Верховної Ради України від 15 травня 1996 року №191;
- Комплексна державна програма енергозбереження України, затверджена постановою Кабінету Міністрів України від 5 лютого 1997 р. №148;
- Програма державної підтримки розвитку нетрадиційних та відновлювальних джерел енергії та малої гідро- і теплоенергетики, схвалена постановою Кабінету Міністрів України від 31.12.1997 №1505;
- Програма поетапного оснащення наявного житлового фонду засобами обліку та регулювання споживання води і теплової енергії на 1996-2002 роки, затверджена постановою Кабінету Міністрів України від 27.11.1995 №947 зі змінами, внесеними постановою Кабінету Міністрів України від 19.10.1998 № 1657;
- Закон України «Про комплексну реконструкцію кварталів (мікрорайонів) застарілого житлового фонду» // ВВР. — 2007 — № 10.
- Постанова Кабінету Міністрів України від 15.07.1998 № 1094 «Про державну експертизу з енергозбереження». (Із змінами, внесеними згідно з постановами Кабінету Міністрів України від 16.03.2000 № 501; від 16.08.2005 № 746; від 08.11.2006 № 1571).

**Виклад матеріалу і його результати.** Накопичений досвід запровадження енергозберігаючих заходів і обладнання, технологічні і технічні можливості народного господарства України були враховані в Галузевій програмі енергозбереження в будівельному комплексі та житлово-



комунальному господарстві на 2000-2005р.р. та на перспективу, розробленій відповідно до Указу Президента України від 10.03.2000 № 457 та на виконання постанови Кабінету Міністрів України від 27.06.2000 № 1040 «Про невідкладні заходи щодо виконання Комплексної державної програми енергозбереження України», і яка затверджена рішенням колегії Держбуду України від 09.10.2001 № 96 «Про Галузеву програму енергозбереження у будівельному комплексі та житлово-комунальному господарстві на 2001-2005 роки та на перспективу».

Зазначена Програма була спрямована на вирішення проблеми підвищення енергоефективності використання та зменшення споживання будівельним комплексом енергоресурсів, зокрема природного газу, розширення обсягів використання електроенергії для опалення житлових і громадських будинків і споруд, збільшення обсягів і сфери застосування нетрадиційних і відновлюваних джерел енергії, використання інноваційних технічних, технологічних та організаційних рішень. За результатами її реалізації в будівництві забезпечено подальше підвищення енергоефективності галузі.

Обсяги економії паливно-енергетичних ресурсів при зведенні нового житла і реконструкції наявного житлового фонду (табл. 1.), свідчать про ефективність проведених заходів, передбачених зазначеною Галузевою програмою.

Таблиця 1 – Показники обсягів економії ПЕР при введенні в експлуатацію нового житла з дотриманням нових теплотехнічних нормативів у 2001-2005 рр.

<b>Роки</b>	<b>2001</b>	<b>2002</b>	<b>2003</b>	<b>2004</b>	<b>2005</b>
Обсяги введення житла з дотриманням нових теплотехнічних нормативів, тис. кв. м	4616,40	6111,00	7855,04	1111,33	11500,00
Обсяги економії ПЕР, тис. т.у.п.	110,8	146,7	188,5	267,1	276,0

Частка житла, що зведено з дотриманням нових теплотехнічних нормативів, становила в 2001 р. — 60%, 2002 р. — 70%, 2003 р. — 80%,

а починаючи з 2004 р. — 100%. За рахунок введення протягом 2001-2006 рр. нового житла та реконструкції існуючого житлового фонду зменшення енерговитрат паливно-енергетичних ресурсів на кінець 2006 р. становило 990 тис. тон умовного палива.

Крім того, на підтримку енергозбереження вийшли наступні законодавчі акти: 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 1999р. №820. Значний прогрес в галузі енергозбереження викликаний появою та затвердженням Галузевої програми енергоефективності у будівництві на 2010-2014 роки (далі – Галузева програма), розроблену Науково-технічним центром з питань енергоефективності та енергозбереження у сфері будівництва ДП НДІ будівельних конструкцій.

Галузева програма підвищення енергоефективності у будівельній галузі на 2010-2014 роки (далі – Галузева програма) розроблена на виконання Розпорядження Кабінету Міністрів України від 17.12.2008 №1567-р «Про програми підвищення енергоефективності та зменшення споживання енергоресурсів».

Очікуване Україною входження до європейського простору передбачає прийняття загальноєвропейських правил та шляхів їх реалізації. Галузева програма передбачає гармонізацію національної нормативної бази з вимогами Євросоюзу щодо енергоефективності будівель, а також основою реалізації «Енергетичної стратегії України до 2030 р.» в будівельній галузі. Галузевою програмою також враховується комплексність європейських підходів щодо економії природних ресурсів, їх раціонального використання та реалізації заходів із забезпечення Кіотського протоколу.

Комплексною державною програмою енергозбереження України, розробленою в середині 90-х, відзначено тенденції розвитку і можливості досягнення енергозбереження економіки України, в тому числі будівельного комплексу, до складу якого відносять промисловість будівельних матеріалів, промислове та цивільне будівництво. За результатами представленої в програмі оцінки визначалось, що в цілому шляхом

впровадження заходів з енергозбереження енергоємність галузі планувалось знизити по відношенню до 1990 року у 2000 року на 13 %, 2005 р. – 26 %, 2010 р. – на 45 %. При цьому щорічна економія на рівні 2010 року повинна була складати 8.5 млн. т у.п. при витратах у 2.7 млрд. гривень [6].

У Програмі зазначено, що основним резервом енергозбереження є зниження споживання енергоресурсів об'єктами житлово-громадського призначення, доля яких у загальному споживанні будівельною галуззю складає понад 80%. Приведення теплотехнічних властивостей об'єктів до сучасного європейського рівня дозволить крім заощадження енергоресурсів вирішити проблему забезпечення нормативного рівня комфорту житлового середовища, відсутність якого стала суттєвою соціальною проблемою мешканців багатоквартирних житлових будинків і працівників закладів соціального призначення.

Подальший розвиток і вдосконалення існуючих нормативних та методичних документів, спрямованих на енергоефективність, потребує реалізації комплексного підходу щодо мінімізації енергоспоживання об'єктів, включаючи, крім запровадження сучасних огорожувально-утеплювальних систем і конструкцій, комплексний облік і автоматичне регулювання споживання всіх видів енергоресурсів, забезпечення сучасного рівня комфорту в приміщеннях, оптимізацію використання джерел енергопостачання з розширенням їх за рахунок використання альтернативних та відновлювальних джерел енергії (сонця, вітру, геотермальної, біоенергії, природної і техногенної теплоти), оптимізацію об'ємно-планувальних рішень будинків, їх форми та орієнтації у конкретних кліматичних умовах.

Підвищення енергоефективності будівель в основному досягається:

- збільшенням опору теплопередачі огорожувальних конструкцій (використовуються ефективні утеплювачі);
- застосуванням систем вентиляції з поверненням теплової енергії видаленого повітря (при цьому 1 кВт електроенергії забезпечує до 7 кВт теплової енергії);
- використанням індивідуальних чи колективних установок поновлюваної енергії та енергоефективних опалювальних систем (сонячні колектори й батареї, теплові насоси, біоенергетичні установки, вітрові електростанції, інфрачервоні нагрівачі, карбонові нагрівачі, енергозберігаючі освітлювальні і нагрівальні прилади та ін.);

- застосуванням систем автоматичного керування режимами роботи інженерного обладнання та побутових електроприладів (оптимізуються режими економії витрат енергії і автоматично підтримується комфортний мікроклімат усередині приміщень);
- енергоефективними архітектурно-планувальними рішеннями (вибір енергоефективної форми будинку, енергетично раціональна орієнтація будинку по частинах світу і розі вітрів, енергетично раціональне розташування буферних зон, зимових садів, атріумів віконних і дверних прорізів тощо).

Таким чином, енергоефективний будинок – це:

- будинок, в якому оптимізовані всі енергетичні процеси;
- будинок, у якого суттєво знижене споживання енергії, що робить його практично енергонезалежним та екологічно безпечним;
- будинок, в якому автоматично підтримуються комфортні параметри мікроклімату всередині приміщень.

**Виводи і перспективи подальшого розвитку.** На підставі вищенаведеного можна дати наступне визначення енергоефективності будівлі: це сукупність архітектурно-планувальних, конструктивних та інженерних рішень в будівлі, що забезпечують комфортність проживання і мінімум витрат теплової енергії, що припадає на підтримку мікроклімату в приміщенні.

З огляду на досвід Європейських країн і США з ефективного використання теплової енергії, необхідне рішення наступних завдань:

- проведення енергоаудиту будівель з визначенням фактичних опорів теплопередачі огорожувальних конструкцій і їх тепловтрат;
- визначення тепловтрат зовнішніми огороженнями та витрати теплової енергії;
- забезпечення ефективної теплоізоляції новозведених будинків, а також пропозиції щодо збільшення опору теплопередачі огорожувальних конструкцій існуючих будівель з урахуванням вимог сучасних нормативних документів (ДБН В.2.6.-31:2006 «Конструкції будівель і споруд. Теплова ізоляція будівель»);
- розробки енергетичних паспортів будівель;
- розробки регіональних норм, враховуючи досвід США та Росії;
- підготовки рекомендацій по теплоізоляції будинків з обов'язковим урахуванням кліматичної зони району будівництва.

Подальші дослідження будуть спрямовані на виконання перших трьох пунктів цих завдань та розробку рекомендацій з визначення тепловтрат житлових будинків міста Алчевська.

### **Бібліографічний список**

1. Матросов Ю. А. Новые государственные нормы Украины «Тепловая изоляция зданий» по показателю энергоэффективности / Ю. А. Матросов, Г. Г. Фаренюк // *Жилищное строительство*. – 2007. – №11. – С. 8 – 13.

2. Матросов Ю. А. (НИИСФ / ЦЭНЭФ, Россия), Гольдштейн Д. (НРДС, США), Чао М. (ИМТ, США). Внедрение региональных норм по энергетической эффективности зданий в России: перспективы для продвижения передовых технологий. – <http://www.cenef.ru/home-pg/hp-43r.htm>.

3. Фаренюк Г. Г. Совершенствование принципов нормирования теплозащиты ограждающих конструкций зданий / Г. Г. Фаренюк // *Оконные технологии*, 2000. – №4. – С. 62 – 64.

4. Фаренюк Г. Г. Составляющие теплопотерь зданий первых массовых серий и возможности изменения их структуры / Г. Г. Фаренюк // *Реконструкція житла*. – 2003. – С. 99 – 102.

5. Жовтянский В. Энергосбережение: больше чем Клондайк для экономики Украины или цена прерванной культурной традиции / Жовтянский В. (заместитель председателя Госкомэнергосбережения, доктор физико-математических наук). – К.: «Зеркало недели», 2002. – 11 с.

6. Галузева програма підвищення енергоефективності у будівельній галузі на 2010 – 2014 роки. / Розроблена на виконання Розпорядження Кабінету Міністрів України від 17.12.2008 № 1567-р "Про програми підвищення енергоефективності та зменшення споживання енергоресурсів". – Офіц. вид. – К.: 2009. – 95 с.

*Рекомендовано до друку д.т.н., проф. Должиковим П.М.*

**ЭЛЕКТРОТЕХНИКА.  
РАДИОТЕХНИКА**



*д.т.н. Заблодский Н.Н.,  
к.т.н. Цодик И.А.,  
Андрощук А.Д.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

### **МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОВЕНТИЛЯЦИОННЫХ ПРОЦЕССОВ СИСТЕМЫ «ШКАФ УПРАВЛЕНИЯ-ОКРУЖАЮЩАЯ СРЕДА»**

*Створено комплексну математичну модель взаємопов'язаних теплових та вентиляційних полів системи «шкафа керування-оточувальне середовище», встановлено оптимальні конструктивні та технічні параметри системи обігріву шкафів контрольно-вимірювальних приладів та автоматики для ВАТ «Алчевськкокс».*

***Ключові слова:** теплові і вентиляційні поля, шкаф керування, оточувальне середовище.*

*Создана комплексная математическая модель взаимосвязанных тепловых и вентиляционных полей системы «шкаф управления- окружающая среда», определены оптимальные конструктивные и технические параметры системы обогрева шкафов контрольно-измерительных приборов и автоматики для ОАО «Алчевсккокс».*

***Ключевые слова:** тепловые и вентиляционные поля, шкаф управления, окружающая среда.*

При проектировании различных систем электронагрева возникает проблема расчета систем, имеющих сложную геометрическую конфигурацию и нерегулярные физические свойства, зависящие от изменяющихся параметров. К таким системам относятся системы вентиляции и системы обогрева технологического оборудования в том числе шкафов управления, контрольно-измерительных приборов и автоматики (ШУ). Жесткие требования к климатическим условиям вызваны необходимостью круглогодичного поддержания стабильной работы, как датчиков технологических параметров, так и всей системы управления технологическими процессами.

При проектировании системы обогрева технологического оборудования возникает вопрос выбора оптимальных конструктивных и эксплуатационных параметров системы.



Известно три способа определения оценки и анализа эксплуатационных характеристик различных вариантов обогрева: экспериментальный, аналитический, смешанный. Самым точным и в тоже время самым дорогим является экспериментальный способ, особенность которого заключается в том, что для проверки характеристик устройств необходимо создать ряд физических моделей и экспериментальных образцов, что в большинстве случаев сопряжено с большими финансовыми затратами. Аналитический способ наиболее быстрый и дешевый, он позволяет с помощью системы уравнений описать характеристики ряда унифицированных устройств, однако существует вероятность ошибки при описании математической модели устройства. Наиболее оптимальным в современных условиях является смешанный(полуаналитический) метод, который позволяет создавать математическую модель исследуемого устройства, но не позволяет получать промежуточные(контрольные) результаты расчетов. Данный способ требует наличия мощной вычислительной техники, для выполнения множественных итерационных операций расчета, а также опыта проектирования.

Поскольку существует взаимосвязь между временем нагрева внутреннего пространства ШУ до требуемой температуры, скоростью и температурой окружающего воздуха, совместное исследование тепловых и вентиляционных процессов позволяет выбрать оптимальные характеристики нагревательных элементов, их мощность и конструктивные параметры.

Таким образом, расчет тепловентиляционных процессов системы «шкаф управления-окружающая среда» с помощью математического моделирования является актуальной проблемой, имеющей практическое значение.

Известные результаты исследований тепловентиляционных систем шкафов управления [1,2,3] основываются на классических вентиляционных схемах замещения и не могут в полной мере быть использованы для описания тепловентиляционной системы ШУ из-за невысокой точности результатов. В то же время вопрос расчета распределения воздушных потоков в системе одновременного нагрева и вентиляции ШУ практически не рассматривался. При этом сложность описания тепловых, вентиляционных и гидродинамических процессов, необходимость координации потоков энергии нуждается в глубоких теоретических и экспериментальных исследованиях.

Среди численных методов решения задач в различных областях, получивших наибольшее распространение, ведущее положение занимает метод конечных элементов (МКЭ), который рассматривается сегодня как способ решения задач, описываемых уравнениями математической физики в частных производных. Этот метод включается в системы автомати-

зирования проектирования (САПР), и служит для моделирования механических, тепловых и электрических задач. Его отличает широкая область применения, инвариантность по отношению к геометрии конструкции и физическим характеристикам материалов, относительная простота учета взаимодействия конструкций с окружающей средой, высокая степень приспособляемости к автоматизации всех этапов расчета [4].

Целью данной работы является моделирование тепловой и вентиляционной системы ШУ численная реализация решения уравнений поля методом конечных элементов.

При моделировании вентиляционной системы в данной работе основное внимание уделено исследованию движения охлаждающего воздуха во внутреннем и внешнем объеме ШУ, поскольку от правильно построенной и рассчитанной вентиляционной системы зависят конструктивные параметры и эффективность работы системы обогрева внутренней части ШУ.

Математическая модель тепловентиляционных процессов системы «шкаф управления-окружающая среда» учитывает наличие отрицательной температуры окружающего ШУ воздуха  $-30\text{C}^0$  при скорости ветра 20 м/с. При этом конструктивные параметры шкафов и величины технологических зазоров в шкафах, используемые при составлении математической модели взяты из реальных шкафов КИПиА второй очереди спиральных теплообменников цеха сероочистки ОАО «Алчевск-кокс».

Вентиляционная система ШУ моделируется с помощью уравнений Навье-Стокса, описывающих связь скорости охлаждающего воздуха  $u$  и давления  $p$  [5, 6]:

$$\begin{cases} \rho \frac{\partial u}{\partial t} - \eta \nabla^2 u + \rho(u \cdot \nabla)u + \nabla p = F \\ \nabla \cdot u = 0 \end{cases} \quad (1)$$

Обобщенные уравнения Навье-Стокса в скоростных градиентах:

$$\begin{cases} \rho \frac{\partial u}{\partial t} - \nabla \cdot [\eta(\nabla u + (\nabla u)^T)] + \rho(u \cdot \nabla)u + \nabla p = F \\ \nabla \cdot u = 0 \end{cases}, \quad (2)$$

где  $\eta$  - динамическая вязкость;  $\rho$  - плотность;  $u$  - скоростное поле;  $p$  - давление;  $F$  - поле объемной силы.

Первое уравнение – уравнение движения, второе – уравнение непрерывности для несжимаемых жидкостей и газов [5].

Тензор давления представляет собой силу, которая прикладывается к газу на границе.

Вязкий тензор давления  $\tau$  определяется, как:

$$\tau = \eta \cdot (\nabla u + (\nabla u)^T). \quad (3)$$

Полный тензор давления определяется, как:

$$\sigma = -pI + \eta \cdot (\nabla u + (\nabla u)^T), \quad (4)$$

где  $I$  - матрица идентичности или диагональная матрица единицы.

С помощью этих тензоров давления, можно определить вязкую пограничную силу  $K$ , как

$$K = \tau \cdot n = \eta \cdot (\nabla u + (\nabla u)^T) \cdot n \quad (5)$$

и полную пограничную силу  $T$ , как

$$T = \sigma \cdot n = (-p \cdot I + \eta \cdot (\nabla u + (\nabla u)^T)) \cdot n,$$

где  $n$  - внешний нормальный вектор на границе.

Полный тензор давления:

$$\begin{cases} \rho \frac{\partial u}{\partial t} - \nabla \cdot [-p \cdot I + \eta \cdot (\nabla u + (\nabla u)^T)] + \rho \cdot (u \cdot \nabla) \cdot u = F \\ \nabla \cdot u = 0 \end{cases} \quad (6)$$

Можно перейти к форме вязкого тензора давления:

$$\begin{cases} \rho \frac{\partial u}{\partial t} - \nabla \cdot [\eta \cdot (\nabla u + (\nabla u)^T)] + \rho \cdot (u \cdot \nabla) \cdot u + \nabla p = F \\ \nabla \cdot u = 0 \end{cases} \quad (7)$$

Уравнения Навье-Стокса часто переписываются в безразмерной форме [5]. Для этого вводят переменные  $u^* = u/U$ ,  $t^* = t \cdot U/L$ , соответствующий масштаб длины  $L$ , безразмерное давление  $p^*$ , и силу  $F^*$ . Уравнения в безразмерной форме имеют вид:

$$\begin{cases} \frac{\partial u^*}{\partial t^*} - \nabla \cdot \left( \frac{1}{\text{Re}} (\nabla u^* + (\nabla u^*)^T) \right) + (u^* \cdot \nabla) \cdot u^* + \nabla p^* = F^*, \\ \nabla \cdot u^* = 0 \end{cases} \quad (8)$$

где –  $\text{Re} = \frac{U \cdot L \cdot \rho}{\eta}$  число Рейнольдса.

Ввиду сложной конфигурации вентиляционной системы ШУ, нелинейности физических свойств воздуха решение сформулированной математической модели возможно только численными методами. Практическая реализация двумерной математической модели для продольного разреза ШУ выполнена в рамках программно-вычислительного комплекса Comsol Multiphysics 3.5 а.

Для потока на входе в рассматриваемую зону слева от ШУ выбрано граничное условие в виде параболического скоростного профиля (подобный полностью развитому профилю в ламинарном потоке), где поток является функцией максимальной скорости  $u_{\max}$ , которая равна 20м/с.

Уравнение такого потока:

$$u = s \cdot (s - 1) \cdot 4u_{\max}, \quad (9)$$

где  $s$  - представляет нормированную ширину входа, предопределенный параметр в Comsol Multiphysics, который изменяется от 0 до 1 по каждому сегменту границы.

Правая сторона рассматриваемого расчетного участка в модели используют граничное условие – «отток давления». Используя полную форму тензора давления, это граничное условие значит, что полная сила на границе - сила давления  $p_0$  [5,6]:

$$T = -p_0 \cdot n. \quad (10)$$

Кроме того, надо принять условие «без скольжения» на всех поверхностях снаружи и внутри ШУ. Это условие означает, что скорость потока на границе нулевая. Обычно это условие используется для стен [5]:

$$T = -p_0 \cdot n. \quad (11)$$

Внутренние границы (щели в верхней и нижней крышках) принимаются как нейтральные. Это означает, что полная или вязкая сила исчезает [5,6]. Формализованный вид этих условий:

$$T = 0, \quad (12)$$

$$K = 0. \quad (13)$$

Вычислительный эксперимент проводился при следующих заданных параметрах охлаждающего воздуха:  $v_{\max} = 20$  м/с – скорость на входе в рассматриваемую зону;  $\eta = 1,79 \cdot 10^{-5}$  – динамическая вязкость;  $\rho = 1,205$  кг/м<sup>3</sup> – плотность.

Дифференциальное уравнение теплового поля в частных производных относительно температуры имеет следующий вид:

$$\lambda \Delta T - c\rho \frac{\partial T}{\partial t} = Q, \quad (14)$$

где  $\lambda, c, \rho$  – соответственно теплопроводность, теплоемкость и плотность материала.

В декартовых координатах для двумерной картины поля уравнение (14) переписывается в следующем виде:

$$\lambda \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} - c\rho \frac{\partial T}{\partial t} = Q. \quad (15)$$

Для уравнения (15) задаются граничные и начальные условия [7]. Выбор граничных условий обусловлен особенностями системы теплоотвода от нагревателя внутри ШУ. При построении математической модели предполагается, что основная теплопередача в окружающую среду выделившейся в нагревателях ШУ осуществляется путем конвективного теплообмена между нагретой поверхностью и окружающей средой в газообразном состоянии описывается выражением:

$$\left. \frac{\partial T}{\partial n} \right|_{G_1, G_2} = -\frac{\alpha}{\lambda} (T - T_0), \quad (16)$$

где  $\alpha$  – коэффициент теплоотдачи;

$T_0$  – температура охлаждающего воздуха.

Подобная теплопередача происходит в соответствии с законом Ньютона–Рихмана.

Граничное условие в выражении (16) задается на внешних частях границ нагревателя. С физической точки зрения наиболее адекватным является предположение о передаче всех выделившихся в нагревателе

джоулевых потерь газообразному материалу в виде теплового потока через поверхность.

В результате расчета взаимосвязанной задачи теплового и вентиляционного полей были получены картины распределения скоростей окружающего воздуха вокруг и внутри ШУ (рисунок 1), обусловленные взаимным действием конвекции воздуха и вынужденным движением воздуха за счет наличия входящего на границе в рассматриваемую зону воздуха со скоростью 20м/с.

Картина поля скоростей за счет только конвективной составляющей представлена на рисунке 2, скорость входящего воздуха на границе рассматриваемого участка равна 0м/с.

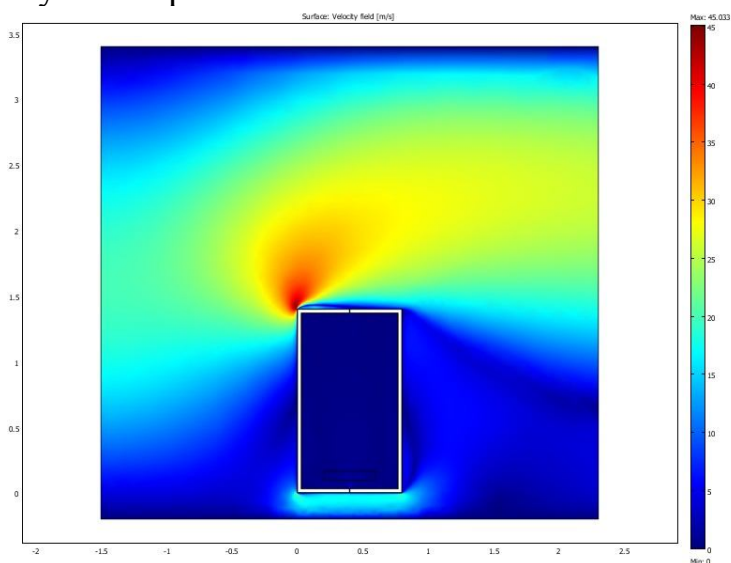


Рисунок 1 - Картина поля скоростей ШУ и окружающего воздуха

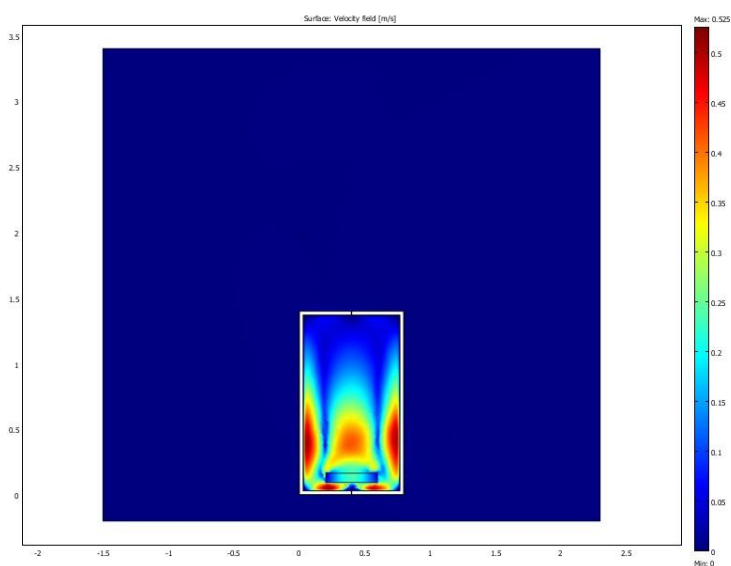


Рисунок 2 - Картина распределения поля скоростей конвекции воздуха внутри ШУ

На рисунке 3 представлена картина теплового поля внутри и с наружи ШУ при скорости входящего на границе воздуха = 20 м/с и температуре  $-30^{\circ}\text{C}$ .

Картина распределения температурного поля при отсутствии ветра ( $V=0$  м/с) представлена на рисунке 4.

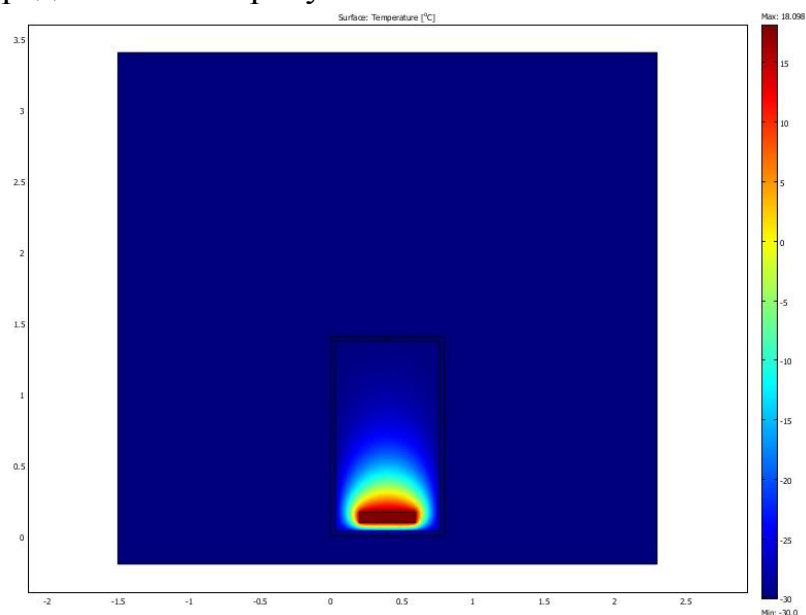


Рисунок 3 - Картина распределения температурного поля шкафа КИПА и окружающего воздуха при наличии снаружи бокового ветра со скоростью 20 м/с и температурой  $-30^{\circ}\text{C}$  на входе в исследуемую зону

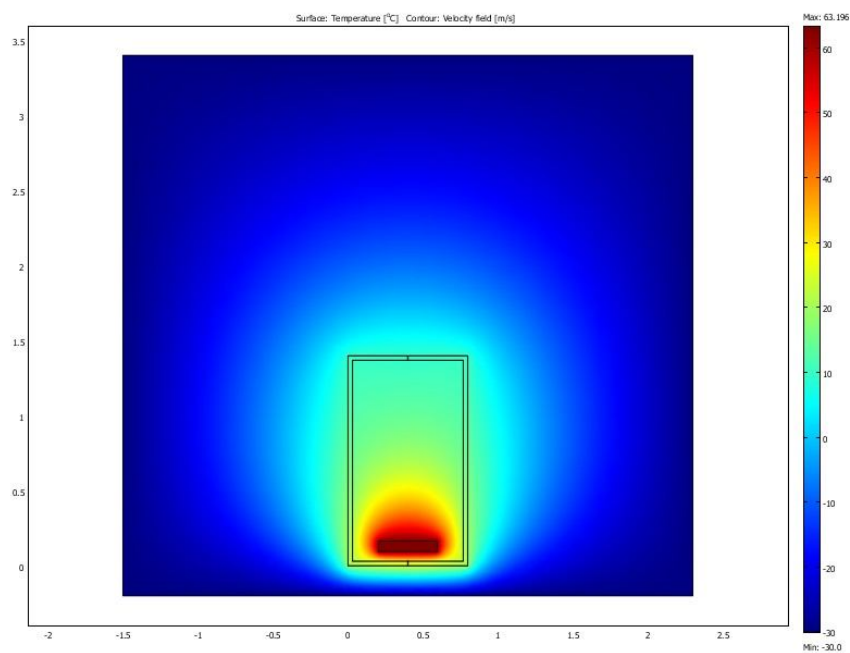


Рисунок 4 – Картина распределения температурного поля шкафа КИПА и окружающего воздуха при отсутствии ветра

## **Выводы.**

1. Создана комплексная математическая модель взаимосвязанных вентиляционных и тепловых полей ШУ с окружающей средой.

2. В результате моделирования были определены значения температур на поверхности нагревателя и в самой холодной точке внутри шкафа управления, которые составили соответственно  $+18^{\circ}\text{C}$  и  $+5^{\circ}\text{C}$  - при температуре воздуха  $-30^{\circ}\text{C}$  и скорости ветра 20 м/с и  $+63^{\circ}\text{C}$  и  $+10^{\circ}\text{C}$  - при отсутствии ветра и температуре  $-30^{\circ}\text{C}$ . Указанный диапазон температур внутри шкафа управления с одной стороны обеспечивает бесперебойную работу приборов и датчиков технологических параметров, а с другой стороны – отвечает требованиям техники безопасности в части максимально-допустимой температуры открытых частей электрооборудования.

3. Оптимальная мощность нагревателя воздуха в шкафу составила 128 Вт, а расход электроэнергии за три зимних месяца при ПВ = 50% на один шкаф составит не более 140 кВт·час.

4. Результаты моделирования нашли применение при разработке проектной документации на систему обогрева импульсных линий и шкафов КИПиА в количестве 9 шт второй очереди спиральных теплообменников цеха сероочистки ОАО «Алчевсккокс».

## **Библиографический список**

1. Филиппов И.Ф. Основы теплообмена в электрических машинах/ И.Ф. Филиппов. – М.: Энергия, 1974. – 383 с.

2. Постников И.М. Проектирование электрических машин: уч. пособие для энергетических специальностей вузов СССР/ И.М. Постников. – 2-е изд., перер. и доп. – К.: Гостехиздат, 1960. – 910 с.

3. Алексеев А.Е. Конструкции электрических машин/ А.Е. Алексеев – М. – А.: Госэнергоиздат, 1958. – 425 с.

4. Сабоннадьер Ж.-К. С12 Метод конечных элементов и САПР: пер. с франц / Ж.-К. Сабоннадьер, Ж.-Л. Кулон - М.: Мир, 1989. - 190 с., ил. ISBN 5-03-000488-2.

5. Gresho P.M, and Sani R.L., *Incompressible Flow and the Finite Element Method, Volume 1 & 2, John Wiley & Sons, New York, 2000.*

6. Заблодский Н.Н. Моделирование вентиляционной системы полифункционального электромеханического преобразователя шнекового типа / Н.Н. Заблодский, В.А. Квасов, И.А. Смагина, Н.В. Лукьянов // *Электротехника и электромеханика.* - 2010. - №1.- С.40-46.

7. Заблодский Н.Н. Математическое моделирование тепловых полей погружного полифункционального электромеханического преобразователя с кольцевыми обмотками / Н.Н. Заблодский, А.В. Лупанов // *Сборник научн. трудов ДонГТУ.* – Алчевск, 2010. - № 31 – С. 238-246.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Лушиком В.Д.*



*д.т.н. Заблодский Н.Н.,  
к.т.н. Рубежанский В.И.,  
Лукьянов Н.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **МЕТОДИКА РАСЧЕТА МЕХАНИЧЕСКИХ НАПРЯЖЕНИЙ ФЕРРОМАГНИТНОГО РОТОРА ПОЛИФУНКЦИОНАЛЬНОГО ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ**

*Подані основні положення методики розрахунку внутрішніх механічних напружень полого ферромагнітного ротора шнекового ПЕМП.*

***Ключові слова:** порожнистий ферромагнітний ротор, внутрішні механічні напруги.*

*Представлены основные положения методики расчета внутренних механических напряжений полого ферромагнитного ротора шнекового ПЭМП.*

***Ключевые слова:** полый ферромагнитный ротор, внутренние механические напряжения.*

Анализ электромагнитного поля в массивных ферромагнитных частях электрических машин является сложной задачей из-за нелинейности характеристик намагничивания. Актуальность такого анализа возросла в связи с общим развитием электромашиностроения. Решение, в котором учтено, что магнитная проницаемость является функцией напряженности магнитного поля дано в [1]. Согласно концепции [2,3] изменение магнитной проницаемости от глубины проникновения электромагнитной волны можно учитывать с помощью полуэмпирических постоянных поправочных коэффициентов, которые связывают значения проницаемости на поверхности тела и эквивалентной проницаемости, соответствующей заранее неизвестной напряженности магнитного поля в глубине данного тела. Однако возможности использования названных поправочных коэффициентов ограничены конструктивными структурами, где можно пренебречь влиянием на электрические и магнитные свойства температурных воздействий, процессами отражения электромагнитной волны и механическими внутренними напряжениями в массиве металла.

С появлением нового класса полифункциональных электромеханических преобразователей (ПЭМП) технологического назначения [4], где

активные подвижные части испытывают одновременно комбинированное воздействие нескольких видов нагружения, проблема точного определения параметров, мощностей и характеристик при проникновении двухсторонней плоской и цилиндрической волн стоит очень остро. Очевидно, что решение необходимо искать в результатах тщательных исследований по установлению зависимостей электрофизических величин массива при тепловых, механических и электромагнитных воздействиях.

Работа посвящена рассмотрению одной из компонент комплексного воздействия — внутренних механических напряжений подвижной активной части ПЭМП.

Цель работы—разработка методики расчета внутренних механических напряжений полого ферромагнитного ротора шнекового ПЭМП.

### Кручение тонкостенного цилиндра(ротора)

На рисунке 1 представлена конструктивная схема шнекового ПЭМП, включающая полый ферромагнитный ротор (ПФР), охватывающий статоры двигательного (ДМ) и тормозного (ТМ) модулей, закрепленных на полом неподвижном вале.

На этом же рисунке представлена эпюра крутящих моментов, воздействующих на ПФР при его вращении под действием результирующего электромагнитного момента. Нагрузочный равномерно распределенный по внешней поверхности ротора момент создается силами трения при транспортировке и перемешивании сыпучего или вязкого материала.

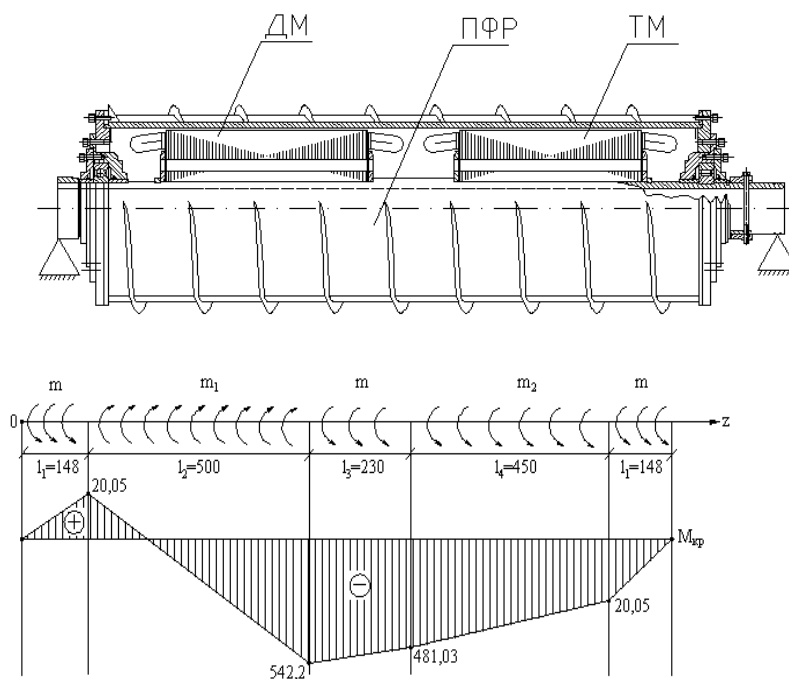


Рисунок 1 – Конструктивно – расчетная схема и эпюра моментов шнекового ПЭМП

Для конкретного определения зон максимального воздействия крутящих моментов и возникающих при этом внутренних напряжений использованы числовые данные, полученные при исследованиях экспериментального образца шнекового ПЭМП с активной мощностью 70кВт и частотой вращения ротора – шнека 100 об/мин, предназначенного для сушки и транспортировки древесных опилок и отходов растениеводства.

Электромагнитные моменты, создаваемые модулями ПЭМП, составляют соответственно  $M_{эм1}=600 \text{ Нм}$  (для ДМ) и  $M_{эм2}=400 \text{ Нм}$  (для ТМ).

Система нагружения – равномерно распределенные по поверхности цилиндра (ротора) пары сил. Интенсивности пар  $m_1, m_2, m$  определяются следующими уравнениями:

$$\begin{aligned} m_1 &= \frac{M_{эм1}}{\pi D l_2} - \frac{M_H}{\pi D L}, \\ m_2 &= \frac{M_{эм2}}{\pi D l_4} + \frac{M_H}{\pi D L}, \\ m &= \frac{M_H}{\pi D L}, \end{aligned} \quad (1)$$

где  $D$  – внешний диаметр ротора;  $l_2, l_4$  – длины активных участков ротора, равные длинам пакетов статоров ДМ и ТМ;  $l_1, l_3$  – концевые зоны ротора;  $L$  – общая длина ротора.

Величина нагрузочного момента  $M_H$  определяется из условия равновесия моментов цилиндра при установившейся частоте вращения.

### **Определение касательных напряжений**

При заданной схеме нагружения цилиндра возникают обычные напряжения  $\tau$  в поперечных сечениях и касательные напряжения  $t$  в цилиндрических и осевых сечениях[5].

Распределение этих напряжений по объему, представленное на рисунке 2, подчиняется следующим зависимостям:

$$\begin{aligned} \tau &= \frac{16m}{\pi D^3} r z, \\ t &= \frac{4m}{\pi D} r^2, \end{aligned} \quad (2)$$

где  $r$  – радиус цилиндра.

Отношение  $\tau_{max}/t_{max} = 8l/D$  указывает на то, что для данного цилиндра  $t_{max} \ll \tau_{max}$ . Например, в нашем случае на длине  $l_1$ :  $\tau_{max} > t_{max}$  в 3 раза, а на длине  $l_2$  – соответственно в 10,15 раза.

Определим максимальные касательные напряжения в сечениях. Примем, как и при обычном кручении, что зависимости касательных напряжений  $\tau$  справедливы и для полых цилиндров.

Тогда:

$$\tau_{\max z=l} = \frac{16m}{\pi D^3(1-C^4)} \frac{D}{2} l, \quad (3)$$

где  $C=d/D$  – соотношение внутреннего и внешнего диаметров цилиндра.

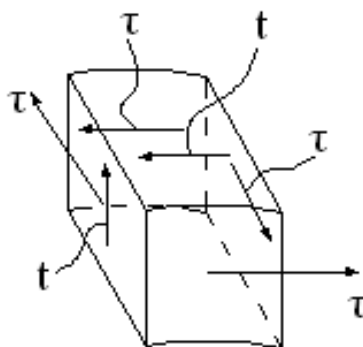


Рисунок 2 –Схема касательных воздействий в цилиндрических и осевых сечениях

### Расчет напряжений при распределенном скручивающем моменте

Скручивающие моменты приложены к поверхности цилиндра. Выделим двумя цилиндрическими поверхностями "r", "r+dr" и двумя поперечными сечениями элементарное кольцо толщиной dz. Расчетная схема определения возникающих напряжений показана на рисунке 3.

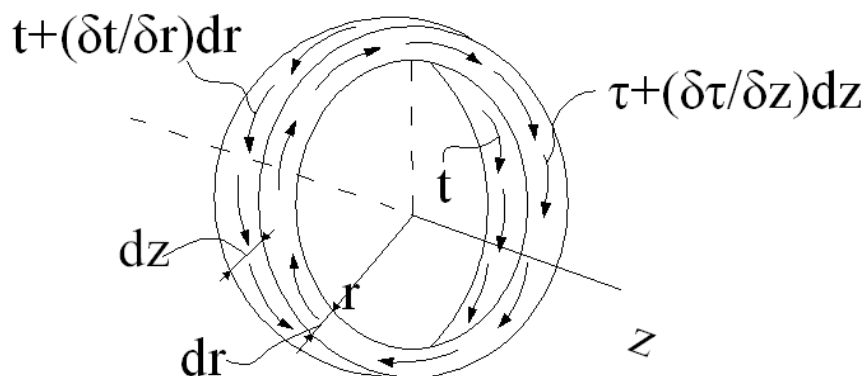


Рисунок 3– Расчетная схема элементарного кольца полого ротора

Условие равновесия кольца (сумма моментов сил относительно оси z):

$$r^2 \frac{\partial \tau}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial r} (tr^2). \quad (4)$$

Пусть  $V$  – перемещение по касательной к дуге круга, угол сдвига  $\gamma_1 = \partial V / \partial z$ . Распределение перемещений и углов сдвига при кручении представлены на рисунке 4.

Угол сдвига и напряжение определяются по следующим выражениям:

$$\begin{aligned} \gamma_1 &= \frac{\partial V}{\partial z}, \\ \tau &= G \frac{\partial V}{\partial z}, \end{aligned} \quad (5)$$

где  $G$  – модуль сдвига или модуль упругости второго рода.

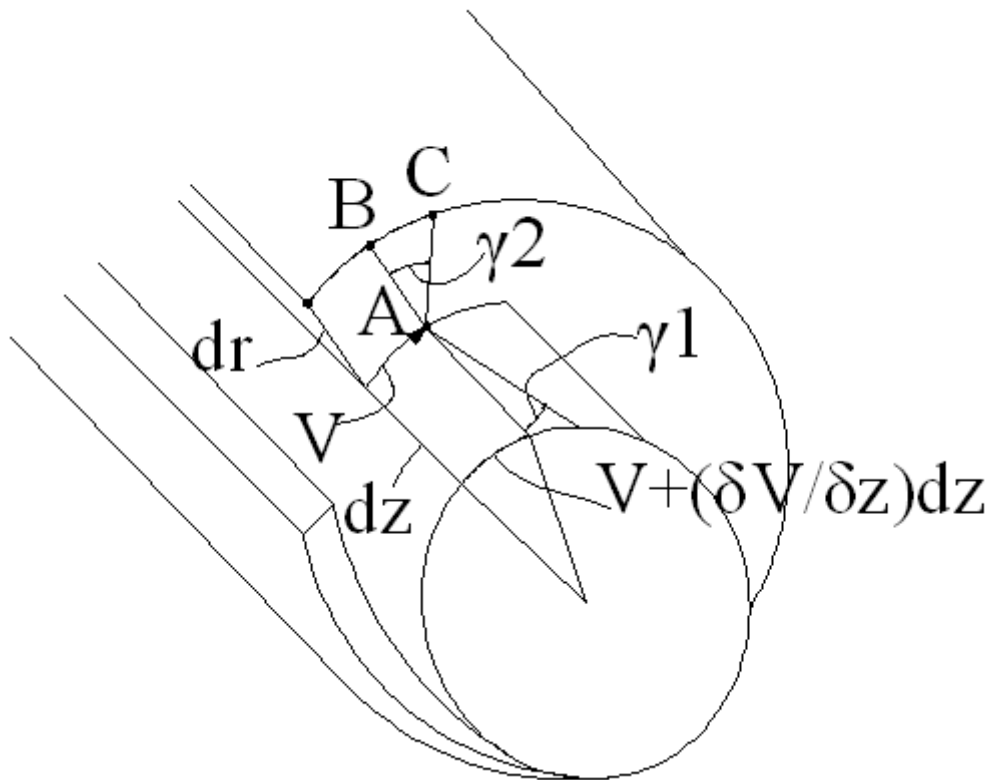


Рисунок 4 – Перемещение по касательным к дуге круга и углы сдвига в сплошном цилиндре

Угол сдвига  $\gamma_2$  в плоскости поперечного сечения равен соотношению  $\gamma_2 = BC/AB$ . Здесь  $AB = dr$ , а  $BC = V + \frac{\partial V}{\partial r} dr - V \frac{r+dr}{r}$ . В результате угол  $\gamma_2$  определяется выражением:

$$\gamma_2 = \frac{\partial V}{\partial r} - \frac{V}{r},$$

а напряжение

$$t = -G\left(\frac{\partial V}{\partial r} - \frac{V}{r}\right). \quad (6)$$

Подставляя (5),(6) в (4), находим уравнение перемещения:

$$\frac{\partial^2 V}{\partial z^2} - \frac{\partial}{\partial r} \left[ \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (Vr) \right] = 0.$$

Его решение имеем в виде  $V = V_0(t) + V_1(r)z + V_2(r)z^2$ .

В соответствии с [6] к структурно-чувствительным магнитным и электрическим характеристикам относятся: начальная и максимальная магнитные проницаемости; напряженность намагничивающего поля, соответствующая максимальной магнитной проницаемости; остаточная намагниченность; коэрцитивная сила; удельное электрическое сопротивление.

Предварительные расчеты указывают на то, что в полом ферромагнитном роторе ПЭМП существенные внутренние механические напряжения (превышающие точность измерений) могут возникать при величинах крутящего момента более 10000 Нм.

В ПЭМП для перерабатывающих технологий, имеющих узел вы-пресовки, осевая нагрузка на упорный узел может составлять более 1000 кН. Такие крутящие моменты и усилия сжатия приводят к значительным изменениям электрофизических свойств массива ротора, что требует обязательного учета при расчетах глубины проникновения электромагнитной волны, аппроксимации кривой намагничивания, а также расчетах параметров и характеристик ПЭМП.

#### **Выводы:**

1. Разработанная методика расчета механических напряжений для массивного ферромагнитного ротора ПЭМП позволяет вести оценку возникающих внутренних механических напряжений в сечениях и слоях при распределенных по поверхности крутящих моментах.

2. Дальнейшие исследования должны быть направлены на установление функциональных зависимостей электрических и магнитных характеристик ротора от возникающих внутренних механических напряжений с целью использования их в проектных расчетах и исследованиях ПЭМП при квазистатических и динамических режимах работы.

### **Библиографический список**

1. *Нейман Л.Р. Поверхностный эффект в ферромагнитных телах/ Л. Р Нейман – Л.: Госэнергоиздат, 1949. - 190с.*
2. *Herman B. Rozruszniki wiroprowowe o rdzemiach wielokrotnych / B. Herman //Komunikat. IUE. PWr/1975, № 58.*
3. *Turowski J. Elektrodynamika techniczna. WNT Warszawa, 1968.*
4. *Заблодский Н.Н. Полифункциональные электромеханические преобразователи технологического назначения : Монография/ Н.Н. Заблодский.- Алчевск: ДонГТУ, 2008. - 295с.*
5. *Федосеев В.И. Избранные задачи и вопросы по сопротивлению материалов/ В.И. Фадеев. – М.: Наука, 1967.*
6. *Лившиц В.Г. Физические свойства сплавов/ В.Г.Лившиц. –М: Металлургиздат, 1946. - 320с.*

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Лушиком В.Д.*

*д.т.н. Лущик В. Д.,  
Іваненко В. С.,  
Борзій В. Л.  
(ДонДТУ, Алчевськ, Україна)*

## **СИНХРОННІ КАСКАДНІ МАШИНИ**

*Розглянуті конструктивні особливості синхронних каскадних машин з суміщеними обмотками, приведені дані експериментальних досліджень, обґрунтовуються переваги синхронних каскадних машин перед синхронними машинами серійного виконання.*

***Ключові слова:** синхронна каскадна машина, двигун, суміщені обмотки, генератор.*

*Рассмотрены конструктивные особенности синхронных каскадных машин с совмещенными обмотками, приведены данные экспериментальных исследований, обосновываются преимущества синхронных каскадных машин перед синхронными машинами серийного исполнения.*

***Ключевые слова:** синхронная каскадная машина, двигатель, совмещенные обмотки, генератор.*

**Проблема і її зв'язок з науковими та практичними задачами.** Багатополюсні синхронні двигуни і генератори, зі швидкістю обертання 500 об/хв. і менше, мають суттєві недоліки: складну конструкцію ротора, що складається з багатьох полюсів (не менше дванадцяти) з обмоткою збудження у вигляді котушок на кожному полюсі і додатково ще пусковою та демпферною обмоткою в полюсових накінецьниках, а також наявність контактних кілець і щіток для подачі в обмотку ротора струму збудження [1]. Ще дуже актуальною проблемою в синхронних двигунах є їх погані пускові властивості, що змушує в парі з синхронним двигуном застосовувати розгінний двигун, який використовується лише під час пуску, або проблему вирішують шляхом підвищення на 30% встановленої потужності привода, що знижує ККД двигуна у сталому режимі роботи [2]. Тому важливо вишукувати способи усунення цих недоліків. Одним із таких способів, і, на наш погляд, єдино можливим, є використання синхронних каскадних машин з суміщеними обмотками.

**Аналіз досліджень і публікацій.** Основним недоліком синхронних каскадних машин є погані масогабаритні показники. Дослідження,



проведені останнім часом, показали, що завдяки застосуванню оптимально спроектованих суміщених обмоток досягається значне покращення масогабаритних показників [3,4]

**Постановка задачі.** Проведені дослідження експериментального синхронного каскадного двигуна (СКД) числом полюсів  $2p_1/2p_2=4:8$  [3,4] показали, що для покращення енергетичних показників і, відповідно, покращення масогабаритних показників потрібно збільшити кількість міді в роторній обмотці. Така робота була зроблена і проведені відповідні експериментальні дослідження та електромагнітні розрахунки.

**Виклад матеріалу і його результати.** На статорі експериментального СКД розміщена трифазна  $2p_1$ -полюсна ( $2p_1=4$ ) обмотка першого каскаду, яка живиться від трифазної мережі. Цю обмотку суміщують з однофазною  $2p_2$ -полюсною ( $2p_2=8$ ) обмоткою другого каскаду, яка живиться постійним струмом, що є струмом збудження. Суміщена трифазно-однофазна  $2p_1/2p_2$ -полюсна обмотка в кожній фазі виконується із двох паралельних віток, які з'єднані в дві окремі паралельно з'єднані зірки з двома нульовими виводами з нейтральних точок. Принципова електрична схема такої суміщеної обмотки показана на рисунку 1. При подачі струму збудження в нульові виводи утворюється нерухоме  $2p_2$ -полюсне поле.

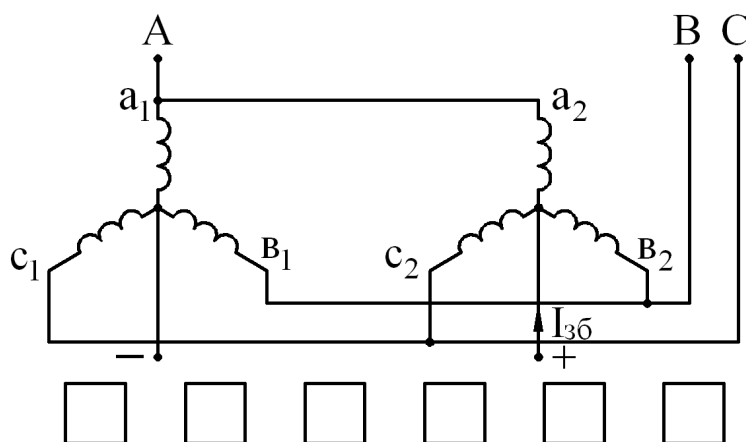


Рисунок 1 - Принципова електрична схема статорної обмотки

В експериментальному СКД  $2p_1/2p_2$ -полюсна статорна обмотка, яка виконана проводом  $d_{\text{зол}} = 1,0$  мм числом витків в фазі  $W_\phi = 222$ , має такі обмоткові коефіцієнти:

по  $2p_1$ -полюсному полю  $K_{\text{об.1}} = 0,7392$ ,

по  $2p_2$ -полюсному полю  $K_{\text{об.2}} = 0,844$ .

Роторна суміщена трифазна обмотка, що об'єднує дві трифазні роторні обмотки двох каскадів, повинна утворювати два магнітні поля числом полюсів  $2p_1$  і  $2p_2$ , які обертаються в протилежних напрямках. Така суміщена обмотка теж розроблена з оптимальним співвідношенням обмоткових коефіцієнтів для  $2p_1$  і  $2p_2$ -полюсного поля. Обмотка складається із окремих  $p_1+p_2$  короткозамкнених котушкових груп. Для  $2p_1=4$ ,  $2p_2=8$ :  $p_1+p_2=6$  (рисунок 2).

При швидкості обертання, яка називається каскадною:

$$n_k = \frac{60 \cdot f_1}{p_1 + p_2} \quad (1)$$

$2p_2$ -полюсне поле, створене роторною обмоткою, буде нерухомим відносно статора. При подачі струму збудження  $I_{3\phi}$  в обмотку статора виникає синхронний електромагнітний обертовий момент.

Роторна обмотка експериментального СКД [3,4] була виконана проводом  $d_{zol}=1,18$  мм, числа витків в кожній котушці по секційно  $W_K=8;16;16$ , поперечний сумарний переріз мідного проводу в пазу  $S_M=17,5$  мм<sup>2</sup>.

В таблиці 1 в першому рядку приведені результати експериментальних досліджень СКД з круглим проводом в роторі в номінальному режимі роботи. За номінальний режим прийнято такий режим роботи, при якому сума втрат в двигуні дорівнювала б сумі втрат базового двигуна, на магнітопроводі якого був виконаний СКД –  $\Delta P=314$  Вт.

Зважаючи на те, що в роторі, який має  $Z_2=54$  пазів, суміщена обмотка займає лише 30 пазів, а 24 пазів пустують, така кількість міді в роторі недостатня для одержання в даних габаритах розрахункової потужності. Тому було прийнято рішення виготовити роторну обмотку із мідної шини розміром  $3 \times 7$  мм, що збільшує поперечний сумарний переріз мідного проводу в пазу до  $S_M=40$  мм<sup>2</sup>, тобто в 2,3 рази.

Котушки в котушкових групах, виконаних із провідникової круглої міді, були з'єднані послідовно одна з одною. Однак при виконанні із шинної міді таке виготовлення нетехнологічне, його важко практично здійснити. Тому кожна котушка виконується короткозамкненою, ізолюваною від інших котушок (рисунок 3).

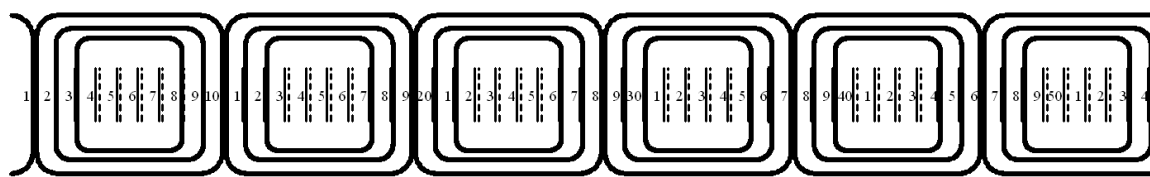


Рисунок 2 – Електрична схема роторної обмотки

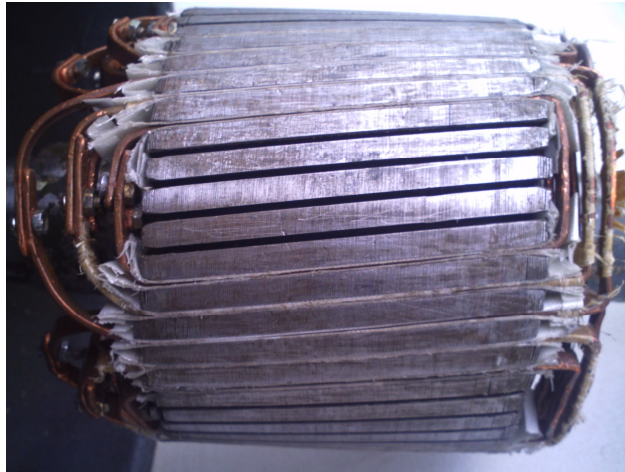


Рисунок 3 – Фото ротора із шинною міддю

В цьому випадку в кожній котушці буде свій струм. Був проведений порівняльний аналіз амплітудного співвідношення гармонік, створених обома схемами роторної обмотки [4]. Результуюча МРС, що створюється окремими котушками роторної обмотки, практично нічим не відрізняється від результуючої МРС, створюваною електрично з'єднаними між собою котушками.

В таблиці 1 в другому рядку приведені результати експериментальних досліджень СКМ з шинною міддю в роторі в номінальному режимі роботи.

Таблиця 1 – Результати експериментальних досліджень

№ п/п	$U_{1\phi}$	$I_{1\phi}$	$P_1$	$\cos\varphi_1$	$I_{зб}$	$P_{M1}$	$P_{CT1}$	$P_{ДОД}$	$P_{МЕХ}$	$P_{ЕМ}$	$P_{CT2}$	$P_{M2}$	$\Sigma P$	$P_2$	$\eta$
	В	А	Вт	д/од.	А	Вт	Вт	Вт	Вт	Вт	Вт	Вт	Вт	Вт	%
1	132	4,2	1070	0,643	13	76	112	8	10	864	41	83	330	740	69
2	132	4,4	1360	0,78	10	86	112	8	10	1146	41	50	305	1055	77,6

Збільшення ваги міді в роторі в 2 рази призвело до збільшення потужності із 740 Вт до 1055 Вт. Одержана корисна потужність на валу такої ж величини, як і в синхронному 12-полюсному двигуні з контактними кільцями.

Синхронні каскадні машини (СКМ) працюють також і в генераторному режимі і мають такі ж масогабаритні та енергетичні показники, як і в двигуновому режимі. Демпферна обмотка на роторі не потрібна, так як її роль виконує роторна суміщена обмотка.

СКМ, як тихохідні машини (швидкість обертання 500 об/хв. і менше) ефективні для виготовлення генераторів для гідроелектростанцій та вітроагрегатів.

**Висновки.** Розроблено і досліджено синхронну каскадну машину з суміщеними магнітопроводами і обмотками, яка по масогабаритним і енергетичним показникам наближається до показників багатополюсних синхронних машин з контактними кільцями. СКМ більш проста при виготовленні, безконтактна, має набагато кращі пускові властивості.

### **Бібліографічний список**

1. Мілих В.І. *Електротехніка та електромеханіка: Навч. Посібник.* – К.: Каравела, 2006. – 376 с.

2. Бородай В.А. *Раціональні параметри і пускові властивості синхронних двигунів з важкими умовами пуску (привод гірничних машин): автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук : спец. 05.09.01 "Електричні машини та апарати" / В.А. Бородай; Національний університет «Львівська політехніка».* — Львів, 2009. — 20 с.

3. Луцик В. Д., *Синхронний каскадний двигун з суміщеними обмотками / В.Д. Луцик, В.С. Іваненко, В.Л. Борзін // Електротехніка і електромеханіка.* – Харків, 2011. – №1.

4. Луцик В.Д. *Синхронний каскадний двигун / Збірник наукових робіт ДонДТУ.*— Алчевськ, 2010. — №32. – С. 350-359.

*Рекомендовано до друку д.т.н., проф. Заблодським М.М.*

*д.т.н. Заблодский Н.Н.,  
к.т.н. Плюгин В.Е.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ОБЪЕКТНО-ОРИЕНТИРОВАННОЕ ПРОЕКТИРОВАНИЕ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ ЭНЕРГИИ С СОВМЕЩЕННЫМИ ФУНКЦИЯМИ**

*Наведені результати теоретичних досліджень, алгоритм формування об'єктів, отримана об'єктно-орієнтована модель електромеханічних перетворювачів енергії з суміщеними функціями.*

***Ключові слова:** об'єктно-орієнтоване проектування, класи, електротепломеханічний перетворювач, суміщені функції.*

*Приведены результаты теоретических исследований, алгоритм формирования объектов, получена объектно-ориентированная модель электромеханических преобразователей энергии с совмещенными функциями.*

***Ключевые слова:** объектно-ориентированное проектирование, классы, электротепломеханический преобразователь, совмещенные функции.*

Применение методов объектно-ориентированного проектирования актуально для электромеханических преобразователей энергии (ЭМПЭ), обладающих несколькими технологическими функциями, совмещенными в одном устройстве. Благодаря концепции наследования можно создать класс ЭМПЭ, порожденный от нескольких базовых классов, каждый из которых выполняет определенную технологическую функцию. При этом функции реальных объектов должны адекватно воспроизводиться функциями-членами соответствующих классов. Таким образом, созданный в результате множественного наследования класс-потомок будет интегрировать в себе свойства базовых родительских классов.

Рассмотрим объектное представление электротепломеханических преобразователей (ЭТМП) шнекового типа, совмещающих в себе функции сушки, перемешивания и транспортировки сыпучих материалов [1].

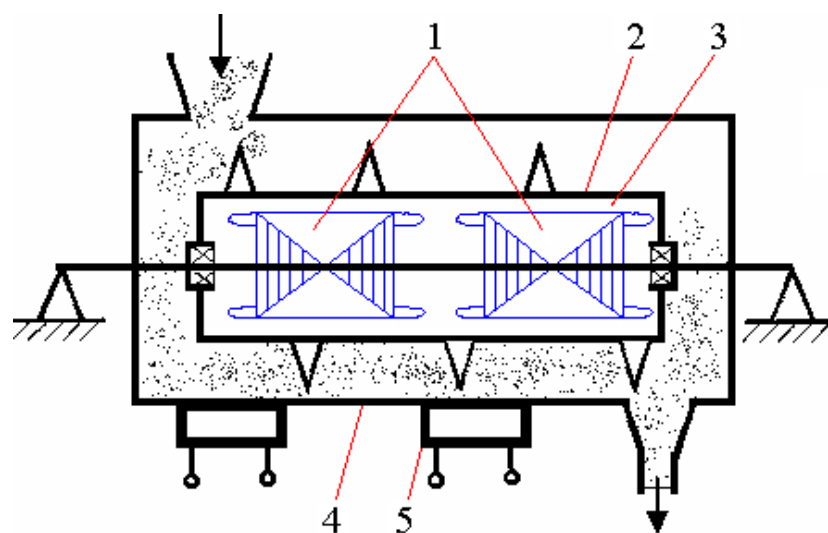
Создание ресурсо- и энергосберегающих технологий базируется на двух основных направлениях. Первое из них связано с повышением КПД отдельных элементов системы преобразования энергии. Второе – основано на интегрировании функциональных свойств одним агрегатом

и использовании диссипативной энергии. Поскольку первое из направлений при развитой системе оптимизации конструктивных решений определяется, прежде всего, созданием новых активных и изоляционных материалов, темпы его развития ограничены.

Для технологических систем, объединяющих процессы транспортировки, нагрева, перемешивания материалов, наиболее перспективным следует считать второе направление. В этом случае становится возможным сбережение ресурсов за счет объединения отдельных элементов оборудования в одном корпусе и, что очень важно, использование диссипативной энергии указанных элементов, которая ранее при традиционной схеме преобразования и использования энергии бесполезно рассеивалась в окружающую среду.

Одним из основных путей повышения технико-экономических показателей электропривода является создание совмещенных в одном корпусе двигателей насосов, двигателей-мешалок, двигателей-шнеков. Это перспективный класс электромеханических систем, предназначенных для непосредственного осуществления технологических процессов и отличающихся усиленной концентрацией функциональных и энергетических свойств.

Конструкция ЭТМП представлена на рисунке 1. ЭТМП состоит из двух модулей, работающих в режиме противовключения.



1 – статоры; 2 – массивный ротор шнека; 3 – воздушный зазор;  
4 – дно шнека; 5 – нагревательная система дна.

Рисунок 1 – Конструктивная схема ЭТМП

Два статора, посаженные на общий полый вал, создают встречно направленные электромагнитные моменты, обеспечивая необходимую

скорость вращения полого цилиндра общего ротора без применения механического редуктора. Ротор, имеющий шнековую навивку, кроме функции перемещения рабочего материала одновременно обеспечивает нагрев последнего.

Для получения классового представления ЭТМП [2 - 4], необходимо выделить ключевые слова, являющиеся абстрактным представлением электрической машины. Следует отметить, что не все ключевые слова войдут в классовую структуру – они помогут систематизировать представление об ЭТМП как о сложном объекте. Например, можно рассматривать следующие ключевые слова:

*- статор; статор внутренний; статор внешний; ротор; ротор внешний; ротор внутренний; паз статора; паз статора внутреннего; паз статора внешнего; обмотка; статор внутренний с пазами внутреннего статора и обмоткой; статор внешний с пазами внешнего статора и обмоткой; ЭТМП с внешним ротором; ЭТМП с внутренним ротором.*

Приведенные ключевые слова не являются просто обозначением структурных составляющих электрической машины и, как может ошибочно показаться, необходимые лишь для понимания состава ЭТМП. Ключевые слова следует рассматривать как классы, содержащие переменные и функции отдельного элемента структуры, наделенные его свойствами и характерным поведением при заведомо известных воздействиях. Переменные классов и функции, характеризующие работу и свойства ЭТМП, можно определить уже на раннем этапе классового проектирования.

Функциональные характеристики ЭТМП будут следующие:

- параметры классов;*
- энергетические показатели классов;*
- коэффициенты и постоянные классов.*

Перечисленные свойства ЭТМП, определяющие расчетный состав проектирования, также можно выделить в отдельные классы. Однако это привело бы к многократному созданию вложенных классов внутри соответствующих основных. Например, для класса «статор» потребуются создание вложенных классов «магнитная система статора», «параметры статора», «энергетические показатели статора», «коэффициенты и постоянные величины статора». Рассматривая полное классовое представление ЭТМП, можно прийти к довольно сложной системе классов с еще более сложными внутренними связями. Задача любого проектирования – прийти к максимально оптимальной и простой структуре классов, удобной в расчетах, понимании, и, наконец, в составлении расчетной программы. Целесообразно выделенные функции и переменные включить в соответствующие классы как функции и переменные самого

класса, а не как отдельные классовые структуры. Классовое дерево электромеханической структуры ЭТМП можно сформировать как показано на рисунке 2.

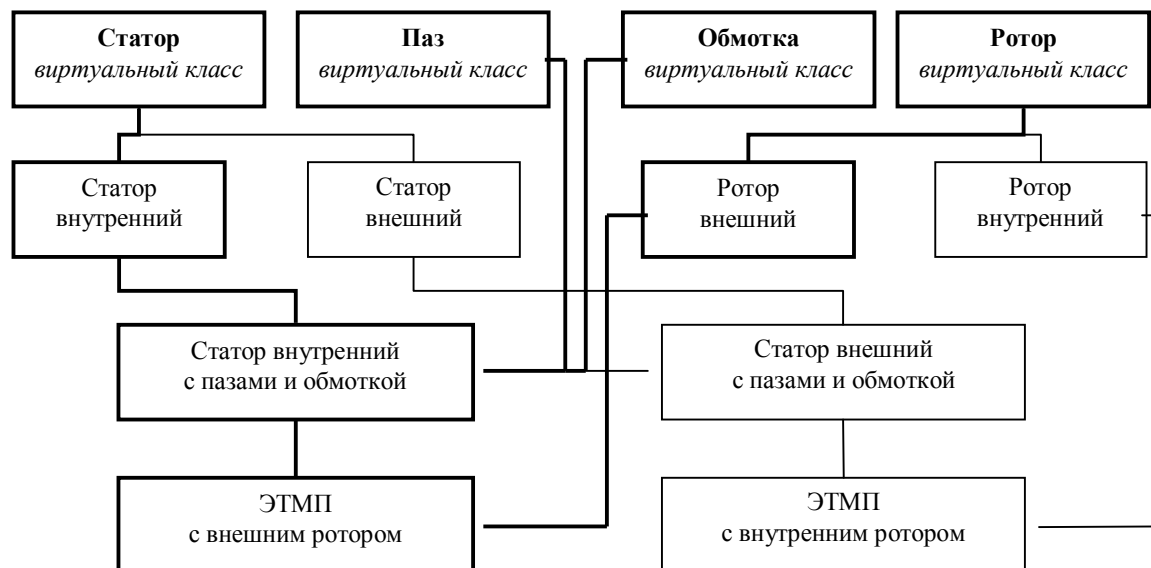


Рисунок 2 - Сложное дерево наследования электромеханической структуры ЭТМП

На рисунке 2 в качестве базовых приняты виртуальные классы «статор», «паз», «обмотка», «ротор». Виртуальный класс «статор» содержит два производных класса «статор внутренний» и «статор внешний». Конечные классы «ЭТМП с внешним ротором» и «ЭТМП с внутренним ротором» порождены от соответствующих классов и обладают всеми характеристиками родительских классов, а также привносят свои собственные данные, которые дают полное представление о работе и поведении ЭТМП.

Программа проектирования реализуется на языке программирования C++, поддерживающего объектно-ориентированное программирование.

Проектирование ЭТМП целесообразно рассматривать для режима максимальной и длительной токовой нагрузки. При этом обмотка должна быть выбрана таким образом, чтобы при протекании максимально возможного тока, плотность тока в обмотках не превышала допустимое значение по тепловой нагрузке машины.

После принятия исходных данных происходит формирование объектов класса ЭТМП. Вначале создается базовый тип машины переменного тока. Он может содержать данные, присущие всем машинам переменного тока – номинальное напряжение, мощность, синхронная частота,



число фаз, рабочая температура, частота сети. Этот тип является чисто виртуальным и служит для создания классов-потомков. Термин «виртуальный» означает, что данный класс, например, не может служить для создания объектов, а является лишь носителем информации. Объект же, после завершения проекта, приобретает уникальные характеристики конкретной машины с выбранной линией наследования в дереве.

Класс двигателей служит для обозначения назначения машины и соответствующего направления проекта.

Род асинхронных двигателей принимает данные родителей, идентифицирует переменные с целью их привлечения к более конкретному назначению.

Вид асинхронных двигателей с массивным ротором окончательно подводит к созданию объекта ЭТМП и несет информацию о структуре машины. Вид имеет такие отличительные исходные данные, как вторичная частота, температура ротора, скольжение.

И, наконец, создается глобальный объект ЭТМП, имеющий подобъектную структуру и заключающий в себе полную информацию о машине (включая данные родителей).

Алгоритм формирования объекта ЭТМП на базе подобъектов (ПО) имеет следующий вид. При формировании объекта ЭТМП запускается конструктор, вызывающий нужные модули, создавая при этом ПО глобальной структуры. Порядок вызова конструкторов объекта следующий:

- 1) Асинхронный двигатель с массивным ротором (получение исходных данных и потерь в роторе);
- 2) Статор / внутренний статор (геометрические размеры, сталь);
- 3) Массивный ротор (геометрические размеры, сталь);
- 4) Паз (размеры и заполнение), обмотка (обмоточные данные) – запускается из конструктора паза;
- 6) Магнитная система массивного ротора (расчет магнитной системы машины с учетом того, что ротор является массивным);
- 7) Параметры (параметры статора);
- 8) Параметры массивного ротора;
- 9) Энергетические показатели массивного ротора (расчет токов, потерь, моментов, к.п.д.).

Поскольку на первоначальном этапе проектирования кроме задания исходных данных не произведено еще никаких расчетов, объекты, представляющие собой составные части машины создаются в виде шаблонов с нулевыми данными. Эти данные, представляющие собой геометрические размеры, применяемые материалы, электромагнитные параметры и т.д. будут получены в дальнейшем при вызове функций-членов соответствующих классов.

По представленной методике было разработано два типа расчетных программ: первый – с использованием нисходящего структурного программирования, второй – с применением теории классов.

Надо отметить, что объектный подход позволяет опустить описание переменных и функций и при этом сохранить понимание программы. При структурном подходе для пояснения логики работы программы упрощения и разрывы в последовательно выполненном коде невозможны, т.к. полностью обрывают понимание излагаемого материала ввиду потери структурных связей.

Итак, было получено классовое представление внутренней структуры ЭТМП и реализация его электромеханической функции. Рассмотрим интеграцию тепловых и гидромеханических функций при формировании результирующего класса. Приведенные выше классы и дерево наследования ЭТМП не затрагивают процессов, связанных с транспортировкой и нагревом перерабатываемого сыпучего материала. Между тем, процессы гидродинамики и теплообмена инициирует ЭТМП. Классовое представление ЭТМП должно быть дополнено недостающими базовыми классами, которые будут адекватно отражать картину реального мира. Таким образом, полифункциональный ЭТМП предстанет как результат множественного наследования с тремя базовыми классами, что показано на рисунке 3.

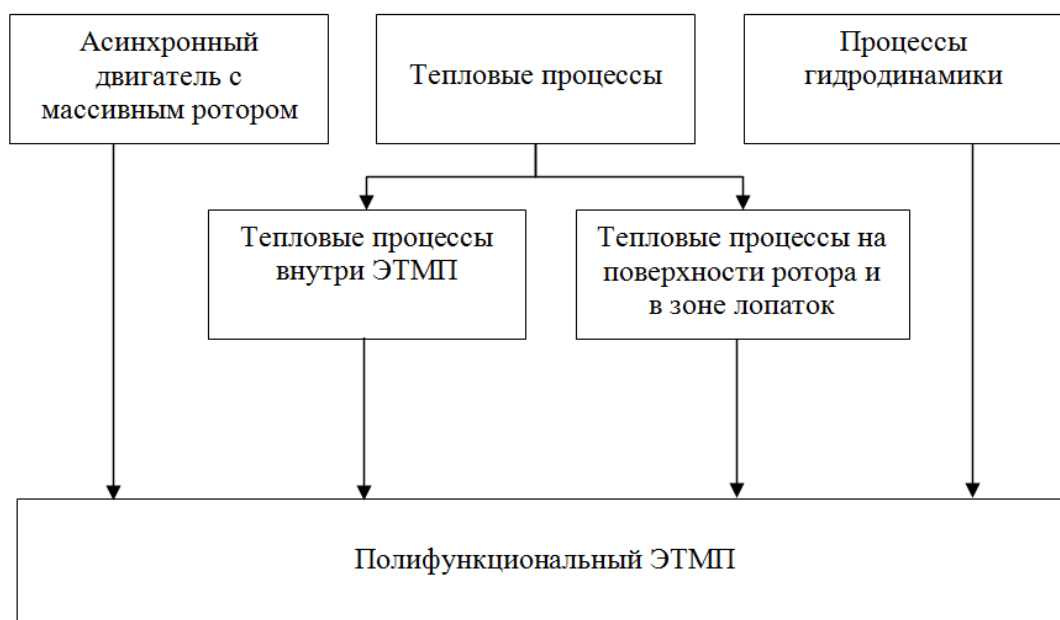


Рисунок 3 – Классовое представление ЭТМП с интеграцией технологических функций

Класс гидродинамических процессов привносит функциональные модули, связанные с транспортировкой, перемешиванием и завихрением материала в межлопаточной области ротора.

Класс тепловых процессов, представленный в виде двух подклассов, отражает процессы теплообмена как внутри ЭТМП, так и на внешней поверхности массивного ротора.

Преимущество классового представления проявляется в том, что базовые классы внешних процессов связаны с ЭТМП только с помощью функциональных модулей и не встроены в его внутреннюю структуру. При смене условий работы ЭТМП (например, в среде вязкого легкоплавкого материала, такого как озокерит, парафин, легкоплавкие фракции битума) будут полностью замещены базовые классы гидродинамики и теплообмена при сохранении межклассовых связей. Классы, представляющие «черный ящик» с множеством входов и выходов, для конечного объекта выглядят как поток данных: температура, теплопроводность, вязкость и т.д. Реализация же сложных процессов гидродинамики, тепло-массообмена и теплопередачи сокрыта внутри классов.

Конечный пользователь при этом сосредоточит свое внимание на проектировании электромеханической системы, беря во внимание влияние гидродинамики и теплообмена в виде удобных для расчетов коэффициентов и переменных, не останавливаясь на их расчете. Все расчеты уже будут сделаны при формировании класса-потомка.

Листинг классового представления полифункционального ЭТМП, в соответствии с деревом наследования, представленным на рисунке 3 приведён ниже.

```
class PETMP: virtual public ETMP, Hydro, ThermoETMP, ThermoRotor
{
protected:
    //Переменные класса
public:
    //Функции-члены

    ETMP();// конструктор класса
    ~ETMP();// деструктор класса
};
```

В листинге указаны только основные порождающие структуры без детального описания переменных. Надо отметить, что описания классов (переменных, констант, функций) разделены от реализации классов (собственно, расчетной методики). Не затрагивая структуру

классов, являющихся идеологией проекта электрической машины, достаточно внести изменения в расчетную методику. При этом для пользователя-проектировщика никаких изменений в расчете не возникнет. Он получает «черный ящик» с набором входных и выходных данных. Методика расчета, заложенная в реализацию классов, скрыта («инкапсулирована»). Поскольку идеология классов не меняется, то остаются без изменения все алгоритмы, порядок вызова функций, обращения к ним. Все изменения остаются внутри функций и не нарушают слаженное межклассовое взаимодействие.

При структурном подходе соблюдается последовательное представление расчетной программы. Понятия «функция-член» не существует – есть только подпрограммы высшего и низшего уровней. Любое изменение подпрограмм, самого кода в верхних уровнях приводит к неработоспособности всего кода программы, располагающегося ниже внесенных изменений, поскольку связь в программе при структурном подходе строго последовательная и жестко связанная как по самим подпрограммам, так и по их аргументам. Последовательность не меняют даже разветвленные циклы – идеология структурного подхода разительно отличается от объектно-ориентированного.

Как результат – увеличение в большей или меньшей степени, в зависимости от вида вносимых изменений, времени разработки проекта, отладки программы, качества выполняемых работ. Неизбежно страдает и точность расчета, поскольку непосредственно связана с логикой построения не только основного кода программы, но и всех входящих структурных составляющих.

Расчеты, проведенные нами по двум методикам, оказались идентичными и на первый взгляд преимущества расчета на основе классов не чувствуется. Ведь были получены одни и те же результаты, графические зависимости. Но они представляют лишь конечный результат, и производить оценку по результатам расчета – логически неверно и необоснованно.

Разница становится заметной в перспективе развития, совершенствования методики расчета, внесения изменений и поправок в уже существующий программный код. Так, для любых изменений при структурном подходе приходится каждый раз не только составлять новые подпрограммы, но и заботиться о порядке их вызова, согласовании с уже существующими переменными и т.д. При объектном подходе достаточно лишь создать новый объект и добавить в него только те данные, которые претерпели изменения. Причем, в отличие от структурного подхода, не возникает сложностей в согласовании переменных. Кроме того, переменные в классах могут влиять на переменные, стоящие как выше, так и ниже в дереве классов. Удел структурного программирова-

ния – только нисходящее направление. Например, конструктивно потребовалось применить в конструкции ЭТМП электромагнитный экран, располагающийся в воздушном зазоре. Наши действия следующие: создаем производный класс на базе уже существующих с добавлением свойств экранированной машины. Вот и все! Нет необходимости внедряться в листинги программного кода, искать то место, куда необходимо внести новые данные и подпрограммы. И еще не факт, что новые переменные не войдут в конфликт с уже существующими, и станут ли они доступны для функций, размещенных в дереве выше или ниже. Как видим, проектирование при объектно-ориентированном подходе становится очень гибким и динамически развивающимся. Если же возникает необходимость внести более существенные изменения, изменить методику расчета целиком, то преимущества объектно-ориентированного подхода и наследования становятся еще более очевидными. При структурном программировании необходимо заново переписывать всю программу. При классовом представлении дело обстоит иначе. Классы представляют не просто расчет, но и конструкцию машины. Даже если изменится методика, то тело машины: сталь, конструкция, обмотка, пазы остаются прежними. Ведь с помощью такого «набора» можно создавать не только разновидности уже существующих машин (асинхронные, синхронные, постоянного тока, трансформаторы), но и формировать новые, используя методы генетических комбинаций. Итак, наши действия сводятся к следующему: путем наследования порождаем новый класс, наделяем его только теми изменениями, которые необходимо внести, а остальные функциональные характеристики наследуем. Вот так проявляется вся сила наследования!

### **Выводы**

1) Получена объектно-ориентированная модель электротепломеханических преобразователей с совмещенными функциями, позволяющая уже на этапе планирования проекта формировать искомый объект – потомок путем наследования данных и функций от целевых родительских классов.

2) Рассмотренная методика формирования объектно-ориентированной структуры электротепломеханических преобразователей позволила учесть влияние как собственных электромеханических процессов объекта, так и нагрузочных факторов окружающей среды путем включения указанных факторов в дерево наследования.

3) Доказаны преимущества объектно-ориентированного проектирования в сравнении с традиционным структурно-процедурным подходом на примере электротепломеханического преобразователя с совмещенными функциями.

### **Библиографический список**

1. Пат. № 50242 Україна, МКИ 7F26B 17/18. Шнековий сушильний апарат / Заблодський М.М., Захарченко П.І., Шинкаренко В.Ф., Плюгін В.Є. та інші.; заявник і патентовласник Донбас.держ.техн.ун-т.- №2001128244; заявл. 03.12.2001; опубл. 17.01.2005, Бюл. №1.– 3 с.: іл.

2. Шинкаренко В.Ф. Основи теорії еволюції електромеханічних систем: [монографія] / Шинкаренко В.Ф. – К.: Наукова думка, 2002. – 288с.

3. Объектно-ориентированное проектирование электротепломеханических преобразователей / Заблодский Н.Н., Шинкаренко В.Ф., Плюгин В.Е., Гринь Г.М. // Техн. Електродинаміка. – 2008. – С. 106 - 112.

4. Object oriented designing of electro-thermo-mechanical converters with optimum thermodynamic structure / N.N. Zablosky, V.E. Plyugin [etc.]// A Dunajvarosi Foiskola Kozlemeyei. - 2007. – P. 193 – 200.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Луциком В.Д.*

*д.т.н. Заблодский Н.Н.,  
Грицюк В.Ю.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **РАСЧЕТ ДИССИПАТИВНОЙ СОСТАВЛЯЮЩЕЙ ЭНЕРГИИ ПОЛИФУНКЦИОНАЛЬНЫХ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ**

*Отримано вираз, що дозволяє виконати розрахунок дисипативної складової енергії, зумовленої силами в'язкого тертя робочої рідини в зазорі ПЕМП.*

***Ключові слова:** поліфункціональний електромеханічний перетворювач, дисипативна складова енергії, перфорований ротор, сили в'язкого тертя.*

*Получено выражение, позволяющее выполнить расчет диссипативной составляющей энергии, обусловленной силами вязкого трения рабочей жидкости в зазоре ПЭМП.*

***Ключевые слова:** полифункциональный электромеханический преобразователь, диссипативная составляющая энергии, перфорированный ротор, силы вязкого трения.*

**Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.** Полифункциональные электромеханические преобразователи (ПЭМП) с полым ротором, имеющим перфорированную структуру, относятся к новому классу электромеханических устройств [1] и представляют собой совмещенную техническую систему с полифункциональными свойствами, объединяющую в себе электромеханическую, механическую, тепловую и гидравлическую системы.

В ПЭМП кавитационного типа используется конструкция полого перфорированного ротора, который одновременно выполняет функции ротора асинхронного двигателя, исполнительного механизма, нагревателя и кавитационной камеры. При этом ротор охлаждается рабочей жидкостью, которая за цикл прохождения через аппарат подогревается за счет кавитационных процессов, основных электрических и магнитных потерь в роторе и статоре, а также внутреннего трения жидкости при гидродинамических перемещениях в воздушном зазоре.

**Анализ исследований и публикаций.** Известные результаты исследований в области гидродинамики потока жидкости между двумя

соосными цилиндрами, внутренний из которых вращается [2,3] не могут в полной мере быть использованы для описания процессов, происходящих в ПЭМП с перфорированным ротором. Кроме механической выходной энергии, используемой в ПЭМП для создания кавитационных процессов, вся диссипативная составляющая энергии формирует вторую полезную часть – тепловую энергию, расходуемую на дополнительный нагрев рабочей жидкости. Поэтому важной задачей при расчете мощности ПЭМП является определение диссипативной составляющей энергии воздушного зазора с учетом особенностей геометрии перфорированного ротора.

**Постановка задачи.** Задачей данной работы является создание методики определения диссипативной составляющей энергии воздушного зазора ПЭМП, учитывающей особенности геометрии перфорированного ротора.

**Изложение материала и его результаты.** Основными конструктивными элементами ПЭМП кавитационного типа являются полый перфорированный ротор и статор с трехфазной обмоткой, подключаемой к сети переменного тока [4]. В воздушном зазоре между статором и ротором установлена немагнитная гильза, в которой в области лобовых частей равномерно по кругу выполнены отверстия, соединенные с тангенциальными каналами (рисунок 1). При быстром вращении (2900 об/мин) рабочая жидкость всасывается в полость ротора, отбрасывается под действием центробежных сил к внутренним стенкам ферромагнитного цилиндра и через отверстия попадает в зазор. Отверстия ротора периодически совмещаются с отверстиями тангенциальных каналов, что вызывает периодические пульсации потока жидкости.

Анализ движения рабочей жидкости в воздушном зазоре ПЭМП требует ряда допущений:

- рабочую жидкость считаем несжимаемой, непроводящей и однородной;
- движение рабочей жидкости характеризуется малыми числами Рейнольдса;
- процесс движения рабочей жидкости является изотермическим.

Рассмотрим движение потока жидкости в кольцевом зазоре ПЭМП, ограниченном в аксиальном направлении одним отверстием ротора. Для этого участка характерны несколько мгновенных положений отверстий ротора по отношению к отверстиям тангенциальных каналов. Примем, что диаметр отверстий ротора равен диаметру отверстий тангенциальных каналов.



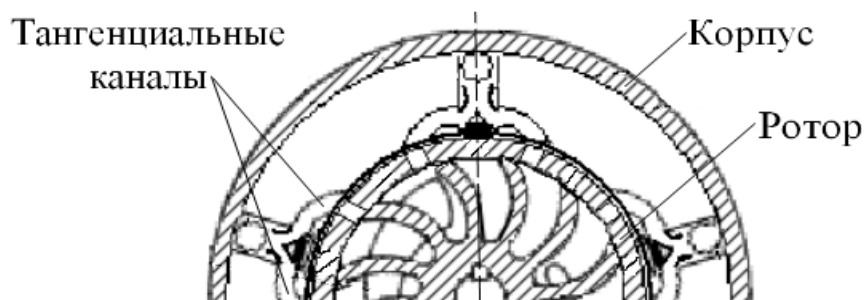


Рисунок 1 – Устройство ПЭМП кавитационного типа

Положение *I*. Отверстие ротора начинает совмещаться с отверстием тангенциального канала (рисунок 2).

Положение *II*. Отверстие ротора выходит из совмещения с отверстием тангенциального канала (рисунок 3).

Длительность временного интервала при переходе отверстия ротора из положения *I* в положение *II* равна  $t_1 = 2d/\omega R$ . Для этого временного интервала структура потока жидкости в радиальном зазоре вне зоны отверстий ротора и тангенциальных каналов соответствует классической модели течения Куэтта между соосными цилиндрами, внутренний из которых вращается [2].

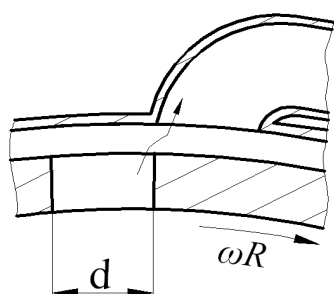


Рисунок 2 – Начало совмещения отверстия ротора с отверстием тангенциального канала

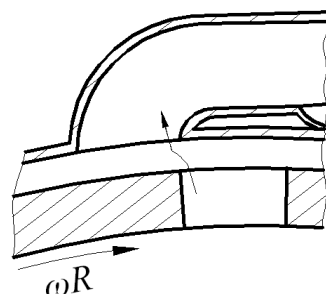


Рисунок 3 – Выход из совмещения отверстия ротора с отверстием тангенциального канала

Длительность временного интервала при переходе отверстия ротора из положения *II* в положение *I* равна  $t_2 = (b - d)/\omega R$ . Для этого временного интервала структура потока жидкости имеет сложный вид. Движущими силами для потока жидкости являются перепад давления между отверстиями ротора и отверстиями тангенциальных каналов, а также силы вязкого трения при вращении ротора.

Скорость потока жидкости в зазоре при вращении ротора [3]:

$$V_{\omega R} = \omega \cdot R \left( 0.5 - 0.383 \cdot \lg \frac{y/\delta}{1 - y/\delta} \right), \quad (1)$$

где  $\omega$  – угловая скорость полого ротора;

$R$  – внешний радиус полого ротора;

$y$  – координата вдоль радиальной оси по сечению зазора;

$\delta$  – величина зазора между ротором и немагнитной гильзой.

Скорость потока жидкости в зазоре за счет перепада давления между отверстиями ротора и отверстиями тангенциальных каналов [3]:

$$V_{\Delta P} = \frac{\Delta P}{2\mu} \cdot \delta^2 \left( \frac{y}{\delta} - \left( \frac{y}{\delta} \right)^2 \right), \quad (2)$$

где  $\Delta P$  – перепад давления между отверстиями ротора и отверстиями тангенциальных каналов;

$\mu$  – коэффициент динамической вязкости.

Рассмотрим положение, когда отверстия ротора не совпадают с отверстиями тангенциальных каналов и выделим четыре участка для зоны зазора между ротором и немагнитной гильзой (рисунок 4). Участок 1 – сечение зоны зазора, ограниченной прямоугольником  $ABCD$ . Участок 2 – ограничен прямоугольником  $CDEF$ . Участок 3 – прямоугольником  $EFGH$ . Участок 4 – прямоугольником  $GHKL$ . Время существования этих участков за один цикл перехода отверстия ротора из положения II в положение I равно длительности временного интервала  $t_2$ .

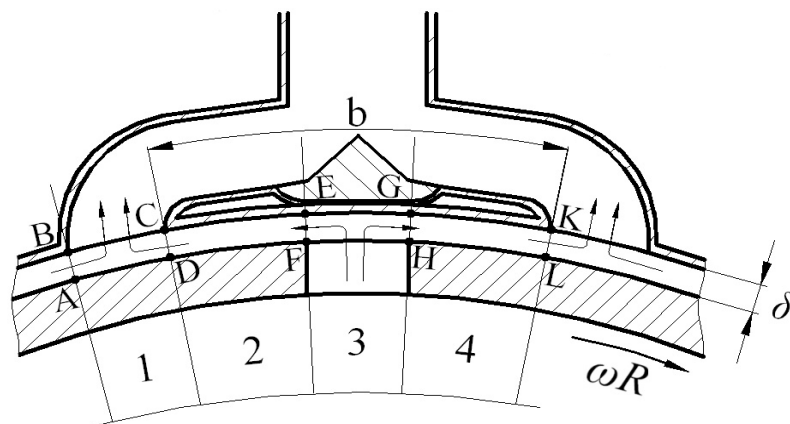


Рисунок 4 – Схема потоков жидкости в зазоре на участках 1, 2, 3, 4

Для участков 2 и 4 суммарное поле скоростей потока жидкости будет представлять собой сумму скоростей потока жидкости при вращении ротора и скоростей потока жидкости за счет перепада давления между отверстиями ротора и отверстиями тангенциальных каналов:

$$V_4 = V_{\omega R} + V_{\Delta P}; \quad V_2 = V_{\omega R} - V_{\Delta P}. \quad (3)$$

Мощность, диссипируемая в жидкости за счет внутреннего трения при гидродинамических перемещениях в зазоре ПЭМП для участков 2 и 4:

$$N_2 = \int \mu \left( \frac{\partial V_2}{\partial y} \right)^2 dv = S \cdot \int_0^{\delta} \mu \left( \frac{\partial V_2}{\partial y} \right)^2 dy; \quad (4)$$

$$N_4 = \int \mu \left( \frac{\partial V_4}{\partial y} \right)^2 dv = S \cdot \int_0^{\delta} \mu \left( \frac{\partial V_4}{\partial y} \right)^2 dy, \quad (5)$$

где  $v$  – объем соответствующего участка в зазоре.  
Площадь боковой поверхности на участках 2 и 4:

$$S = S_2 = S_4 = \frac{1}{2} (db - d^2) \cdot z, \quad (6)$$

где  $d$  – характерный линейный размер отверстий;  
 $b$  – расстояние между двумя ближайшими точками соседних отверстий тангенциальных каналов;  
 $z$  – число отверстий ротора.

Потери мощности в зонах отверстий тангенциальных каналов 1 и ротора 3 определим исходя из потерь кинетической энергии потока жидкости. Потери кинетической энергии потока жидкости для участка 1 равны разности кинетической энергии в сечении  $BC$  и сечениях  $AB$  и  $CD$ . Потери кинетической энергии потока жидкости для участка 3 равны разности кинетической энергии в сечении  $FH$  и сечениях  $EF$  и  $GH$ :

$$\Delta T_1 = (T_{AB} + T_{CD}) - T_{BC}; \quad (7)$$

$$\Delta T_3 = T_{FH} - (T_{EF} + T_{GH}), \quad (8)$$

где  $T$  – кинетическая энергия потока жидкости для соответствующих сечений.

В сечении  $BC$  кинетическая энергия элемента объема жидкости  $\Delta v$  определяется за счет перепада давления между отверстиями ротора и отверстиями тангенциальных каналов:

$$T_{BC} = \frac{1}{2} \rho \cdot \Delta v \cdot V^2, \quad (9)$$

где  $\rho$  – плотность жидкости.

В сечении  $FH$  кинетическая энергия элемента объема жидкости  $\Delta v$  определяется как сумма кинетических энергий элемента за счет движения его при вращении ротора и за счет перепада давления между отверстиями ротора и отверстиями тангенциальных каналов:

$$T_{FH} = \frac{1}{2} \rho \cdot \Delta v \cdot (V^2 + \omega^2 R^2) \quad (10)$$

В сечениях  $AB$ ,  $CD$ ,  $EF$  и  $GH$  кинетическую энергию потока можно определить как:

$$T_{AB} = T_{GH} = \Delta S \cdot d \cdot \rho \cdot \frac{1}{2} \int_0^{\delta} V_4^2 dy; \quad (11)$$

$$T_{CD} = T_{EF} = \Delta S \cdot d \cdot \rho \cdot \frac{1}{2} \int_0^{\delta} V_2^2 dy, \quad \text{где } \Delta S = \frac{\Delta v}{\delta \cdot d}. \quad (12)$$

Подставим формулы (9) – (12) в (7), (8) и перейдем от кинетической энергии к мощности, вводя вместо элементарного объема жидкости  $\Delta v$  секундный расход  $Q = V \frac{\pi d^2}{4}$ .

Средняя скорость потока жидкости через отверстия ротора и отверстия тангенциальных каналов:

Средняя скорость потока жидкости через отверстия ротора и отверстия тангенциальных каналов:

$$V = \left[ \frac{2\Delta P}{\rho \xi} \right]^{0.5}, \quad (13)$$

где  $\xi$  – гидравлическое сопротивление потоку жидкости из канала ротора в тангенциальный канал при переходе ротора из положения  $II$  в положение  $I$ .

Потери мощности в зазоре ПЭМП для участков  $I$  и  $3$  определим по формулам:

$$N_1 = \frac{1}{2} \rho V \frac{\pi d^2}{4} \left( \frac{1}{2\delta} \int_0^\delta (V_2^2 + V_4^2) dy - V^2 \right) \cdot z; \quad (14)$$

$$N_3 = \frac{1}{2} \rho V \frac{\pi d^2}{4} \left( (V^2 + \omega^2 R^2) - \frac{1}{2\delta} \int_0^\delta (V_2^2 + V_4^2) dy \right) \cdot z. \quad (15)$$

Анализируя уравнения (14) и (15) можно записать:

$$N_1 + N_3 = \frac{1}{2} \rho V \frac{\pi d^2}{4} \omega^2 R^2. \quad (16)$$

При выходе из канала ротора жидкость имеет две составляющие скорости радиальную и осевую, а при входе в тангенциальный канал только радиальную. Радиальная составляющая скорости потока жидкости при выходе из канала ротора равна скорости жидкости при входе в тангенциальный канал. Поэтому, диссипация мощности в зонах каналов ротора и тангенциальных каналов для промежутка времени  $t_2$  равна мощности, затрачиваемой на торможение жидкости в зазоре между ротором и немагнитной гильзой.

Потери мощности в зазоре ПЭМП на временном интервале  $t_1$  при переходе отверстия ротора из положения  $I$  в положение  $II$  рассчитываются по формуле:

$$N_5 = \mu (db - d^2) \cdot z \int_0^\delta \left( \frac{\partial V_{\omega R}}{\partial y} \right)^2 dy. \quad (17)$$

Для наибольшего кольцевого участка зазора потери мощности неизменны при постоянной угловой скорости ротора и обусловлены только скоростью потока жидкости за счет вращения ротора, т.к. на этом участке тангенциальные каналы отсутствуют.

Площадь боковой поверхности на этом участке является постоянной величиной:

$$S = \left( Dl - \frac{d^2 z}{4} \right) \pi, \quad (18)$$

где  $D$  – внешний диаметр полого ротора;  
 $l$  – длина соответствующего участка ротора;  
 $z$  – число отверстий ротора для этого участка.

Мощность, диссипируемая в жидкости за счет внутреннего трения в зазоре между ротором и гладкой поверхностью немагнитной гильзы:

$$N_6 = \mu(Dl - \frac{d^2 z}{4})\pi \int_0^\delta \left( \frac{\partial V_{\omega R}}{\partial y} \right)^2 dy. \quad (19)$$

Суммарные потери мощности, обусловленные силами вязкого трения жидкости в зазоре ПЭМП:

$$N_\Sigma = \frac{b-d}{d+b} (N_1 + N_2 + N_3 + N_4) + \frac{2d}{d+b} N_5 + N_6. \quad (20)$$

Таким образом, полученное выражение (20) позволяет выполнить расчет диссипативной составляющей энергии, обусловленной силами вязкого трения рабочей жидкости в зазоре ПЭМП.

При подключении обмотки статора к трехфазной сети, образуется вращающееся магнитное поле, под действием которого в массивном роторе протекают вихревые токи, создается асинхронный момент и ротор вращается. При этом из-за поверхностного эффекта максимумы токов и температуры возникают на внешней поверхности ферромагнитного цилиндра. Жидкость, которая перемещается в зазоре ПЭМП активно взаимодействует с токопроводящим слоем ротора, поэтому тепловая мощность его потерь полностью расходуется на нагрев рабочей жидкости.

Электрическая мощность ротора, диссипирующая в тепло:

$$P_2 = m_1 \cdot I_2'^2 \cdot r_2', \quad (21)$$

где  $m_1$  – число фаз статора;

$I_2'$  – приведенный ток ротора;

$r_2'$  – активное сопротивление перфорированного ротора ПЭМП, определяемое в соответствии с рекомендациями [5]. Потери в массивном роторе в комплексе представляют и потери в «меди» и потери в стали.

Потери активной мощности в статоре, механических узлах и добавочные потери диссипируются в тепло и, в конечном счете, также участвуют в формировании греющей мощности ПЭМП.

Общие потери мощности, обусловленные тепловыделениями в активных частях ПЭМП:

$$P_{\Sigma} = P_{M1} + P_{Cl} + P_2 + P_{\text{мех}} + P_{\text{доб}}, \quad (22)$$

где  $P_{M1} = m_1 \cdot I_1^2 \cdot r_1$  - потери в меди обмотки статора;

$P_{Cl} = m_l \cdot E_l \cdot I_1 \cdot \cos\varphi_1$  - потери в стали статора;

$P_{\text{мех}}$  – механические потери на трение в подшипниках;

$P_{\text{доб}}$  – добавочные потери.

Диссипативная составляющая энергии, формирующая полезную тепловую мощность, определяется как сумма тепловых потерь в активных частях и механических узлах ПЭМП, а также потерь мощности за счет сил вязкого трения жидкости в воздушном зазоре ПЭМП.

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

1. Получено выражение, позволяющее выполнить расчет диссипативной составляющей энергии, обусловленной силами вязкого трения рабочей жидкости в зазоре ПЭМП.

2. Потери активной мощности в статоре, механических узлах и добавочные потери диссипируются в тепло и, в конечном счете, также участвуют в формировании греющей мощности ПЭМП. Диссипативная составляющая энергии, формирующая полезную тепловую мощность, определяется как сумма тепловых потерь в активных частях и механических узлах ПЭМП, а также потерь мощности за счет сил вязкого трения жидкости в воздушном зазоре ПЭМП.

3. Дальнейшие исследования должны быть направлены на оценку влияния вращающегося магнитного поля на характер течения рабочей жидкости в зазоре ПЭМП.

#### **Библиографический список**

1. Заблодский Н.Н. Полифункциональные электромеханические преобразователи технологического назначения / Н.Н. Заблодский // Монография. – Алчевск: ДонГТУ, 2008. – 295 с.

2. Ландау Л.Д. Теоретическая физика: учеб. пособ. [для вузов. Т. VI. Гидродинамика.] / Л.Д. Ландау, Е.М. Лифшиц. – М.: ФИЗМАТЛИТ, 2001. – 736 с.

3. Промтов М.А. Расчет диссипации энергии в зазоре роторно-импульсного аппарата / М.А. Промтов, М.В. Монастырский // Вестник ТГТУ, 2000. - №3. - С. 450-455.

4. Пат. 43346 Україна, МПК (2009) F24J 3/00. Резонансний насос-теплогенератор / М.М. Заблодський, В.Ф. Шинкаренко, М.А. Фі-

латов та інші.; заявник і патентовласник Донбас. держ. техн. ун-т. – № U 2009 03007, заявл. 30.03.2009; опубл. 10.08.2009, Бюл. № 15 – 3 с.: іл..

5. Заблодский Н.Н. Оценка величины активного сопротивления поло-го перфорированного ротора в полифункциональных электромеханических преобразователях / Н.Н. Заблодский, В.Ю. Грицюк // Електротехніка і електромеханіка. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2011. - №1.- С. 25-27.

**Рекомендована к печати д.т.н., проф. Лушиком В.Д.**



*к.т.н. Мотченко А.И.,  
к.т.н. Ушаков В.И.,  
к.т.н. Саратовский Р.Н.,  
Ушаков Д.В.  
(ДонГТУ, г.Алчевск, Украина)*

## **АНАЛИЗ РАБОТЫ ИНВЕРТОРА НАПРЯЖЕНИЯ С ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНЫМ РЕЗОНАНСНЫМ КОНТУРОМ**

*Проаналізована аналітичним методом робота резонансного інвертора напруги при частотному способі регулювання та при зміні індуктивності навантаження.*

***Ключові слова:** інвертор напруги, резонансний контур, індукційне навантаження, частотне регулювання.*

*Проанализирована аналитическим методом работа резонансного инвертора напряжения при частотном способе регулирования и при изменении индуктивности нагрузки.*

***Ключевые слова:** инвертор напряжения, резонансный контур, индукционная нагрузка, частотное регулирование.*

Прогресс в производстве полностью управляемых силовых быстродействующих транзисторов типа MOSFET и IGBT дал мощный толчок к развитию на их основе высокочастотных источников питания для различных электротехнических установок и комплексов. Установки индукционной пайки, закалки, наплавки, отжига, плавки, нагрева перед пластической деформацией и другие могут быть укомплектованы транзисторными преобразователями. Для электротехнологических установок индукционного нагрева в диапазоне частот 22-440 кГц используется простая структура построения высокочастотного источника питания, состоящая из сетевого неуправляемого выпрямителя и инвертора напряжения. Нагрузкой инвертора напряжения является последовательно соединенные индуктор и конденсатор, включенные напрямую или через согласующий трансформатор.

Основной особенностью индукционной нагрузки является сильная зависимость ее электрических параметров от температуры нагрева заготовки [1, 2]. Активное сопротивление индуктора может изменяться в 2-4 раза, а индуктивное в 1,3-1,6 раза. Добротность применяемых индукторов находится в пределах 5-20. Это приводит к изменению электрических параметров, характеризующих работу источника питания и,

как следствие, к нарушению технологических режимов электротехнологической установки.

Нормальная работа инвертора обеспечивается при условии, что выходная мощность и мощность потерь в силовых элементах не превышает допустимого значения, а для соблюдения технологических режимов, необходимо осуществлять регулирование и стабилизацию выходных параметров тока, напряжения или мощности. Существует достаточно большое разнообразие способов регулирования и стабилизации выходных параметров [3, 4]. Одним из возможных способов регулирования является способ, основанный на изменении частоты переключения транзисторов.

**Целью данной статьи** является анализ работы последовательного резонансного инвертора напряжения при изменении частоты управления и индукционной нагрузки.

На рисунке 1 представлена типовая схема высокочастотного источника питания на базе транзисторного инвертора напряжения, в диагональ переменного тока которого включена технологическая нагрузка, представленная в виде последовательной схемы замещения индуктора (индуктивности  $L_H$  и активного сопротивления  $R_H$ ) и компенсирующего конденсатора  $C_H$ .

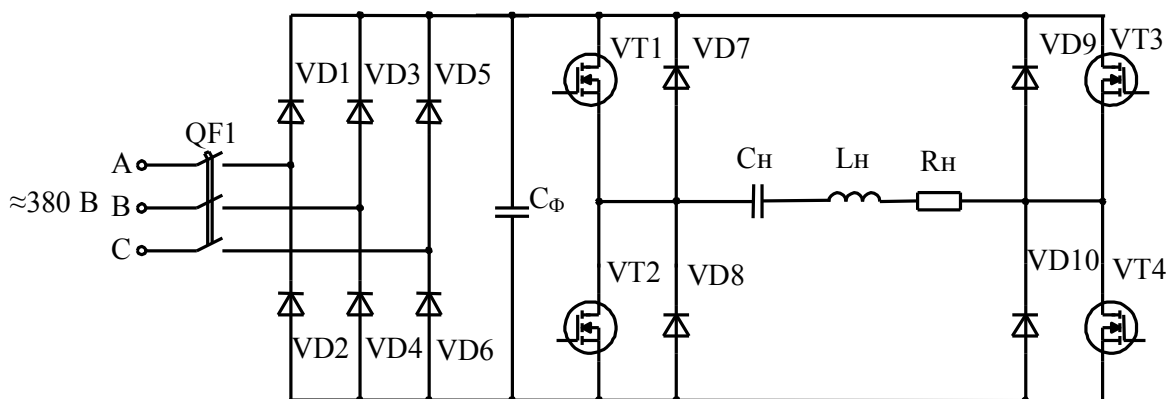


Рисунок 1 – Схема высокочастотного источника питания на базе транзисторного инвертора напряжения

В зависимости от соотношения частоты работы инвертора  $f$  и собственной частоты последовательного резонансного  $RLC$ -контура  $f_0$  возможны три режима работы инвертора. Временные диаграммы выходного тока и напряжения для трёх режимов работы представлены на рисунке 2.

Первый режим наблюдается при  $f = f_0$ , это режим резонанса. На рисунке 2 выходной ток соответствующий этому режиму изображен линией под номером 1. В этом режиме ток в контуре совпадает по фазе

с напряжением, а включение и выключение происходит при минимальных динамических потерях в них.

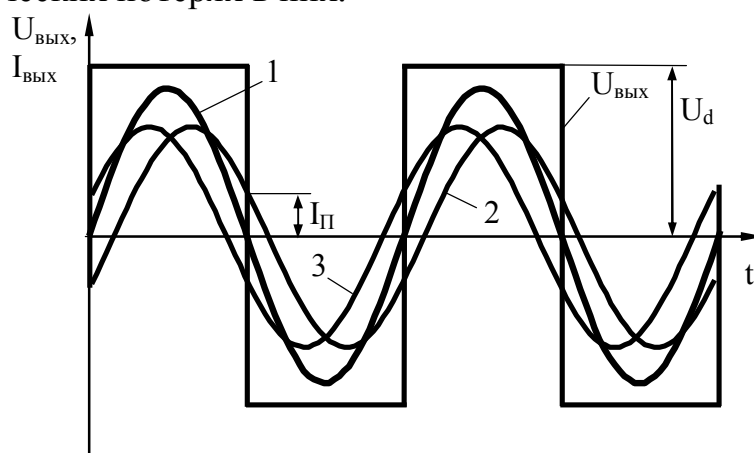


Рисунок 2 – Временные диаграммы выходного тока и напряжения для трёх режимов работы инвертора

Второй режим наблюдается при  $f > f_0$ , это режим индуктивной реакции нагрузочного контура. Выходной ток соответствующий этому режиму изображен линией под номером 2. В этом режиме выключение транзисторов происходит при наличии тока  $I_{\Pi}$  в них и динамических потерях соответствующих этому току. Включение транзисторов происходит при незначительном напряжении, равном падению напряжения на параллельно подключенных к ним обратных диодах от протекания тока рекуперации.

Третий режим наблюдается при  $f < f_0$ , это режим емкостной реакции нагрузочного контура. Выходной ток соответствующий этому режиму изображен линией под номером 3. В этом режиме выключение происходит при незначительном напряжении, равном падению напряжения на параллельно подключенных к ним обратных диодах от протекания тока рекуперации, а значит и низких динамических потерях мощности. Включение транзисторов происходит при сквозных токах обусловленных временем обратного восстановления открытых обратных диодов противоположной диагонали моста и значительных потерях мощности, как в транзисторах, так и диодах.

Для анализа электромагнитных процессов, происходящих в схеме инвертора, воспользуемся идеализированной схемой замещения приведенной на рисунке 3.

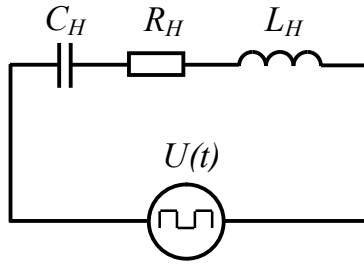


Рисунок 3 - Идеализированная схема замещения

Здесь  $U(t)$  источник переменного прямоугольного напряжения. Его разложение в ряд Фурье можно представить формулой

$$U(t) = \frac{4U_d}{\pi} (\sin \omega t + \frac{1}{3} \sin 3\omega t + \frac{1}{5} \sin 5\omega t + \dots), \quad (1)$$

где  $U_d$  – постоянное напряжение на выходе выпрямителя.

С целью упрощения анализа, исключим из разложения прямоугольного напряжения в ряд Фурье высшие гармонические составляющие, тогда последовательный  $RLC$ -контур будет подключен к источнику синусоидального напряжения с амплитудой  $U_m$  и действующим его значением  $U$

$$U(t) = \frac{4U_d}{\pi} \sin \omega t = U_m \sin \omega t; \quad (2)$$

$$U = \frac{2\sqrt{2}}{\pi} U_d = 0,9U_d. \quad (3)$$

Теперь можно произвести анализ схемы по первой гармонике, без учета высших гармоник, при этом считая транзисторы идеальными ключевыми элементами.

Полное сопротивление нагрузочного контура

$$Z = \sqrt{R_H^2 + (X_L - X_C)^2} = \sqrt{R_H^2 + (\omega_0 L_H - 1/\omega_0 C_H)^2}, \quad (4)$$

где  $X_L$  и  $X_C$  – соответственно индуктивная и емкостная составляющие полного сопротивления нагрузочного контура  $Z$ ;

$\omega_0 = 2\pi f_0 = 1/\sqrt{L_H C_H}$  - угловая резонансная частота.

При резонансе  $X_L = X_C$  тогда полное сопротивление нагрузочного контура при резонансе равно активному  $Z = R_H$ .

Фазовый сдвиг между током и напряжением в нагрузочном контуре при резонансе

$$\varphi_0 = \operatorname{arctg} \frac{X_L - X_C}{R_H} = 0. \quad (5)$$

При этом синусоидальный ток в нагрузочном контуре с амплитудой  $I_m$  и действующим значением  $I$  равны

$$I(t) = \frac{U(t)}{R_H} = \frac{4U_d}{\pi R_H} \sin \omega t = I_m \sin \omega t; \quad (6)$$

$$I = \frac{4U_d}{\sqrt{2}\pi R_H}. \quad (7)$$

Мощность, выделяемая в нагрузке равна

$$P_H = I^2 R_H = \frac{8U_d^2}{\pi^2 R_H}. \quad (8)$$

Напряжение на реактивных элементах равны

$$U_L = U_C = \omega_0 L_H I(t) = \frac{\omega_0 L_H}{R_H} U(t). \quad (9)$$

Добротность нагрузочного контура

$$Q_H = \frac{\omega_0 L_H}{R_H} = \frac{\sqrt{L_H/C_H}}{R_H}. \quad (10)$$

Добротность нагрузочного контура показывает, во сколько раз напряжение на реактивных элементах превышает напряжение на входе схемы при резонансе.

В установках индукционного нагрева добротность индукторов обычно лежит в пределах 3...12. На практике для характеристики индукционного нагревателя часто пользуются таким параметром, как коэффициент мощности индуктора

$$\cos \varphi_u = \frac{R_H}{\sqrt{R_H^2 + X_L^2}}. \quad (11)$$

Проанализируем работу схемы инвертора при изменении частоты управления  $f$ , что соответствует изменению частоты источника синусоидального напряжения  $\omega = 2\pi f$  при неизменных параметрах колебательного  $R_H L_H C_H$ - контура и величины напряжения  $U$ . Рассмотрим характер изменения модуля тока  $I$  в функции от частоты.

Ток в нагрузке

$$I_H = \frac{U_d}{\sqrt{R_H^2 + \left(\omega L_H - \frac{1}{\omega C_H}\right)^2}} = \frac{U_d}{R_H} \frac{1}{\sqrt{1 + Q_H^2 \left(\frac{\omega}{\omega_0} - \frac{\omega_0}{\omega}\right)^2}}. \quad (12)$$

Из этого выражения следует, что при неизменных параметрах  $L_H$ ,  $C_H$  и  $U_d$ , в резонансном режиме, когда  $I_H = U_d/R_H$ , меньшему значению  $R_H$  (большему значению  $Q_H$ ) соответствует большее значение тока нагрузки  $I$ .

Если нормировать ток в нагрузке в долях от тока при резонансе, получим зависимость тока нагрузки в относительных единицах от частоты в долях от резонансной частоты

$$I_{o.e.} = \frac{I}{\frac{U_d}{R_H}} = \frac{1}{\sqrt{1 + Q_H^2 \left(\frac{\omega}{\omega_0} - \frac{\omega_0}{\omega}\right)^2}}. \quad (13)$$

Графики тока в относительных единицах, построенных по формуле (13), приведены на рисунке 4.

Чем выше добротность нагрузочного контура (индуктора), тем более узкой становится форма кривой  $I=f(\omega)$ , а значит, эффективность частотного регулирования становится выше. С учетом того, что потери в транзисторах меньше при частоте управления выше резонансной частоты нагрузочного контура, то при регулировании этот диапазон частот предпочтительнее, чем диапазон частот управления ниже резонансной.

Настройке инвертора на резонансную частоту нагрузочного контура  $f_0$  соответствует индуктивность  $L_0$  и нулевой фазовый сдвиг между током и напряжением  $\varphi_0$ , независящим от сопротивления нагрузки  $R_H$ .

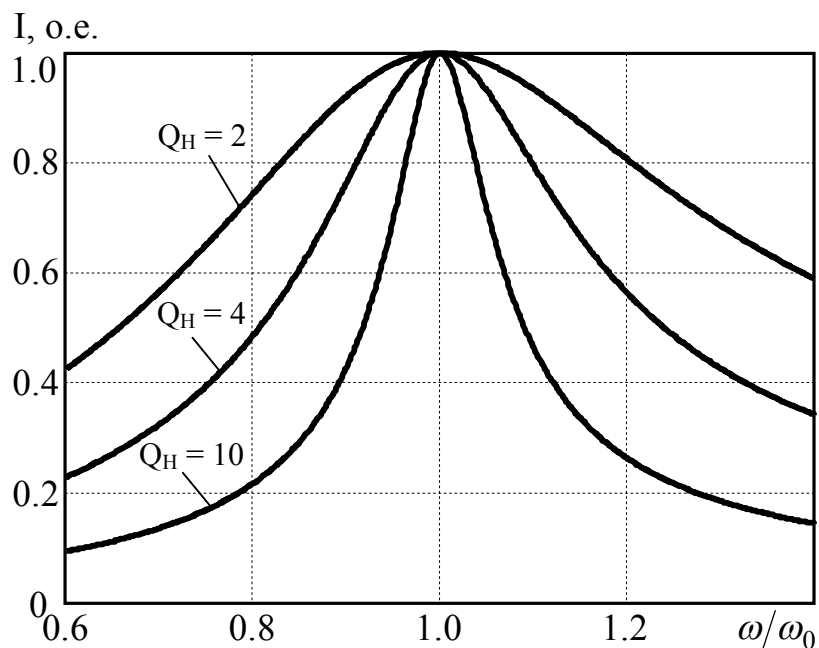


Рисунок 4 – График изменения тока от частоты управления

Относительное изменение величины нагрузочной емкости за цикл нагрева зависит от типа используемых конденсаторов, теплового режима их эксплуатации и оно меньше относительного изменения величины эквивалентной индуктивности и активного сопротивления.

Рассмотрим, к чему приведет изменение индуктивности нагрузочного контура при неизменных остальных параметрах. Это приводит к изменению собственной частоты нагрузочного контура  $\omega$ . Изменение индуктивности нагрузки так же приводит к изменению фазового сдвига  $\varphi$  в соответствии с выражением

$$\varphi = \arctg \left( Q_0 \left( \frac{L_H}{L_0} - 1 \right) \right), \quad (14)$$

где  $Q_0$  - добротность контура при  $L_H = L_0$ .

За цикл нагрева индуктивность нагрузочного контура изменяется от максимального значения до номинального, чему соответствует два режима работы: режим индуктивной реакции нагрузочного контура  $f > f_0$  и резонанса  $f = f_0$  (рисунок 2).

Зависимость  $\varphi$  от относительного изменения  $L_H$  при разных значениях добротности нагрузки представлены на рисунке 5.

Фазовому сдвигу  $\varphi$  соответствует определенное значение тока переключения  $I_{II}$ . Относительное значение тока переключения транзисторов

$$I_{II}^* = \frac{I_{II}}{I_m} = \sin \varphi . \quad (15)$$

С учетом выражений (14) и (15) зависимость  $I_{II}^* = f\left(\frac{L_H}{L_0}\right)$  будет иметь вид представленной на рисунке 6.

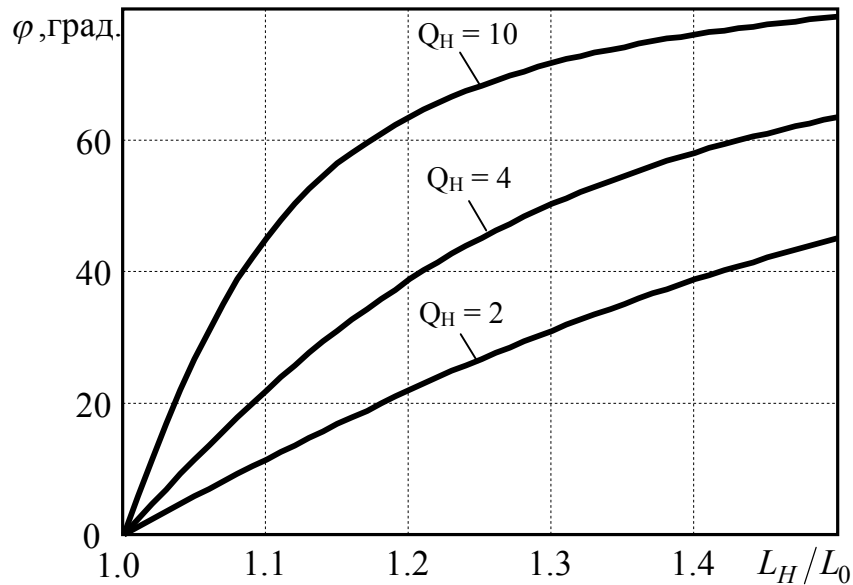


Рисунок 5 – График изменения угла фазового сдвига от величины индуктивность нагрузочного контура

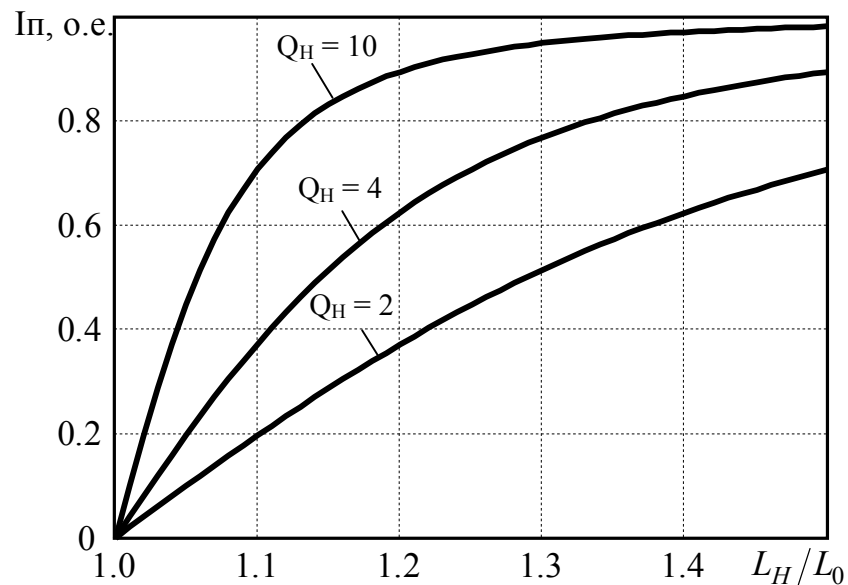


Рисунок 6 – График изменения величины тока переключения от значения индуктивность нагрузочного контура



График  $I_{II}^* = f\left(\frac{L_H}{L_0}\right)$ , изображенный на рисунке 6 показывает силь-

ную зависимость тока переключения от добротности и индуктивности нагрузки.

### **Выводы.**

Получены аналитические выражения позволяющие анализировать работу инвертора, производить его расчет при изменении частоты и параметров нагрузки.

Установлено, что даже незначительное изменение индуктивности нагрузки по сравнению с индуктивностью соответствующей резонансу, приводит к значительному увеличению тока переключения транзисторов и мощности динамических потерь в них.

Для работы инвертора на переменную нагрузку необходимо постоянно производить подстройку частоты работы инвертора с целью обеспечения оптимальных энергетических режимов и режимов коммутации.

### **Библиографический список**

1. *Тиристорные преобразователи повышенной частоты для электротехнологических установок* / [ Беркович Е.И., Ивенский Г.В., Иоффе Ю.С., Моргун В.В. ] – 2-е изд., перераб. и доп. – Л.: Энергоатомиздат, Ленинград. отд-ние, 1983. – 208 с.

2. *Васильев А.С. Источники питания электротермических установок* / Васильев А.С., Гуревич С.Г. Иоффе Ю.С. - М.: Энергоатомиздат, 1985. - 248с.

3. *Способы регулирования тока транзисторного инвертора напряжения с последовательным резонансным контуром на выходе* / Н.Н. Юрченко, П.Н. Шевченко, В.Я. Гуцалюк [та ін.] // *Технічна електродинаміка. Тем. вип. "Силова електроніка та енергоефективність"*. – 2002. – Ч.1. – С. 79 – 81.

4. *Частотный и широтно-частотный способы регулирования транзисторным инвертором напряжения с последовательным резонансным контуром на выходе.* / В.Я. Гуцалюк, П.Н. Шевченко, И.О. Слесаревский, П.Ю. Герасименко // *Технічна електродинаміка.* – 2006. – №6. – С. 25 – 29.

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

*к.т.н. Захожай О.И.,  
Чибисова Ю.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## УЛУЧШЕНИЕ ИЗОБРАЖЕНИЯ ДАКТИЛОСКОПИЧЕСКИХ ОТПЕЧАТКОВ В СИСТЕМАХ КОНТРОЛЯ ДОСТУПА

*У статті представлений адаптивний алгоритм покращення зображення дактилоскопічних відбитків, який сприяє підвищенню якості функціонування систем контролю доступу.*

**Ключові слова:** біометрія, відбитки пальця, фільтр Габора.

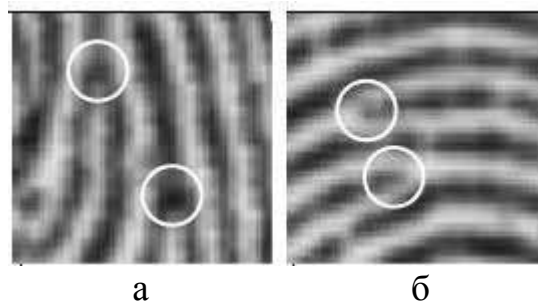
*В статье представлен адаптивный алгоритм улучшения изображения дактилоскопических отпечатков, который способствует повышению качества функционирования систем контроля доступа.*

**Ключевые слова:** биометрия, отпечатки пальца, фильтр Габора.

В последнее время все большее распространение получают системы контроля доступа, принцип работы которых основан на распознавании дактилоскопических отпечатков. Удобство использования такого метода идентификации личности связан с тем, что каждый человек имеет уникальные отпечатки пальцев (дактилоскопические отпечатки). Информативные признаки отпечатка пальца определяются исключительно локальными свойствами выступов и их соотношениями. На сегодняшний день достаточно хорошо разработана теория и методология идентификации личности по отпечаткам пальцев, однако, существует необходимость повышения эффективности функционирования автоматизированных систем, решающих подобного рода задачи.

Существует 150 различных локальных характеристик выступов (островки, короткие выступы, полости и т.д.) [1]. Значительное количество этих характеристик не могут быть использованы для идентификации, так как характер их проявления и регистрации, в большей степени, зависит от условий надавливания и качества отпечатка пальца. Такие отпечатки называют редко наблюдаемыми [2].

При идентификации наиболее часто используют две основные характеристики локальных выступов: окончание выступа и раздвоение выступа [3]. Такие характеристики называют деталями. На рисунке 1 проиллюстрированы дактилоскопические отпечатки с изображением деталей.



а – иллюстрация окончаний выступов;  
б – иллюстрация раздвоений выступов

Рисунок 1 – Примеры деталей дактилоскопических отпечатков

В системах контроля доступа автоматическое сопоставление отпечатков пальцев основывается на сравнении указанных выше локальных характеристик выступов и их комбинации. По результату сопоставления принимается решение о разрешении или запрете доступа.

Выполнение алгоритма извлечения информативных признаков о деталях зависит в большей степени от качества входного изображения отпечатка пальца. На качественном, высококонтрастном изображении детали могут быть легко определены даже из утонченных выступов. Однако на практике существует масса факторов, которые приводят к снижению качества изображения и усложняющих идентификацию. К таким факторам относятся: изменения силы нажатия пальца при сканировании, свойства выступа, состояния кожи (отклонившиеся от нормы структуры эпидермических выступов, послеродовые отметки, профессиональные отметки), особенности считывающего устройства [3].

Для обеспечения надежности выполнения задачи извлечения деталей, независимо от качества изображения отпечатка пальца, необходим адаптивный алгоритм, который позволит улучшать качество изображения отпечатка и четкость структур выступов.

Предлагаемый алгоритм позволяет улучшить четкость структур выступов в изображениях отпечатков пальца в обратимых областях, и устранить необратимые области.

Алгоритм улучшения изображения дактилоскопического отпечатка получает на вход изображение, применяет набор промежуточных шагов на входном изображении, и в итоге дает на выходе улучшенное изображение.

Основные шаги алгоритма включают в себя следующие этапы.

1. Нормализация. Входное изображение отпечатка пальца нормализуется для того, чтобы предварительно определить средние значения и отклонения;

2. Оценка локальной ориентации. Ориентационное изображение рассчитывается из нормализованного входного изображения отпечатка пальца;

3. Оценка частотной ориентации. Частотное изображение вычисляется из нормализованного входного изображения и рассчитанного ориентационного изображения;

4. Расчет областной маски. Областная маска получается путем классификации каждого блока в нормализованном входном изображении в обратимый или необратимый блок;

5. Фильтрация. Набор фильтров Габора, который настраивается на локальную ориентацию и частоту выступов, применяется к пикселям выступов и впадин в нормализованном входном изображении для получения улучшенного изображения отпечатка пальца.

Структура алгоритма улучшения отпечатка пальца показана на рисунке 2.

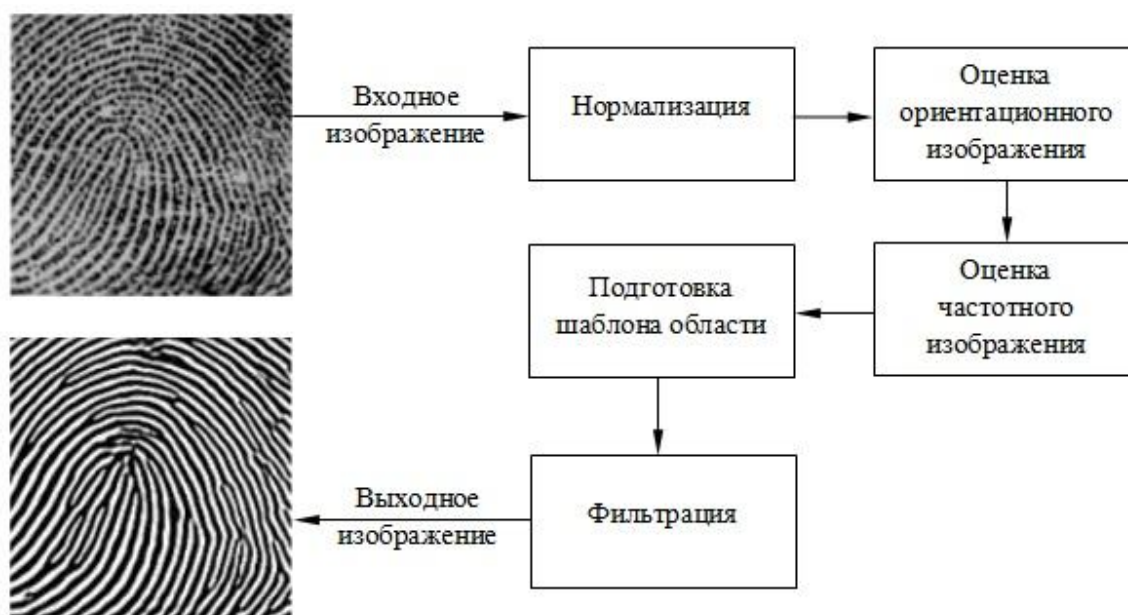
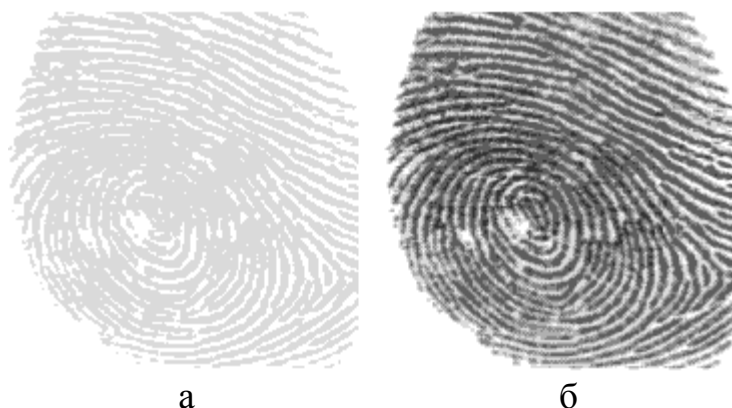


Рисунок 2 - Структура алгоритма улучшения отпечатка пальца

Нормализация – это операция над пикселями. Она не меняет четкость структур выступов и впадин. Главное назначение нормализации - уменьшить изменения в полутоновых значениях вдоль выступов и впадин, что облегчает последующие шаги обработки. Рисунок 3 показывает пример нормализации изображения.



а – нормализованное изображение  
б – входное изображение

Рисунок 3 – Иллюстрация процесса нормализации

Ориентационное изображение представляет собой важное свойство изображений отпечатков пальцев и определяет постоянные координаты для выступов и впадин в локальном соседстве.

С рассматриваемым алгоритмом может быть получена достаточно ровная оценка ориентационного поля. Рисунок 4 показывает пример ориентационного изображения, вычисленного по рассматриваемому алгоритму.



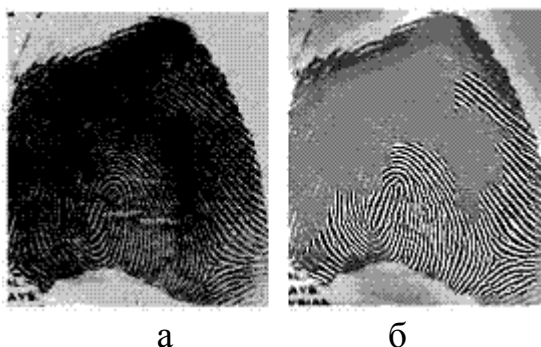
Рисунок 4 – Пример ориентационного поля

Очертания параллельных выступов и впадин с хорошо определяемой частотой и ориентацией на изображении отпечатка пальца содержит полезную информацию, которая помогает в устранении нежелательных шумов. Синусоидально-очерченные волны выступов и впадин изменяются медленно в локальной постоянной ориентации. Поэтому полосовой фильтр, который настраивается на соответствующую частоту и ориентацию, может эффективно удалять нежелательные шумы и сохранять достоверные структуры выступов и впадин. Фильтры Габора

имеют как частотно-отборочные, так и ориентационно-отборочные свойства и дают оптимальное объединенное решение, как в пространственной, так и в частотной областях. Поэтому целесообразно использовать фильтры Габора как полосовые фильтры, чтобы устранить шумы и сохранить достоверные структуры выступов и впадин.

Для применения фильтров Габора к изображению необходимо задать три параметра: частота синусоидальной плоскостной волны,  $f$ ; направление фильтра; среднеквадратичные отклонения огибающей Гаусса  $\delta_x$  и  $\delta_y$ .

Очевидно, что частотная характеристика фильтра,  $f$ , полностью определяется локальной частотой выступа, а направление определяется локальной ориентацией выступа. Выбор значений  $\delta_x$  и  $\delta_y$  осуществляется с условием того, что чем больше эти значения, тем фильтры более устойчивы к шумам, но при этом более вероятно, что фильтры будут создавать ложные выступы и впадины. С другой стороны, чем меньше значения  $\delta_x$  и  $\delta_y$ , тем менее вероятно, что фильтры будут создавать ложные выступы и впадины; следовательно, они будут менее эффективны в устранении шумов. На рисунке 5 приведен пример улучшения изображения дактилоскопических отпечатков.



а – исходное изображение  
б – улучшенное изображение

Рисунок 5 – Пример улучшения изображения при помощи рассмотренного метода

Таким образом, рассмотренный алгоритм улучшения отпечатков пальцев, способен адаптивно улучшать четкость структуры выступов и впадин на изображении дактилоскопических отпечатков, тем самым создавая условия для более точной идентификации личности.

Экспериментальные результаты показывают, что алгоритм позволяет идентифицировать необратимо испорченные области в изображениях отпечатков пальцев и устранять их из дальнейшей обработки. Это,

в свою очередь, также упрощает процесс дактилоскопического анализа. В автоматизированных системах контроля доступа глобальная модель выступов и впадин, которая может быть построена из частично пригодных областей, может быть использована для исправления ошибок в оцененных ориентационных изображениях, которые в совокупности позволяют улучшить точность распознавания.

#### **Библиографический список**

1. Шмаков В.Л. Система гражданской идентификации / В.Л. Шмаков. – Челябинск: Сфера, 2005. – 237с.
2. Моисеева Т.О. Комплексное криминалистическое исследование потожировых следов человека / Т.О. Моисеева. – М.: РФЦСЭ, 2000. - 174с.
3. Самищенко С.С. Современная дактилоскопия. Основы и тенденции развития / С.С. Самищенко.– М.: РФЦСЭ, 2004. – 456с.

*Рекомендована к печати к.т.н., проф. Паэрандом Ю.Э.*

*к.т.н. Кобец Д.В.,  
Ламанов С.Л.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина).*

## **ПАРАМЕТРИЧЕСКАЯ ОПТИМИЗАЦИЯ МАГНИТОСВЯЗАННЫХ УСТРОЙСТВ СОГЛАСОВАНИЯ ИСТОЧНИКОВ ПИТАНИЯ С НАГРУЗКОЙ**

*У роботі розглядається методика параметричної оптимізації магнітозв'язаних пристроїв узгодження тиристорних джерел живлення з індукційним навантаженням.*

***Ключові слова:** магнітний зв'язок, джерело живлення, критерій оптимізації, індуктор.*

*В работе рассматривается методика параметрической оптимизации магнитосвязанных устройств согласования тиристорных источников питания с индукционной нагрузкой.*

***Ключевые слова:** магнитная связь, источник питания, критерий оптимизации, индуктор.*

Современная силовая преобразовательная техника нуждается в дешевых и простых в использовании высокоэффективных способов согласования индукционной нагрузки с источником питания на средних частотах (2,4 – 10 кГц) при мощностях десятки и сотни киловатт.

Особое значение для современных индукционных нагревателей имеет гальваническая развязка индукционной нагрузки с источником питания, которая в настоящее время почти не используется из-за значительной стоимости традиционных средств гальванической развязки – закалочных трансформаторов, (25...40% от общей стоимости оборудования), их массу и размеры, не считая того, что отсутствие такой развязки существенно ухудшает электрическую безопасность персонала, который работает на индукционном оборудовании. Кроме того, на перематывание магнитопровода в таких трансформаторах теряется до 20% энергии, из-за чего они обеспечиваются водным охлаждением.

В работе [1] автором для гальванической развязки было предложено использовать индуктивности резонансных инверторов с дополнительным функциональным назначением. Устройство, схема которого представлена на рисунке 1 содержит: выпрямитель 1; фильтровый дроссель 2; коммутирующие конденсаторы 3, 4; тиристоры 5, 8; коммути-



рующие дроссели 6, 7; встречные диоды 9, 10; а также отдельный контур нагрузки, представленной индуктивностью 11, активным сопротивлением 12 и компенсирующим конденсатором 13. Отличительной особенностью представленной схемы от традиционных схем [2] является воздушная магнитная связь между коммутирующими дросселями и нагрузкой.

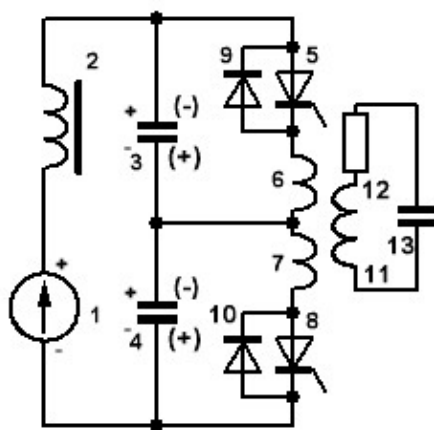


Рисунок 1 – Структурная схема источника питания

Одной из главных проблем с которой сталкивается разработчик ключевых преобразователей электроэнергии является оптимизация как электромагнитных параметров, так и массогабаритных показателей. Основным объектом оптимизации являются индуктивные элементы схемы. К вопросу оптимизации обращались многие исследователи. Например, в работе [3] исследуются процессы поиска оптимальных значений электрических параметров инверторов, в первую очередь величин емкостей, индуктивностей и активных сопротивлений, удовлетворяющих совокупности ограничений на рабочие характеристики элементов инвертора. В работах [4, 5] главным критерием оптимизации является массогабаритные показатели индуктивных элементов. Однако, в настоящей работе впервые рассматривается оптимизация воздушной магнитной связи тиристорных инверторов с индукционной нагрузкой.

**Целью работы** является разработка методики параметрической оптимизации магнитосвязанных устройств согласования тиристорных источников питания с индукционной нагрузкой.

Задача оптимизации параметров электрических цепей автономных тиристорных инверторов – одна из наиболее сложных в преобразовательной технике. В первую очередь это связано с высокой размерностью и многокритериальностью математических моделей инверторов, разнородностью и дискретным характером их варьируемых параметров,

многоэкстремальностью целевых функций. Указанные особенности определили выбор в пользу прикладного пакета MATLAB [6] как основного математического аппарата исследований источников питания с магнитосвязанными элементами. Ранее авторами уже была предложена модель источника питания на базе мостового резонансного инвертора. Аналогично, для полумостового инвертора модель может быть представлена в виде показанном на рисунке 2.

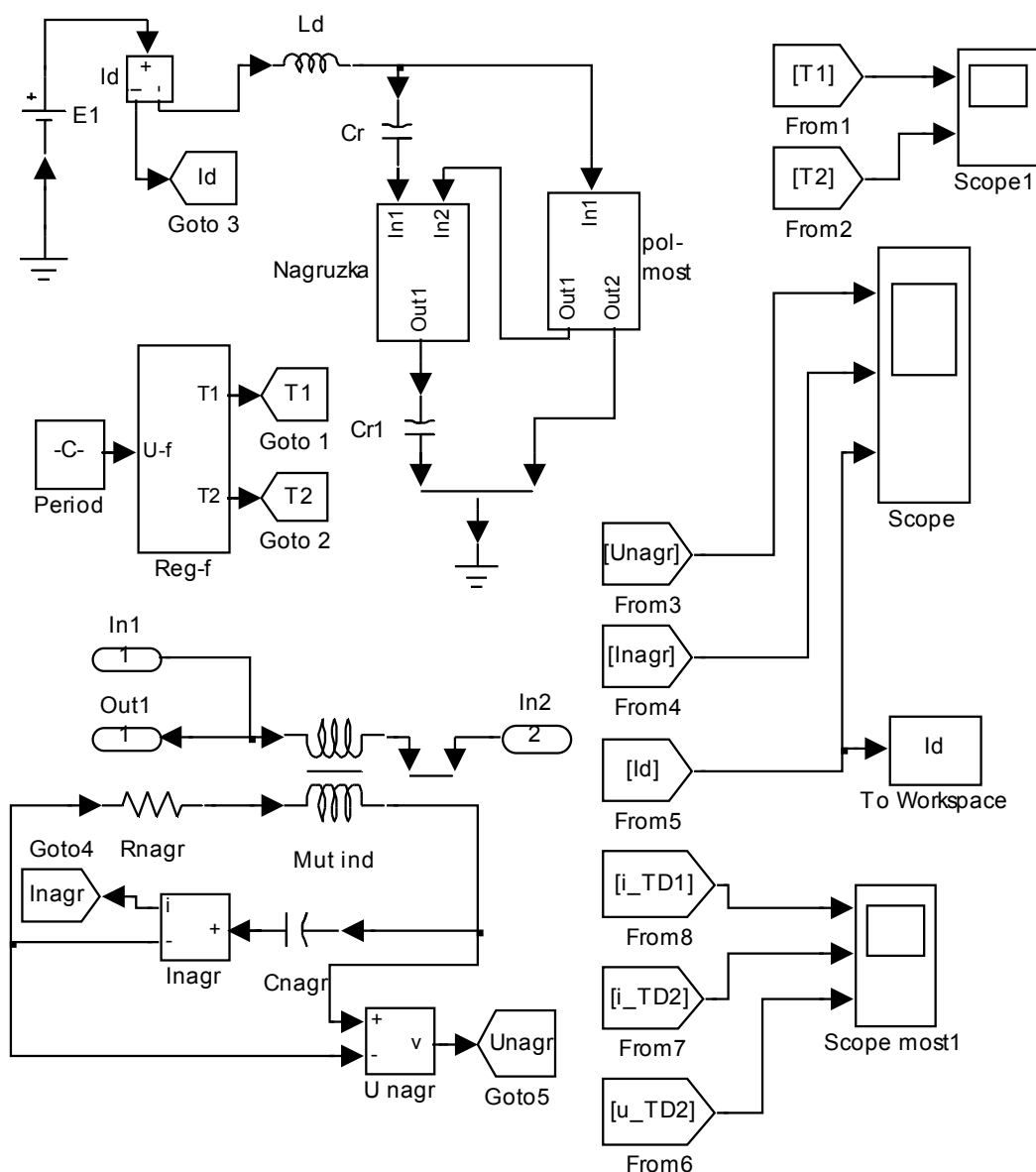


Рисунок 2 – Математическая модель источника питания на базе полумостового резонансного инвертора

В общем виде задачу оптимизации магнитной связи можно представить следующим образом.

Необходимо минимизировать критерий качества

$$J = \sum_{i=0}^N L[\mathbf{x}(i)] \rightarrow \min, \quad (1)$$

где  $\mathbf{x}$  –  $n$ -мерный вектор параметров;  $i = 0, \dots, N - 1$  – интервал оптимизации в дискретном эквиваленте.

Наличие скалярных ограничений учитывается в виде неравенства

$$C^i[\mathbf{x}(i)] \leq 0. \quad (2)$$

В качестве параметра оптимизации выбираем величину взаимоиндукции  $L_m$ , которая в свою очередь определяет коэффициент магнитной связи

$$\mu = L_m / \sqrt{L_1 L_2}, \quad (3)$$

где  $L_1$  и  $L_2$  – собственные индуктивности блока взаимоиндукции (в нашем случае параметры дросселей 6 и 7 (рисунок 1)).

В качестве критерия оптимизации выбираем критерий максимума мощности передаваемой в нагрузку. Этот критерий может быть определен по входному току инвертора  $I_d$ . Для адаптации критерия к виду, который требуется в пакете MATLAB будем использовать эквивалентное выражение – минимум рассогласования текущего и максимально возможного значения входного тока инвертора

$$J = \sum_{i=0}^N (I_d^* - I_d)^2. \quad (4)$$

Дополнительно параметром поиска выбираем сопротивления нагрузки  $R_{nagr}$ .

Для оптимизации используется встроенная функция `fmincon` которая обеспечивает минимизацию критерия (1) при наличии ограничений (2) в диапазоне

$$\mathbf{x}_{\min} \leq \mathbf{x} \leq \mathbf{x}_{\max}. \quad (5)$$

Окончательно задача оптимизации программируется в виде показанном на рисунке 3.

```

%Программа оптимизации
global Lmop Rnop;
clc;
%Задание опций оптимизации
options=optimset('Display','iter','LargeScale',...
    'off','LevenbergMarquardt','on');
%Вызов встроенной функции
[x,fval,exitflag,output]=fmincon(@Jk1,[.5 .5],...
    [],[],[],[],[.1 .1],[.89 1],'confun',options)
%Построение графика переходного процесса
sim('Inv_polmost_magnit_3',300);
figure(1);
plot(Id.time,Id.signals.values);
grid;

%Подпрограмма определения критерия
function J=Jk(x)
global Lmop Rnop;
Lmop=x(1);
Rnop=x(2);
%Вызов модели для расчета Id
sim('Inv_polmost_magnit_3',300);
s=0;
for n=1:max(size(Id.signals.values))-1
    s=s+(Id.time(n+1)-
    Id.time(n))*(Id.signals.values(n)-100)^2;
end
J=s;

```

Рисунок 3 – Программа поиска оптимального значения взаимной индукции и сопротивления нагрузки

Были выбраны следующие параметры схемы в относительных единицах:

напряжения  $E1=100$  о.е.,

$L_{\Sigma}^* = 1$  – суммарная индуктивность инвертора;  $C_3^* = 1$  – эквивалентная емкость.

Производными от базисных величин являются:

$Z_k^* = \sqrt{L_{\Sigma}^* / C_3^*} = 1$  – волновое сопротивление коммутирующего контура;

$I_0^* = E1^* / Z_k^* = 100$  – базисный ток;

$\omega_0^* = 1 / \sqrt{L_{\Sigma}^* C_3^*} = 1$  – базисная частота;

$$C_r^* = 2; C_{r1}^* = 2; C_{nagr}^* = 2; L_{k1}^* = 0,5; L_{k2}^* = 0,5; L_{nagr}^* = 1; L_d^* = 50.$$

В результате работы программы получаем следующие значения параметров оптимизации

$$L_m^{opt} = 0,8787; R_{nagr}^{opt} = 0,8025.$$

**Выводы.** В работе предложена методика параметрической оптимизации магнитосвязанных устройств согласования тиристорных источников питания с индукционной нагрузкой по критерию максимума мощности, передаваемой в нагрузку. Предложенная методика позволяет учитывать ограничения на диапазон поиска решения. Также, благодаря использованию детализированной математической модели имеется возможность оптимизации не только коэффициента магнитной связи, но и параметров коммутирующих дросселей.

### Библиографический список

1. Деклараційний патент на корисну модель України, МПК(2006) H02M 7/00. Пристрій підключення індукційного навантаження / С.Л. Ламанов. – № а200904460; Заявл. 05.05.2009; Опубл. 10.11.2010; Бюл. № 21.
2. Тиристорные преобразователи частоты /А.К. Белкин, Т.П. Костюкова, Л.Э. Рогинская, А.А. Шуляк. – М.: Энергоатомиздат, 2000. – 263 с.: ил.
3. Тонкаль В.Е. Оптимизация параметров мостовых резонансных инверторов / В.Е. Тонкаль, А.В. Новосельцев, Ю.К. Черных. – К.: Наук. думка, 1985. – 220 с.
4. Костюкова Т.П. Параметрический синтез электромагнитных элементов / Т.П. Костюкова//Управляемые электрические цепи и электромагнитные поля: Межвузовский научный сборник. №3. – Уфа: УГАТУ, 1997. – С. 114-117.
5. Рогинская Л.Э. Выбор структуры и параметрический синтез симметричного резонансного инвертора / Л.Э. Рогинская, А.В. Иванов, М.М. Мультменко//Электротехника. – 1998. - №7. – С. 1-5.
6. Дьяконов В. Математические пакеты расширения MATLAB. Специальный справочник/В. Дьяконов, В. Круглов. – СПб.: Питер, 2001. – 480 с.: ил.
7. Кобец Д.В. Моделирование источников питания индукционных установок с магнитосвязанными устройствами согласования нагрузки / Д.В. Кобец // Сборник научных трудов ДонГТУ. Вып. 31. – Алчевск: ДонГТУ, 2010.– С. 213 – 222.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Ульшиным В.А.*

*к.т.н. Захожай О.И.,  
Шевцова А.С.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ИСПОЛЬЗОВАНИЕ МОДЕЛИ ТЕМПЕРАТУРНОГО РЕЖИМА В АВТОМАТИЗИРОВАННОЙ СИСТЕМЕ УПРАВЛЕНИЯ КОКСОВОЙ ПЕЧЬЮ**

*Розглядаються аспекти використання моделі температурного режиму у складі автоматизованої системи управління коксовою піччю. Це дозволяє визначити просторовий розподіл температури коксового пирога з метою забезпечення рівномірного і стабільного прогріву шихти.*

**Ключові слова:** *математична модель, шихта, коксова піч.*

*Рассматриваются аспекты использования модели температурного режима в составе автоматизированной системы управления коксовой печью. Это позволяет определить пространственное распределение температуры коксового пирога с целью обеспечения равномерного и стабильного прогрева шихты.*

**Ключевые слова:** *математическая модель, шихта, коксовая печь.*

Коксохимическое производство является одним из приоритетных направлений промышленной политики Украины. Значительная доля валютных поступлений в Украину связана с продукцией металлургического и коксохимического сектора. В этих условиях, актуальной задачей, является усовершенствование технологического процесса коксования по пути снижения энергозатрат и повышения качества изготавливаемого кокса.

Качество производства кокса в значительной степени зависит не только от физико-химических свойств шихты, но и от температурного режима коксования. При этом важно поддержание постоянного и равномерного прогрева коксового пирога в течение всего процесса спекания [1]. Для решения данной задачи необходимо применение эффективных методов контроля температуры прогрева шихты, позволяющих определить зоны локального перегрева и недогрева. В работе [2] предлагается применение системы технического зрения для анализа температурного режима коксовой печи, однако такой метод позволяет получить информацию о пространственном распределении температуры только

по поверхности коксового пирога. При этом определение температуры в объеме коксового пирога невозможно прямыми методами измерения. С учетом этого, для оценки объемного распределения температуры коксового пирога предлагается модернизация данного метода через использование математической модели теплового режима коксования. Таким образом, при построении автоматизированной системы управления коксовой печью, математическая модель может быть использована для определения пространственного распределения температуры, как на поверхности, так и в объеме коксового пирога.

Математическая модель температурного режима коксования, с точки зрения прогрева коксующейся шихты описывается системой уравнений [1]:

$$\frac{\partial T_{ш}}{\partial \tau} = \alpha \frac{\partial^2 T_{ш}}{\partial x^2}, \quad (1)$$

где  $\alpha$  - коэффициент температуропроводности;

$\tau$  - время коксования;

$x$  - расстояние точки от оси камеры;

$T_{ш}$  - температура в любой точке коксующейся шихты.

Однако, для использования системы уравнений (1) в автоматизированной системе управления коксовой печью при определении степени равномерности прогрева коксового пирога и объемного распределения температуры необходимо учесть следующие условия:

$$\tau = 0; x = 0: T_{ш}^{on} = T_{ш}^H, \quad (2)$$

где  $T_{ш}^{on}$  - температура шихты в осевой плоскости;

$T_{ш}^H$  - начальная температура шихты.

$$\tau = 0; x = L / 2: T_{ш}^{cm} = T_{oz}^K - \frac{1}{e^{AKF_{cm}}} (T_{oz}^H + T_{ш}^H), \quad (3)$$

где  $L$  - ширина камеры;

$T_{ш}^{cr}$  - температура шихты у стенки;

$T_{or}^H$  - начальная температура отопительного газа;

$T_{or}^K$  - конечная температура отопительного газа.

$$K = \frac{\alpha_{ш}^{cm} \cdot \alpha_{ог} \cdot \lambda_{ст}}{\alpha_{ш}^{cm} \cdot \lambda_{ст}} + \alpha_{ог} \cdot \lambda_{ст} + \delta_{ст} \cdot \alpha_{ш} \cdot \alpha_{ог}, \quad (4)$$

где  $K$  - коэффициент теплопередачи греющей стенки;  
 $\alpha_{ог}$  - коэффициент температуропроводности отопительного газа;  
 $\lambda_{ст}$  - теплопроводность стенки;  
 $\delta_{ст}$  - толщина стенки;  
 $\alpha_{ш}$  - коэффициент температуропроводности шихты;  
 $\alpha_{ш}^{cr}$  - коэффициент температуропроводности шихты у стенки.

$$A = \frac{1}{G_{ог} \cdot C_{ог}} + \frac{1}{G_{ш} \cdot C_{ш}^{cm}}, \quad (5)$$

где  $G_{ог}$  - расход отопительного газа;  
 $C_{ог}$  - теплоемкость отопительного газа;  
 $G_{ш}$  - расход шихты;  
 $C_{ш}^{cr}$  - теплоемкость шихты у стенки.

$$\alpha_{ш}^{cm} = const; C_{ш}^{cm} = const, \quad (6)$$

$$\alpha = \frac{\lambda}{c_p \cdot \gamma_k}, \quad (7)$$

где  $\lambda$  - теплопроводность;  
 $\gamma_k$  - кажущийся удельный вес тела.

$$\lambda_{ш} \approx \frac{1}{a_0^1 + a_1^1 \cdot (T_{ш}^{on})^{a_2^1}}, \quad (8)$$

$$C_{рш} = a_0^2 + a_1^2 \cdot T_{ш}^{on} + a_2^2 \cdot T_{ш}^{on^2} + a_3^2 \cdot T_{ш}^{on^3}, \quad (9)$$

где  $C_{рш}$  - удельная теплоемкость шихты при постоянном давлении.



$$\alpha_{ш} = \frac{1}{a_0^1 + a_1^1 \cdot (T_{ш}^{on})^{a_2^1}} \cdot \frac{1}{a_0^2 + a_1^2 \cdot T_{ш}^{on} + a_2^2 \cdot T_{ш}^{on^2} + a_3^2 \cdot T_{ш}^{on^3}} \cdot \frac{1}{\gamma_{кш}}, \quad (10)$$

где  $\gamma_{кш}$  – кажущийся удельный вес шихты.

Таким образом, решение (1) при условиях (2) – (6), позволяет определить время проведения процесса при заданных расходах шихты и отопительного газа и конструктивных характеристиках печи (ширина камеры, толщина стенки, материал, из которого изготовлена стенка) и температуру кокса при окончании процесса коксования, а также получить оценки тепловых свойств кокса по зависимостям (8)-(10).

Формализованное представление математической модели может быть описано следующим набором:

$$Y_M = f(X_M, U_M, A_M). \quad (11)$$

Вектор входных параметров

$$X_M = \{X_1, X_2\}, \quad (12)$$

где  $X_1$  и  $X_2$  – характеристики шихты и отопительного газа соответственно.

$$X_1 = \{T_{ш}^H, G_{ш}, C_{ш}^{cm}, \alpha_{ш}^{cm}, \gamma_{кш}\}, \quad (13)$$

$$X_2 = \{C_{о2}, \alpha_{о2}, T_{о2}^H, T_{о2}^K\}. \quad (14)$$

Вектор параметров и коэффициентов модели

$$A_M = \{A_1, A_2\}, \quad (15)$$

где  $A_1$  и  $A_2$  – характеристики печи и шихты соответственно.

$$A_1 = \{K, F_{cm}, L, \lambda_{cm}, \delta_{cm}\}, \quad (16)$$

$$A_2 = \{\alpha_{ш}\}. \quad (17)$$

Вектор выходных параметров:

$$Y_M = \{\lambda, C_p, \alpha, \tau\}. \quad (18)$$

Вектором управляющего воздействия данной модели  $U_M$  является расход отопительного газа  $G_{ог}$ .

$$U_M = \{G_{ог}\}. \quad (19)$$

На рисунке 1 представлена последовательность обработки входной информации о пространственном распределении температуры в автоматизированной системе управления коксовой печью с применением модели температурного режима. На основании информации о пространственном распределении температуры по поверхности коксового пирога, математическая модель позволяет определить температуру в его объеме для формирования более точного управляющего воздействия на следующий технологический цикл.

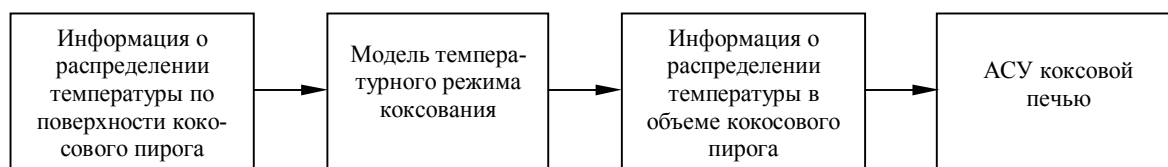


Рисунок 1 – Последовательность обработки информации о температуре коксового пирога

Кроме этого, модель температурного режима коксования может быть использована для прогнозирования хода технологического процесса с целью выявления граничных и аварийных режимов, а так же для обучения персонала, работающего с автоматизированной системой управления коксовой печью.

Таким образом, использование математической модели температурного режима в автоматизированной системе управления коксовой печью позволит уточнить получаемую информацию о пространственном распределении температуры и создать условия для формирования более точного управляющего воздействия на следующий технологический цикл. При этом обеспечивается равномерный прогрев шихты и рациональный расход отопительного газа.

### Библиографический список

1. Чистякова Т.Б. Моделирование тепловых свойств кокса: Сб. трудов международной научной конференции [“Математические методы в технике и технологиях”], (Кострома, 11-18 октября 2004 г.)

*/Чистякова Т.Б., Бойкова О.Г., Бабина Е.В.; Костромской государственной университет. – К.: КГУ, 2004. – 314 с.*

2. *Захожай О.І. Аналіз стану коксової печі засобами комп'ютерного зору: Труды XI Міжнародної науково-практичної конференції [“Сучасні інформаційні та електронні технології-2010”], (Одеса, 24-28 травня 2010р. ) / О.І. Захожай, А.С. Шевцова. – Міністерство освіти і науки України, Одеський національний політехнічний університет. – О.: ОНПУ, 2010. – 276 с.*

***Рекомендована к печати к.т.н., проф. Пазрандом Ю.Э.***

*к.т.н. Мурга В.В.,  
Ессельбах Р.В.  
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

## **ВИБІР РЕЖИМУ РОБОТИ ПЛАЗМОТРОНА ДЛЯ ДУГОВОГО ГЛИБИННОГО ВІДНОВЛЕННЯ**

*Наведені результати теоретичних досліджень та розрахунок електричних параметрів плазмотрона для дугового глибинного відновлення при його реалізації з піддувом аргону.*

**Ключові слова:** *дугове глибинне відновлення, відновлювальний блок, тепловий ККД, енергія струменя дуги, ентальпія нагрітого аргона.*

*Приведены результаты теоретических исследований и расчет электрических параметров плазмотрона для дугового глубинного восстановления при его реализации с поддувом аргона.*

**Ключевые слова:** *дуговое глубинное восстановление, восстановительный блок, тепловой КПД, энергия дуги, энтальпия нагретого аргона.*

Використання плазмової технології для глибинного відновлення матеріалів показало високу ефективність при ковшовому рафінуванні залізо – вуглецевих розплавів. Вперше ідея дугового глибинного відновлення (ДГВ) висловлена і запатентована на кафедрі “Металургії чорних металів” Донбаського гірничо-металургійного інституту, а також кафедрі “Металургії сталі” НМетАУ [1,2].

В даному разі плазмовий блок використовується для обробки розплаву парами лужноземельних металів. Пароподібний магній утворюється в глибині розплаву. Він відновлюється в зоні заглибленого дугового розряду з самого матеріалу блоку – магнезиту. Вірогідні схеми створення дугового глибинного розряду для обробки розплаву методом ДГВ показані на рисунку 1.

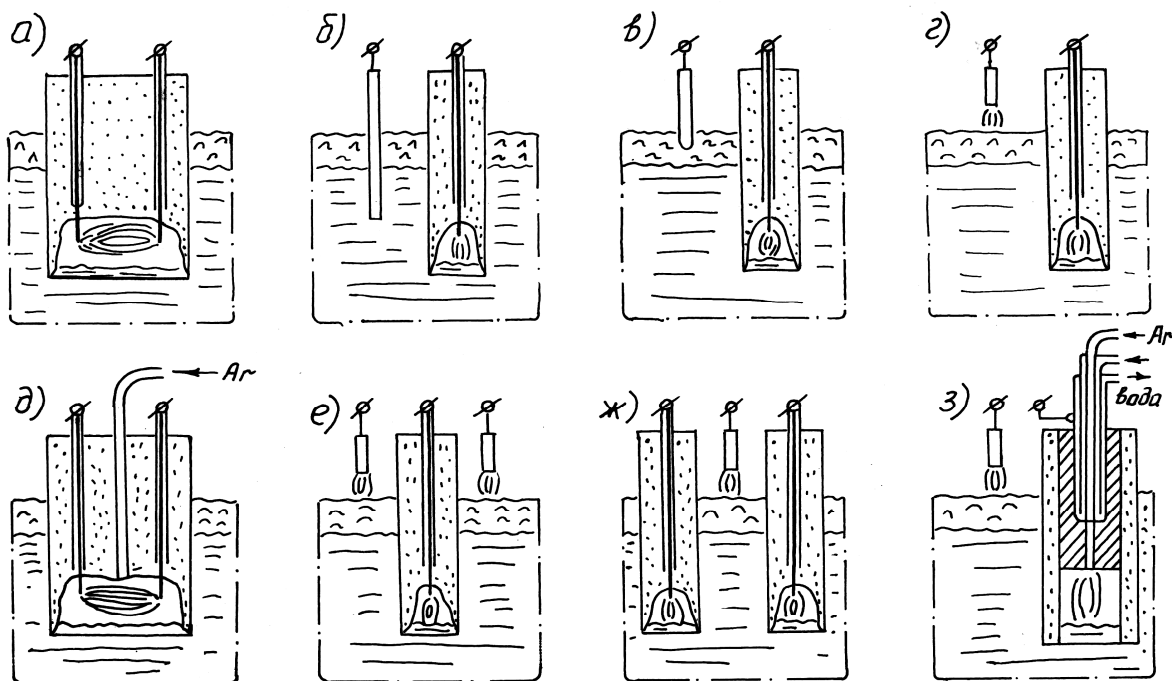
Дуговий блок повинен виконувати наступні функції:

- підведення електроенергії для створення глибинного дугового розряду і відновлення ЛЗМ в розплав;

- безперервна в перебігу часу обробки доставка відновлюваного матеріалу в зону дугового розряду;

- електрична ізоляція зони дуги і струмопідводу від оброблюваного розплаву і підтримка газового тиску усередині порожнини, де горить дуга;

- забезпечення надходження відновленої в зоні дуги пари ЛЗМ в розплав, а не вихід їх через пори ДБ в атмосферу.



а, д – два електродні ДБ (без піддування і з піддуванням аргону);  
 б, в, г, е, ж, з – одноелектродні ДБ із замиканням дуги на метал;  
 б – підведення другої фази струму в розплав;  
 в – підведення другої фази струму в шлак;  
 г – підведення другої фази струму через відкриту дугу на шлак;  
 е, ж – варіанти використання трифазного струму;  
 з – варіант з піддуванням Ar і охолоджуваним утримувачем електроду.

Рисунок 1 - Технологічні і конструктивні варіанти ДГВ

Останнє, як видно з рисунка 1, може бути забезпечено як з піддуванням аргону в зону дугового розряду, так і без піддування.

При зануренні дугового блока в розплав з температурою до 1650°C він випробовує тепловий удар від термічної напруги, що виникає при цьому. Отже, перша вимога – це витримати термічну напругу від такого теплового удару і зберігати при цьому свою конфігурацію, будівельну міцність, і щоб усередині не утворилися тріщини. Останні можуть якщо не привести до руйнування ДБ під час його роботи, то пору-

шити його газощільність і викликати додатково втрату реагентів. Вони можуть по тріщинах виходити в атмосферу, минувши розплав.

Наступною є вимога зберігати цілісність конфігурації і достатню будівельну міцність під час роботи. У зоні дуги температура складає тисячі градусів і мимоволі регулюється тими фізико-хімічними процесами, які там проходять. На зовнішній поверхні ДБ температура така, як у навколишнього розплаву або декілька вище. Отже, ДБ повинен зберігати будівельну міцність при температурах близько 1800 – 1900°C.

Важливою є вимога, щоб з матеріалу ДБ, що витрачається, в процесі відновлення виділялася в розплав достатня кількість ЛЗМ.

Як видно з рисунку 1, варіанти реалізації є окремими випадками одно- і двоелектродного варіантів виконання дугового блоку, тобто із залежним і незалежним горінням дуги. Кожен з варіантів має переваги і недоліки. Двоелектродний варіант при недостатній міцності формування блоку може привести до запалення дуги в будь-якому місці по висоті блоку, виключається безпосередній вплив газодинамічного тиску дуги на дзеркало металу, що є одним з чинників, що дозволяють отримати заглиблення дугового розряду. Згідно роботі [3] теоретично можливе заглиблення анода в рідку сталь може досягати 0,59 м. У одноелектродному варіанті більше вірогідність короткого замикання на метал.

Одним з найбільш важливих чинників, що впливають на успіх рафінування, є швидкість витрачання відновного блоку. Ця швидкість має бути прогнозованою і регульованою. Швидкість залежатиме від кількості тепла, що поступає в зону реакції, яке забезпечується дуговим розрядом і підлягає регулюванню.

Основними статтями витрати вуглецевого електроду є його окислення і хімічна взаємодія з елементами, розчиненими в розплаві і елементами шихти. Блок дугового глибинного відновлення призначений для спалювання під рівнем металу, тому основні статті витрати електроду в дуговому вузлі будуть обумовлені випаровуванням і хімічною взаємодією вуглецю з елементами розплаву і рудної частини. Присутність в іонізованій газовій хмарі монооксиду алюмінію збільшує ступінь витрачання електроду, а присутність глинозему в структурі електроду знижує прочностні характеристики матеріалу, що пов'язує [3].

Для забезпечення максимально можливої тепловіддачі від дуги на відновну суміш, що витрачається, область розряду має бути розташована якомога ближче до поверхні суміші. Для цього, синхронно з витрачанням суміші повинні витрачатися і електроди. Якщо електрод зношується швидше, ніж витрачається термітна суміш, то електрод йде в суміш, дуга подовжується і гасне. Якщо знос електроду відстає від витрачання суміші, високотемпературна зона дуги віддаляється від рудної частини, і відновлення припиняється.

Для розрахунку електричних і теплових характеристик використовуватимемо наступну систему рівнянь[4]:

- рівняння для робочої напруги дуги:

$$U = 207 - 4.1 \cdot I + 22.8 \cdot G - 17.9 \cdot d + 14.4 \cdot L + 18.3 \cdot l; \quad (1)$$

- рівняння для теплового ККД:

$$\eta = 85 - 0.48 \cdot G + 0.79 \cdot e - 5.59 \cdot G \cdot d; \quad (2)$$

- рівняння для потужності, що вкладається в дугу:

$$P = 51.7 + 9.1 \cdot I + 5.7 \cdot G - 10.33 \cdot d + 3.5 \cdot L + 4.6 \cdot l + 0.8 \cdot I \cdot G - 1.58 \cdot I \cdot d + 0.85 \cdot I \cdot L + 1.1 \cdot l; \quad (3)$$

$$P = U \cdot I; \quad (4)$$

- рівняння для енергії струменя:

$$U \cdot I \cdot \eta = G(i - i_n); \quad (5)$$

- рівняння для ентальпії нагрітого аргону:

$$i_k = 57.8 + 11.4 \cdot I - 19.2 \cdot G - 7.9 \cdot d + 4.4 \cdot L + 5.8 \cdot l + 6.4 \cdot G^2 - 3.8 \cdot I \cdot G - 1.9 \cdot I \cdot d + 2.6 \cdot G \cdot d - 1.9 \cdot G \cdot l; \quad (6)$$

$$i_k = i + \eta \cdot \frac{P}{d}; \quad (7)$$

- рівняння для питомої щільності потужності:

$$P_{уд} = 4.14 + 0.92 \cdot I + 0.55 \cdot G - 2.89 \cdot d + 0.33 \cdot L + 0.43 \cdot l + 1.24 \cdot d^2 - 0.55 \cdot I \cdot d^2 - 0.31 \cdot G. \quad (8)$$

Таким чином, отримали наступні характеристики: напруга дуги – 200 В, сила струму – 250 А, тепловий ККД – 85%. Розрахункова потужність складає 50 кВт.

Таким чином використання плазмового глибинного відновлення має достатньо високу ефективність, однак існують питання по глибинному зануренню плазмотрона, стабільності електричних режимів на протязі процесу і режиму газопостачання в реакційну зону. Ці питання потребують подальших досліджень.

### **Бібліографічний список**

1. *Перевозчиков А.И. Электродуговое рафинирование и модифицирование чугуна / А.И. Перевозчиков, С.Б. Эссельбах, В.Н. Кравченко // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – №7. – 1990. – С. 104.*

2. *А.с. 1180153 СССР, МКИ В 22 D 27/20. Способ обработки расплава / Ильинкова Л.Т., Контарева И.С. (СССР). – №3587990/22-02; Заявлено 06.05.83; Опубл.23.09.85, Бюл. №35. – 2 с.*

3. *Лесков Г. И. Электрическая сварочная дуга / Лесков Г. И. – М.: Машиностроение, 1970. – 336 с.*

4. *Киселев Ю. Я. Оборудование плазменно-дуговой обработки металлов / Киселев Ю. Я. – Кишинев, 2005. – 56с.*

*Рекомендовано до друку д.т.н., проф. Заблодським М.М.*



*Мурга Е.В.,  
к.т.н. Мурга В.В.,  
Мельков С.М.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ДАЛЬНОСТИ В ЛАЗЕРНЫХ СИСТЕМАХ КОНТРОЛЯ**

*Проведено аналіз ефективності існуючих систем накачування імпульсних твердотільних лазерів. Показано, що збудження активного середовища складним імпульсом накачування дозволяє стабілізувати параметри зондуючих імпульсів і підвищити точність визначення просторових координат цілей. Наведено чисельні оцінки зміни точності оцінки дальності та наведені експериментальні дані.*

**Ключові слова:** *лазерна локація, складний імпульс накачування, точність визначення просторових координат, стабілізація параметрів зондируючих імпульсів.*

*Проведен анализ эффективности существующих систем накачки импульсных твердотельных лазеров. Показано, что возбуждение активной среды сложным импульсом накачки позволяет стабилизировать параметры зондирующих импульсов и повысить точность определения пространственных координат лоцируемых тел. Приведены численные оценки изменения точности оценки дальности и приведены экспериментальные данные.*

**Ключевые слова:** *лазерная локация, сложный импульс накачки, точность определения пространственных координат, стабилизация параметров зондирующих импульсов.*

Задача улучшения эксплуатационных характеристик лазерных систем контроля сохраняет свою актуальность, обусловленную постоянным совершенствованием техники контроля и, в частности, лазерных систем контроля больших длин. Для действующих систем контроля улучшение характеристик передатчиков проводится путем оптимизации режимов работы, т.е. без существенных изменений оптической схемы. Необходимо отметить, что для большинства передатчиков систем контроля традиционные методы оптимизации практически исчерпаны. В данной ситуации интерес представляет возможность использования коллективных эффектов, возникающих в активной среде при опреде-

ленных режимах возбуждения. Наблюдение подобных эффектов проводилось в твердотельных импульсных лазерах с традиционной оптической накачкой и сопровождалось существенными изменениями характеристик генерируемого излучения. Целью данной работы является исследование влияния коллективных эффектов в активной среде лазеров на стабильность параметров генерируемого излучения. Данное явление позволяет более эффективно использовать действующие передатчики, работающие в режиме модуляции добротности.

Как показали исследования, использование явлений, происходящих в активной среде при развитии генерируемого излучения, приводит к повышению энергетической эффективности передатчика, повышается повторяемость характеристик, что повышает стабильность параметров генерируемых импульсов.

Существующие способы накачки характерны тем, что изменение выходной энергии моноимпульса колеблется в пределах 30% от среднего значения выходной энергии. Стабилизации параметров лазерного излучения по уровню инверсии активной среды позволяют зафиксировать изменение выходной энергии в пределах 10% при изменении питающего напряжения на 10% от номинального значения [1]. Этот способ стабилизации параметров лазерного излучения успешно применяется для твердотельных лазеров с электрооптической модуляцией добротности. В данном случае предполагаются некоторые непроизводительные потери энергии, поскольку при данном способе стабилизации предполагается управление излучением по заданному уровню инверсии активной среды.

Использование коллективных эффектов в излучении приводит к уменьшению разброса значений выходной энергии до 5% от среднего значения. При этом не возникают непроизводительные потери, обусловленные запаздыванием или опережением включения электрооптического затвора.

Изменение формы огибающей импульса излучения лазера при традиционном способе возбуждения представлено на рисунке 1а), а на рисунке 1,б) - в режиме со стабилизацией параметров.

Как видно из диаграмм, оценка дальности по переднему фронту по уровню 0,5 может привести к существенному колебанию получаемых значений. На рисунке 2 показаны результаты измерений по мишени для лазера с модулированной добротностью с моноимпульсом наносекундной длительности. В данном случае проводилась стабилизация по заданному уровню инверсии активной среды и накачке традиционным импульсом колоколообразной формы.

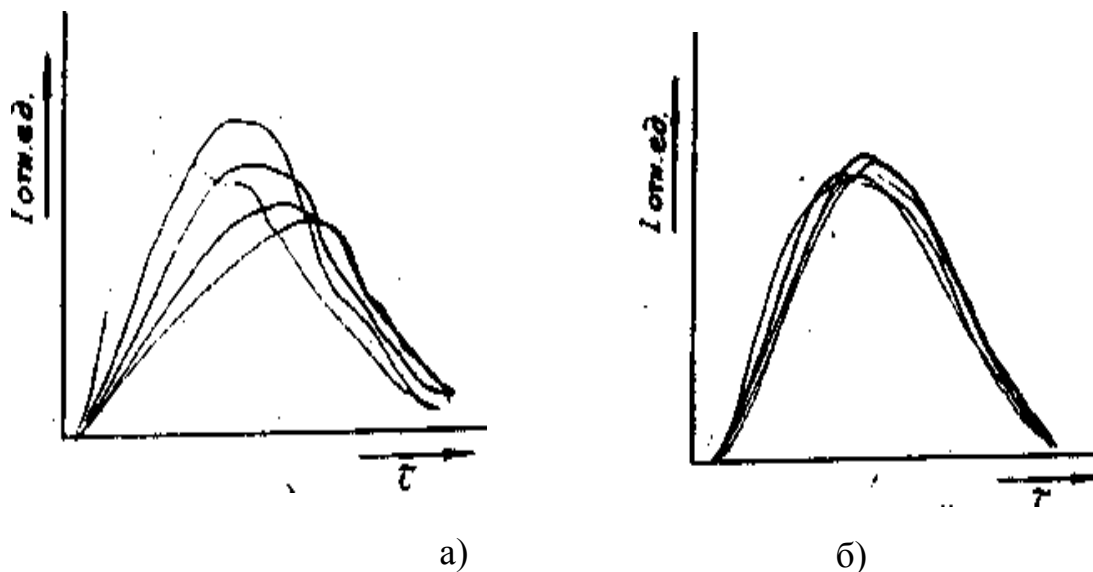


Рисунок 1 – Временные диаграммы для последовательности из пяти моноимпульсов

На рисунке 3 представлены результаты измерения временных интервалов при активизации в активной среде коллективных взаимодействий при тех же значениях энергии накачки, как в предыдущем случае. Можно отметить заметное снижение разброса измеренных значений временных интервалов и повышение стабильности получаемых данных. Существующий разброс обусловлен наличием ошибки приемника и разбросом значений временной GPS – метки. Данные погрешности неустраняемы.

Рассматривая представленные данные как нормальное распределение, можно применить расчет ошибки измерений по методу Стьюдента. Экспериментальные данные независимы, имеют одно и то же математическое ожидание, одинаковые дисперсии (измерения равноточны) и распределены нормально (такое допущение подтверждается опытом), следовательно, истинное значение измеряемой величины можно оценивать по среднему арифметическому результатов отдельных измерений при помощи доверительных интервалов с надежностью 0,95.

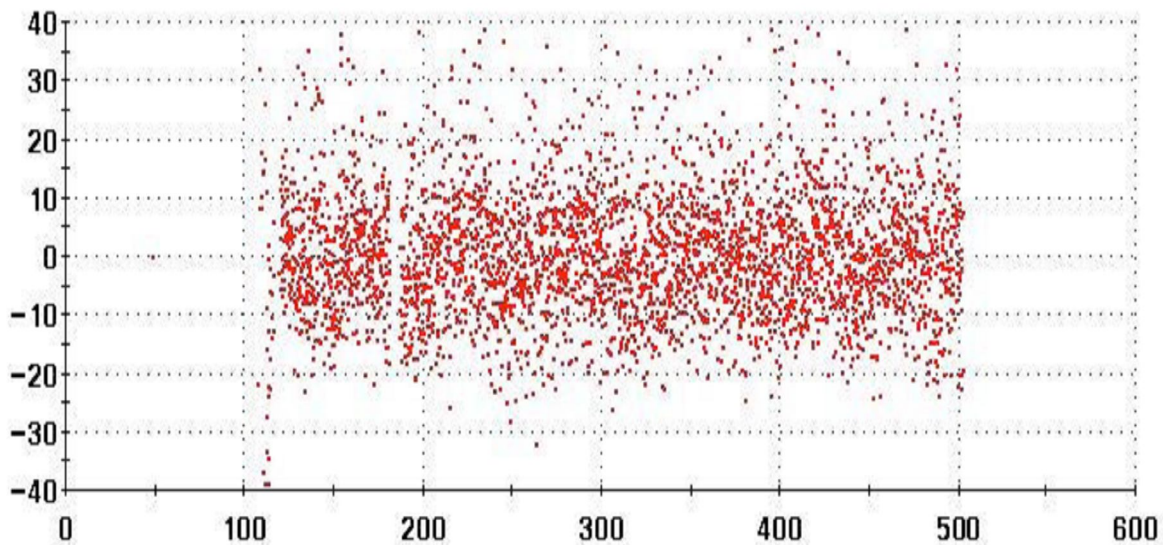


Рисунок 2 - Разброс значений измерения временных интервалов при «традиционной накачке». По горизонтальной шкале – время измерения в микросекундах от начала момента измерений, по вертикальной шкале – разброс значений измеренных временных интервалов в наносекундах

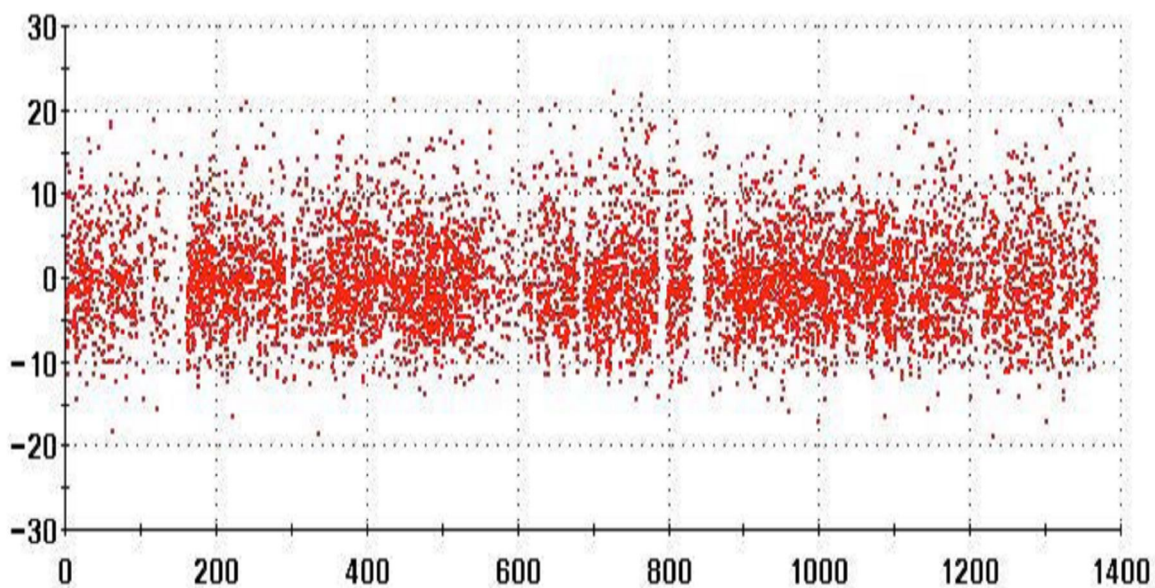


Рисунок 3 - Результат измерения временных интервалов при возбуждении в активной среде коллективных взаимодействий. По горизонтальной шкале – время измерения в микросекундах от начала момента измерений, по вертикальной шкале – разброс значений измеренных временных интервалов в наносекундах

Оценка ошибки по результатам обработки одинаковых выборок дала следующие результаты:

Выборочная дисперсия  $D_B$  наблюдаемых значений  $\Delta\tau_1$  деленное на число экспериментальных точек в выборке:

$$D_B = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n n_i \Delta\tau_i^2$$

Доверительный интервал:

$$\Delta = t_{\gamma,n} \sqrt{D_B}$$

где  $t_{\gamma,n}$  – коэффициент Стьюдента,  $\gamma$  - надежность эксперимента или доверительная вероятность.

Традиционная накачка

$$\gamma - 0,95; n = 400; t_{\gamma,n} = 1,96; D_B = 200,78 \times 10^{-24} \text{ с}^2; \sqrt{D_B} = 14,17 \times 10^{-12} \text{ с}; \\ \Delta_1 = 27,77 \times 10^{-12} \text{ с}.$$

Резонансная накачка

$$\gamma - 0,95; n = 252; t_{\gamma,n} = 1,96; D_B = 49,12 \times 10^{-24} \text{ с}^2; \sqrt{D_B} = 7,01 \times 10^{-12} \text{ с}; \\ \Delta_2 = 13,74 \times 10^{-12} \text{ с}.$$

Изменение относительной ошибки в этом случае составило значение

$$\delta = \frac{\Delta_1 - \Delta_2}{\Delta_2} = \frac{27,77 - 13,74}{13,74} = 0,4586, \text{ что соответствует } 45,86\%.$$

Данный результат подтверждает преимущество использования коллективных эффектов в активной среде при формировании излучения лазера, который работает в моноимпульсном режиме.

Проведенные исследования показали, что использование описанных явлений не только позволяет стабилизировать параметры излучения, но может существенно влиять на энергетическую эффективность. Это указывает на необходимость проведения дальнейших исследований по изучению коллективных эффектов в возбужденной активной среде лазеров.

### Библиографический список

1. Денищик Ю.С. Управление электрооптическим затвором оптического квантового генератора по заданному уровню люминесценции активной среды / Денищик Ю.С., Мурга В.В. // Приборы и техника эксперимента. - 1986. - №6. - С. 160-163.

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

*Сорока Е.А.,  
к.т.н. Папазов Ю.Н.  
(УкрНИИВЭ, г. Донецк, Украина,  
tr@ukrniive.com.ua)*

### **ВЛИЯНИЕ ОБОЛОЧКИ РУДНИЧНОГО ВЗРЫВОЗАЩИЩЕННОГО ТРАНСФОРМАТОРА НА ЕГО ТЕПЛОВЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ**

*Наведені результати експериментальних досліджень, отримані залежності, які визначають тепловий стан активної частини вибухо- захищених трансформаторів потужністю 1000 та 1250 кВ·А пересув- них підстанцій в залежності від конструкції їх оболонки.*

***Ключові слова:** вибухозахищений трансформатор, активна час- тина, перевищення температури, оболонка, тепловий стан, система охолодження.*

*Приведены результаты экспериментальных исследований, полу- чены зависимости, определяющие тепловое состояние активной части взрывозащищенных трансформаторов мощностью 1000 и 1250 кВ·А передвижных подстанций в зависимости от конструкции их оболочки.*

***Ключевые слова:** взрывозащищенный трансформатор, активная часть, превышение температуры, оболочка, тепловое состояние, сис- тема охлаждения.*

**Постановка проблеми.** Взрывозащищенный рудничный транс- форматор естественного воздушного охлаждения конструктивно пред- ставляет собой статический электромагнитный аппарат, активная часть которого (силовой трехстержневой двухобмоточный трансформатор) по- мещена во взрывонепроницаемую оболочку, являясь основной сборочной единицей в составе комплектной трансформаторной подстанции (КТП) серии КТПВ мощностью 100...1000 кВ·А (ТУ У 31.1-00217159-034-2002).

Герметичная оболочка сухих взрывозащищенных трансформато- ров (ТСВ), температура которой является функцией потерь, выделяемых элементами активной части, а также интенсивности конвективного теп- лообмена внутри нее и внешней теплоотдачи, исключает доступ внутрь оболочки наружной охлаждающей воздушной среды, создавая тем са- мым напряженный тепловой режим работы активной части, что приво- дит к повышению рабочей температуры обмоток и магнитопровода и

необходимости применения дорогостоящей кремнийорганической изоляции классов нагревостойкости Н и 200 по ГОСТ 8865-93 [1].

Основными тепловыми характеристиками трансформатора типа ТСВ, определяющими его тепловое состояние, являются: среднее превышение температуры обмоток высшего и низшего напряжения (ВН и НН) –  $\Theta_{ВН, НН}$ ; наибольшее превышение температуры обмоток НН –  $\Theta_{ННmax}$ ; наибольшее превышение температуры магнитопровода –  $\Theta_{mag. max}$ . Главнейшие из них, необходимые для проверки соответствия изделий требований вышеуказанных нормативных документов, это средние и максимальные превышения температуры обмоток.

Экспериментальные исследования определили негативное влияние оболочек на тепловое состояние трансформаторов в целом и прежде всего на предельно допустимую температуру активных частей ( $\Theta_{max}$ ;  $\Theta_{cp}$ ). Поэтому анализ влияния взрывонепроницаемой оболочки на тепловой режим активной части актуален как в теоретическом, так и в практическом аспекте данной проблемы, непосредственно связанной с выбором и расчетом системы охлаждения трансформаторов рудничных КТП.

**Анализ исследований и публикаций.** При работе трансформатора часть электромагнитной энергии превращается в тепло, рассеиваемое в окружающую среду. Главными источниками тепла являются обмотки ВН и НН, выделяющие примерно 80 % всех потерь, и магнитопровод. Для них окружающей средой является замкнутое воздушное пространство в герметичной оболочке, служащей своеобразным теплообменником, воспринимающим тепловые потоки за счет естественной конвекции внутреннего воздуха и передающим тепло окружающей среде. Вследствие этого оболочка нагревается до определенного превышения температуры над температурой окружающей среды  $\Theta_{об}$ , значение, которого зависит от времени (нестационарное или стационарное температурное поле) и в локальных участках ее поверхности может существенно изменяться по координатам теплового поля, что определяется конструктивными особенностями оболочки. Следовательно, на тепловое состояние активной части сухого рудничного трансформатора оказывает влияние не только его исполнение по уровню и виду взрывозащиты, но и конструкция отдельных элементов системы охлаждения, являющейся важнейшим функциональным узлом трансформатора, обеспечивающим заданный температурный режим всех его составных частей [1].

Нагревание трансформатора характеризуется, прежде всего, распределением тепловых потерь в его обмотках и магнитной системе, а также процессами теплообмена, в том числе конвекцией внутри оболочки и ее внешней теплоотдачей, интенсивность которой определяется коэффициентом теплоотдачи (КТО), от значения которого зависит превышение температуры ТСВ при данной нагрузке, выражаемое зависимостью [2]:

$$\Theta_{уст} = P / (\alpha \cdot F),$$

где  $P$  – потери в трансформаторе;

$\alpha$  – КТО;

$F$  – площадь теплоотдающей поверхности оболочки.

Повысить КТО теплоотдающих поверхностей оболочки, являющегося функцией ряда переменных ( $\alpha = f(\varphi, l, v, \rho, W, \Theta_{нов}, \Theta_{сп})$ ), – значит увеличить интенсивность теплоотдачи от них и интенсивность охлаждения трансформатора в целом. Поэтому при исследованиях теплового состояния рудничных КТП естественного охлаждения наряду с исследованием нагревания активных частей [3] значительное внимание уделялось изучению теплового поля оболочек с целью анализа и оптимизации по теплоотдаче их конструкции [4].

**Постановка задачи.** Анализ влияния взрывонепроницаемой оболочки трансформатора взрывозащищенного исполнения различной номинальной мощности и типоразмера, как составной сборочной единицы КТП, на его основные тепловые характеристики в стационарном режиме нагрева.

**Основной материал и результаты исследований.** Вышеизложенное позволяет утверждать – теплопередача через оболочку ТСВ представляет сложный процесс отвода теплоты от его активной части в окружающую внешнюю среду, определяющий высокую температуру внутреннего воздуха. Тепловые исследования подстанции ТСВП-400/6 [5] с применением современной термоанемометрической аппаратуры обнаружили наличие активного процесса конвективного теплообмена внутри герметичной оболочки, что констатируют данные таких теплофизических параметров как температура и скорость теплоносителя, которые в верхней части оболочки достигают следующих экстремальных значений:  $\Theta_{max} = 78...81^\circ\text{C}$ ;  $W_{max} = 0,95...1,27$  м/с. Скорость теплового воздушного потока, выходящего из оболочки через экспериментальное отверстие, составила 3,57 м/с, что для свободной конвекции является очень значительной величиной. Отсюда следует, что условия охлаждения обмоток очень тяжелые, так как они кроме непосредственного нагрева испытывают также взаимный подогрев и подогрев от магнитопровода, в результате чего их тепловые параметры ( $\Theta_{ННср}$ ,  $\Theta_{ВНср}$  и  $\Theta_{ННmax}$ ) достигают значительных величин.

Для определения зависимости приведенных параметров обмоток ВН и НН от условий охлаждения необходимо исследовать нагревание активной части в двух принципиально различных вариантах ее теплового состояния – при свободном теплообмене с окружающей воздушной средой (без оболочки) и без свободного теплообмена с окружающей средой (в оболочке).



Для ТСВ подстанций серии КТПВ мощностью 100...630 кВ·А провести анализ таких режимов не представляется возможным по причине отсутствия соответствующих экспериментальных данных. Для КТП мощностью 1000 кВ·А (рисунок 1) сравнительный анализ двух тепловых режимов при номинальной нагрузке  $P = 1000$  кВ·А показывает следующее (таблица 1).

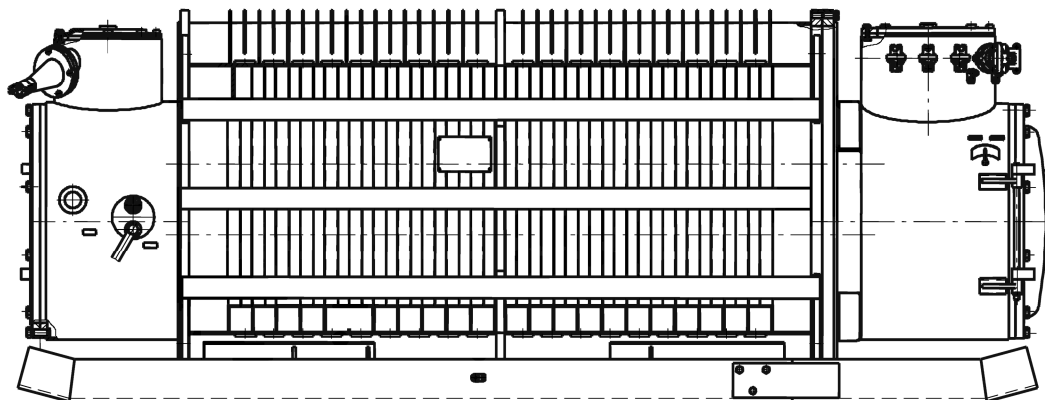


Рисунок 1 – Общий вид трансформаторных подстанций типа КТПВ-1000/6 и КТПВ-1250/6

Таблица 1 – Распределение теплового поля обмотки низшего напряжения КТПВ-1000/6 в различных условиях охлаждения

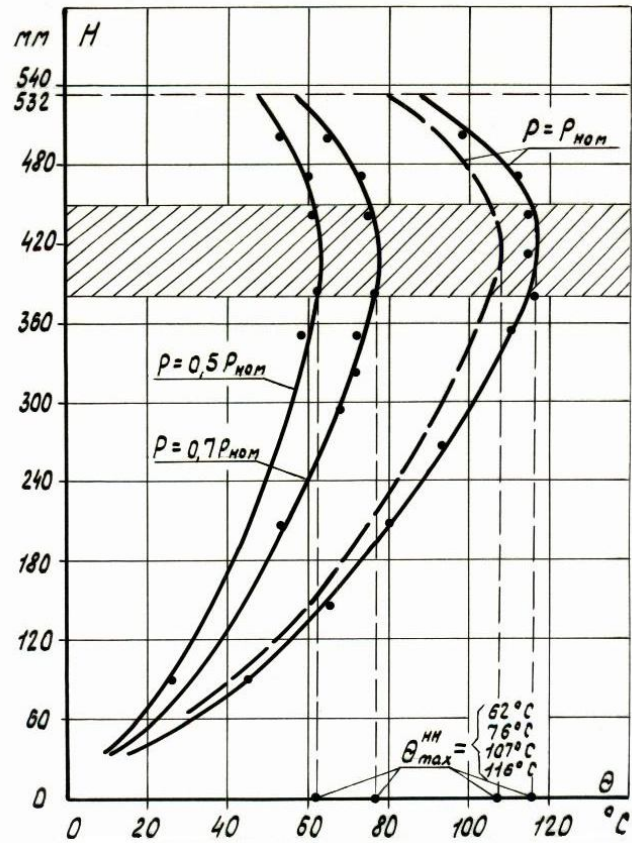
Этап исследований	Режим нагревания	Превышение температуры, °С, в канале обмотки НН фазы В по номерам термопар									
		28	29	30	32	33	34	35	36	38	39
Активная часть без оболочки	Режим 1 – продолжительный при $P_{ном} = 1000$ кВ·А и $\Theta_{окр} = 13^\circ\text{C}$	45	66	80	98	102	111	116	114	111,6	98
	Режим 2 – продолжительный при $P_{ном} = 1000$ кВ·А и $\Theta_{окр} = 17^\circ\text{C}$	107	135	155	179	188	193	199,4	195	185	180
Активная часть в оболочке КТП	Режим 3 – повторно-кратковременный при ПВ = 60 %, $P_{ном} = 1000$ кВ·А и $\Theta_{окр} = 24^\circ\text{C}$	99	109	120,5	135	138	149,5	154	148	147	138

Наблюдается определенное изменение в распределении теплового поля по высоте обмотки НН, что иллюстрируют зависимости вида  $\Theta_{НН} = f(H_{обм})$  (рисунки 2, 3). Температурные кривые для нагрузочных режимов  $0,5 \cdot P_{ном}$ ;  $0,7 \cdot P_{ном}$ ;  $0,8 \cdot P_{ном}$  и  $P_{ном}$  показывают распределение данного параметра в канале обмотки НН фазы В, как наиболее нагреваемой в сравнении с обмотками крайних фаз активной части А и С. Характер этого распределения для режимов 1 и 2 определяется законом степенной функции вида  $Y = X^a$  и в зоне  $3/4$  высоты обмотки (горизонтальная заштрихованная область) нагрев достигает  $T_{max}$ . Выше максимальной зоны нагревания, т.е. на участке верхней  $1/4$  длины канала, фиксируется снижение температуры вследствие охлаждения нескольких верхних витков обмотки за счет теплоотдачи ее торца излучением и конвекцией, а также за счет теплопроводности через опорные детали. Характерным для анализируемых режимов является также разность между максимальным и минимальным превышением температуры в осевом канале обмотки НН, где температурные градиенты достигают следующих значений:  $\Delta\Theta_{max-min.1} = 71^\circ\text{C}$ ;  $\Delta\Theta_{max-min.2} = 88,7^\circ\text{C}$  (1 и 2 – номер режима по таблице 1).

Теплофизический процесс нагревания активной части КТП мощностью 1250 кВ·А (рисунок 1) исследовался также в двух вариантах ее теплового состояния, но в отличие от КТПВ-1000/6 исследование осуществлялось в двух тепловых режимах в последовательности и по методике, установленной для испытаний на нагрев сухих трансформаторов по ДСТУ 3645-97 (ГОСТ 3484.2-98) – в режиме холостого хода (ХХ) и короткого замыкания (КЗ). Среднее превышение температуры обмоток НН и ВН для каждого из установившихся тепловых режимов (активная часть в оболочке КТП), определенное по изменению их сопротивления постоянному току, представлено в таблице 2.

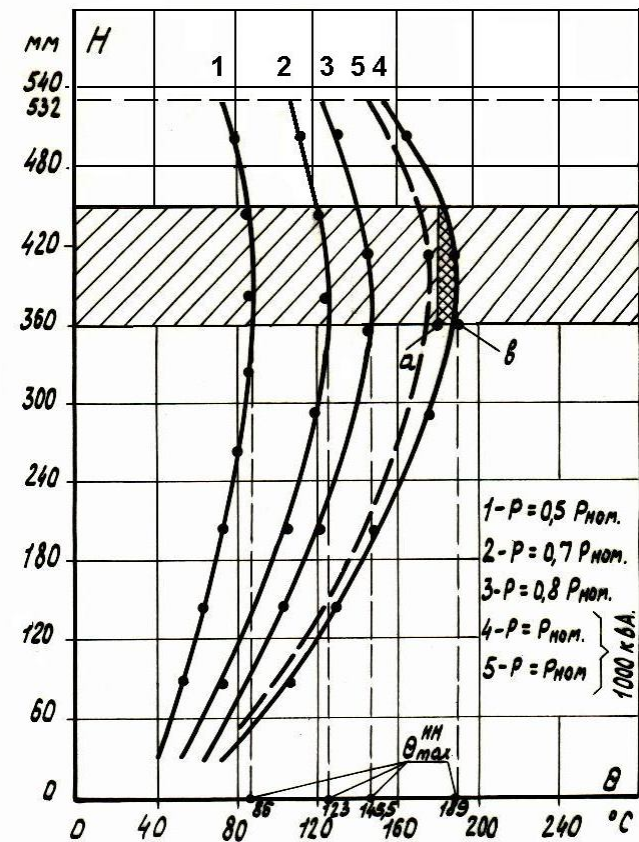
Таблица 2 - Тепловые характеристики КТПВ-1250/6 в режимах нагревания при холостом ходе и коротком замыкании

Режим нагревания продолжительный	Превышение температуры обмоток (по сопротивлению, ГОСТ 3484.2-98) и магнитной системы, °С		
	обмотка НН	обмотка ВН	магнитопровод (верхнее ярмо)
Холостой ход ( $U_{ВН} = 6000 \text{ В}$ )	34,6	29,5	120,5
Короткое замыкание ( $P_{ном} = 1250 \text{ кВ}\cdot\text{А}$ )	122,3	146,5	89,2



— — канал НН фазы В, - - - - - канал НН фазы С

Рисунок 2 – Распределение превышения температуры по высоте обмотки НН активной части (без оболочки) в различных режимах нагрузки



— — канал НН фазы В, - - - - - канал НН фазы С

Рисунок 3 – Распределение превышения температуры по высоте обмотки НН активной части в различных режимах нагрузки (в оболочке КТП)

По экспериментально-расчетным данным таблицы 2 согласно ДСТУ 3645-97 было определено среднее превышение температуры обмоток НН и ВН КТПВ-1250/6, соответствующее ее номинальным параметрам, по формуле

$$\Delta\Theta_{обм} = \Delta\Theta''_{обм} [1 + (\Delta\Theta'_{обм} / \Delta\Theta''_{обм})^{1,25}]^{0,8}, \quad (1)$$

где  $\Delta\Theta_{обм}$  – общее превышение температуры по ГОСТ 3484.2-98 каждой из обмоток при номинальных условиях;

$\Delta\Theta'_{обм}$  – среднее превышение температуры каждой из обмоток, определенное в режиме ХХ;

$\Delta\Theta''_{обм}$  – среднее превышение температуры каждой из обмоток, определенное в режиме КЗ.

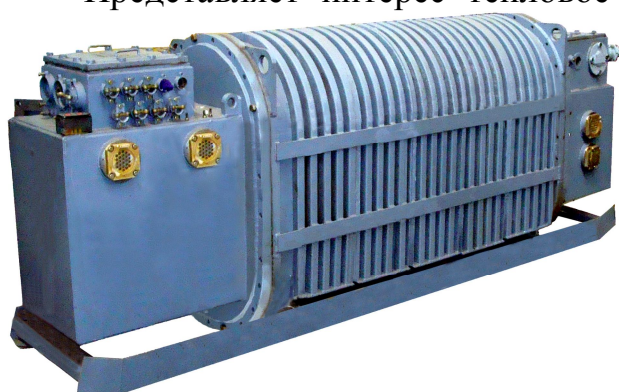


Рисунок 4 – Общий вид трансформаторной подстанции ТВКП-1000/6

Представляет интерес тепловое состояние еще одного образца трансформатора мощностью 1000 кВ·А в гофрированной оболочке КТП нового поколения типа ТВКП-1000/6 (рисунок 4), конструктивно отличающейся от оболочки с трубами и верхним оребрением (рисунок 1).

Основными критериями оценки влияния оболочки КТП на тепловое состояние ее активной части являются указанные выше тепловые параметры обмоток ВН и НН и

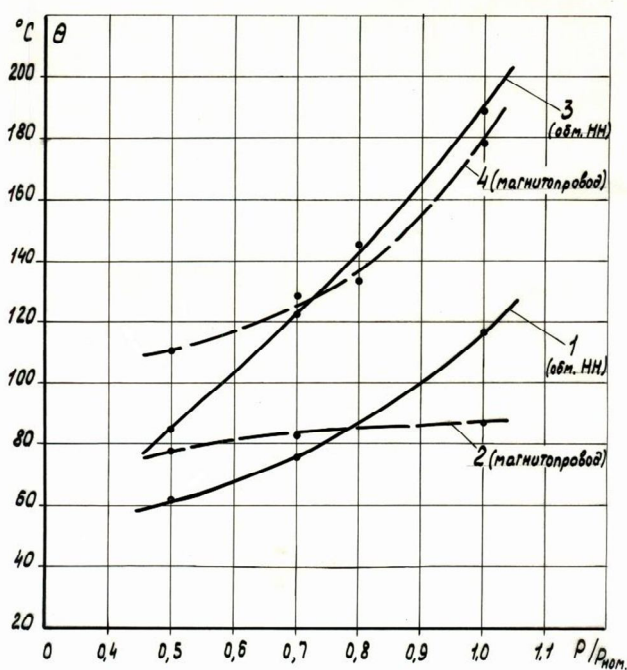
магнитопровода при различных условиях охлаждения в номинальном режиме нагрузки, определенные экспериментально-расчетным путем (таблица 3).

Таблица 3 - Тепловые характеристики рудничных трансформаторных подстанций при различных условиях охлаждения в номинальном режиме нагрузки

Параметр	Превышение температуры, °С					
	КТПВ-1000/6		КТПВ-1250/6*		ТВКП-1000/6*	
	Активная часть без оболочки	Активная часть в оболочке КТП	Активная часть без оболочки	Активная часть в оболочке КТП	Активная часть без оболочки	Активная часть в оболочке КТП
$\Theta_{ННср}$	61	142,4	73,5	149	88,0	151
$\Theta_{ВНср}$	72,9	148,7	85	156	81	155
$\Theta_{ННmax}$	116	199,4	158	218	130	210

- Примечание. Расчетные значения – по ДСТУ 3645-97 (ГОСТ 3484.2-98, МЭК 76-2-93)

Эти данные констатируют существенное различие температурных значений. Для КТПВ-1000/6 разность между средним превышением температуры обмотки НН в оболочке и вне ее достигает  $83,4^{\circ}\text{C}$ ; обмотки ВН –  $75,8^{\circ}\text{C}$ ;  $\Delta\theta_{\text{ННmax}} = 83,4^{\circ}\text{C}$ . В качественном отношении также наблюдается заметное отличие тепловых процессов в трансформаторе КТП от теплообменных процессов активной части непосредственно с окружающей средой. На рисунке 5 показаны экспериментальные зависимости максимального превышения температуры обмотки НН и магнитопровода КТПВ-1000/6 от нагрузки для указанных двух этапов исследования. В первом случае (в оболочке КТП) процесс нагревания магнитопровода подчиняется экспоненциальному закону; во втором случае тепловой процесс происходит значительно медленнее с тенденцией к стабилизации теплового состояния магнитной системы. Процесс нагревания обмотки НН происходит с различной скоростью нарастания температуры и значительной разностью ее максимальных значений ( $\Delta\theta_{\text{НН}}^{0,7} = 47^{\circ}\text{C}$ ;  $\Delta\theta_{\text{НН}}^{1,0} = 73^{\circ}\text{C}$ ).



1 и 2 – активная часть без оболочки,  
3 и 4 – активная часть в оболочке КТП

Рисунок 5 – Зависимость максимального превышения температуры обмотки НН магнитопровода от нагрузки

Для активной части мощностью 1250 кВ·А (конструкция оболочки КТП аналогична конструкции КТПВ-1000/6, рисунок 1) влияние оболочки на тепловой режим характеризуется аналогичными сравните-

льными данными по приведенным выше параметрам:  $\Delta\theta_{\text{ННср}} = 69,5^{\circ}\text{C}$ ;  $\Delta\theta_{\text{ВНср}} = 71^{\circ}\text{C}$ ;  $\theta_{\text{ННmax}} = 218^{\circ}\text{C}$ .

Для активной части 1000 кВ·А, помещенной в гофрированную оболочку новой конструкции (ТВКП-1000/6), определены следующие приращения температуры в номинальном режиме (таблица 3):  $\Delta\theta_{\text{ННср}} = 61,8^{\circ}\text{C}$ ;  $\Delta\theta_{\text{ВНср}} = 74^{\circ}\text{C}$ ;  $\Delta\theta_{\text{ННmax}} = 80^{\circ}\text{C}$ .

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

1. Взрывонепроницаемая оболочка рудничного трансформатора существенным образом влияет на его тепловые характеристики, ухудшая условия охлаждения и, тем самым, повышая температурный режим обмоток НН и ВН.

2. Средние превышения температуры обмоток КТПВ-1250 и ТВКП-1000, определенные по сопротивлению в соответствии с ГОСТ 3484.2-98 после продолжительного установившегося номинального режима нагрузки, несколько превышают нормируемое значение  $150^{\circ}\text{C}$ .

3. Сравнительный анализ теплового состояния трансформаторов КТПВ-1000/6 и ТВКП-1000/6 показал, что гофрированная оболочка, как система охлаждения трансформатора типа ТСВ, несколько хуже отводит тепло по сравнению с оболочкой с трубами, но, тем не менее, обе конструкции, принимая во внимание данные по нагреву КТПВ-1250, требуют оптимизации по теплоотдаче их конструкции.

4. Для уточнения экспериментально-расчетных данных теплового состояния трансформаторов КТПВ-1250/6 и ТВКП-1000/6 можно рекомендовать проведение тепловых исследований методом непосредственной или взаимной нагрузки по ГОСТ 3484.2-98 с последующим сравнением данных по методу условной нагрузки.

### **Библиографический список**

1. Анализ и аспекты совершенствования систем охлаждения взрывозащищенных трансформаторов и подстанций / Е.А.Сорока, И.Я.Чернов, В.М. Грушко В.М.[и др.] // Взрывозащищенное электрооборудование. – 2007. – С. 49-70.

2. Голунов А.М. Охлаждающие устройства масляных трансформаторов / А.М. Голунов, Н.С. Сещенко. – М.: Энергия, 1984. – 215 с.

3. Тепловые исследования активной части трансформаторной подстанции типа КТП-1250/6-1,2 в различных условиях нагрева и охлаждения / Грушко В.М., Золотарев Е.В., Сорока Е.А.[и др.]// Взрывозащищенное электрооборудование. - 2006. – С. 64-73.

4. Исследование и сравнительный анализ стационарного температурного поля оболочек трансформаторных подстанций типа КТПВ

*мощностью 1000 и 1250 кВ·А / Сорока Е.А., Золотарев Е.В., Калач Е.Н. [и др.] // Взрывозащищенное электрооборудование. - 2005. – С. 59-68.*

*5. Сорока Е.А. Экспериментально-теоретическое исследование теплоотдачи оболочки трансформатора взрывозащищенного исполнения / Е.А. Сорока // Электротехника. – 1992. - № 4.*

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

*Горельников С.А.,  
Любич И.В.,  
Мельков С.М.,  
Эссельбах Р.В.*

*(ГМЦ «Орион» ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **УСТРОЙСТВО ВРЕМЕННОЙ ПРИВЯЗКИ СИГНАЛОВ СЛУЧАЙНОЙ АМПЛИТУДЫ ПРИ ЛАЗЕРНОЙ ЛОКАЦИИ ИСКУССТВЕННЫХ СПУТНИКОВ ЗЕМЛИ**

*Описано формувач сигналів часової прив'язки зі слідкуючим порогом, який застосовується при лазерній локації штучних супутників Землі та забезпечує точність прив'язки  $\pm 25$  нс в діапазоні вхідних амплітуд  $400\div 1000$  мВ.*

***Ключові слова:** формувач зі слідкуючим порогом, часова прив'язка, дальнометрія штучних супутників Землі.*

*Описан формирователь сигналов временной привязки со следящим порогом, который применяется в лазерной локации искусственных спутников Земли и обеспечивает точность привязки  $\pm 25$  нс в диапазоне входных амплитуд  $400\div 1000$  мВ.*

***Ключевые слова:** формирователь со следящим порогом, временная привязка, дальнометрия искусственных спутников Земли.*

На протяжении последних пяти десятилетий несколькими лазерно-локационными станциями (ЛЛС) из разных стран мира решалась задача дальнометрии искусственных спутников Земли (ИСЗ).

Принцип измерения дальности основан на измерении времени пролёта оптического зондирующего импульса (ЗИ) от лазерного передатчика ЛЛС до ИСЗ и обратно, до момента регистрации отражённого сигнала фотоприёмным трактом ЛЛС, как показано на рисунке 1 (фигурными стрелками обозначен оптический сигнал, обычными - электрический).





Рисунок 1 – Упрощенная структурная схема прохождения сигнала в лазерном дальнометре ЛЛС

С развитием лазерной техники и электроники неуклонно повышалась точность в определении дальности ИСЗ с единиц метров до единиц миллиметров. В настоящее время Международной службой лазерной локации (ILRS) для достижения точности 10 мм по единичному измерению и 1 мм для серии измерений, усреднённых по времени, выдвигаются строгие требования к параметрам ЗИ и ко всей измерительной аппаратуре ЛЛС. В частности, устройства временной привязки, формирующие стандартные импульсы “Старт” для включения измерителя временных интервалов в момент излучения ЗИ, и “Стоп” для его выключения в момент прихода отраженного от ИСЗ сигнала, должны обеспечивать стабильность появления указанных импульсов не хуже  $\pm 30$  пс.

Широко известны несколько основных способов временной привязки к импульсным сигналам [1, 2], находящие применение, исходя из таких параметров входных сигналов как: амплитуда и длительность фронта. Отраженный от ИСЗ сигнал флуктуирует по интенсивности, что приводит к случайному характеру процесса фотоэмиссии с фотокатода фотоэлектронного умножителя (ФЭУ). ФЭУ, обладая высокой энергетической чувствительностью, позволяет ЛЛС работать в режиме счёта отдельных фотонов в отраженном от ИСЗ сигнале. Однако, статистический характер самого процесса фотоэмиссии с фотокатода и умножения вторичных электронов в диодной системе, также приводит к случайному распределению амплитуды анодного тока ФЭУ. Разработанный в ГМЦ “Орион” [3] и используемый на ЛЛС Алчевской научной лазерной астрономической станции усилитель для ФЭУ-79, обеспечивает на выходе импульсный сигнал с длительностью фронта 2 нс и амплитудой до -1 В, ограниченной снизу уровнем диодных шумов ФЭУ. Таким образом, целесообразен выбор устройства, которое обеспечивало бы привяз-

ку к импульсным сигналам произвольной амплитуды и неизменной длительности фронта. Таким устройством является формирователь со следящим порогом (ФСП), работающий в режиме временной привязки к “постоянной фракции” (к постоянной части амплитуды). ФСП независимо от амплитуды входного сигнала при неизменной длительности фронта вырабатывает на своём выходе импульс стандартной амплитуды и длительности, а момент появления фронта соответствует временной привязке к определённой части входного сигнала. Другими словами, для лазерной локации ИСЗ во всём диапазоне входных амплитуд ФСП должен обеспечивать фиксированную задержку распространения сигнала с оговоренной выше стабильностью.

На рисунке 2 показана структурная схема ФСП, который разработан и прошёл лабораторные испытания в ГМЦ “Орион”.



Рисунок 2 – Структурная схема устройства временной привязки

Устройство осуществляет привязку к импульсным входным сигналам отрицательной полярности с постоянным фронтом 2 нс. Компаратор с постоянным порогом выполняет функцию амплитудного дискриминатора нижнего уровня. Сигнал “Строб” позволяет осуществить сравнение задержанного Линией задержки 2 и ослабленного Аттенюатором сигналов на входах Компаратора со следящим порогом. На выходе последнего формируются дифференциальные сигналы, спады которых несут информацию о временном положении входного импульса. Линия задержки 3 компенсирует время распространения сигнала в Одновибраторе, который формирует импульс необходимой длительности. При помощи Схемы совпадения и Формирователя импульса на выходе устройства формируются импульсы стандартной амплитуды и длительности.

ности, фронт которых жестко привязан к фронту входного сигнала на заданной части его амплитуды. Линия задержки 1 компенсирует время распространения сигнала в Компараторе с постоянным порогом. По входу схемы обеспечена Защита от импульсов положительной полярности. Линии задержки выполнены высокочастотным коаксиальным кабелем с волновым сопротивлением 50 Ом.

Устройство формирует на выходе стандартные импульсы с амплитудой - 800 мВ, соответствующей уровню логического сигнала стандарта NIM, длительностью 30 нс и временем нарастания фронта 1 нс. Порог дискриминации  $E_p$  регулируется в диапазоне - 5÷- 900 мВ, при этом обеспечивается высокая температурная стабильность порога – не более 0,01 мВ/К.

Результаты лабораторных испытаний устройства представлены на рисунке 3.

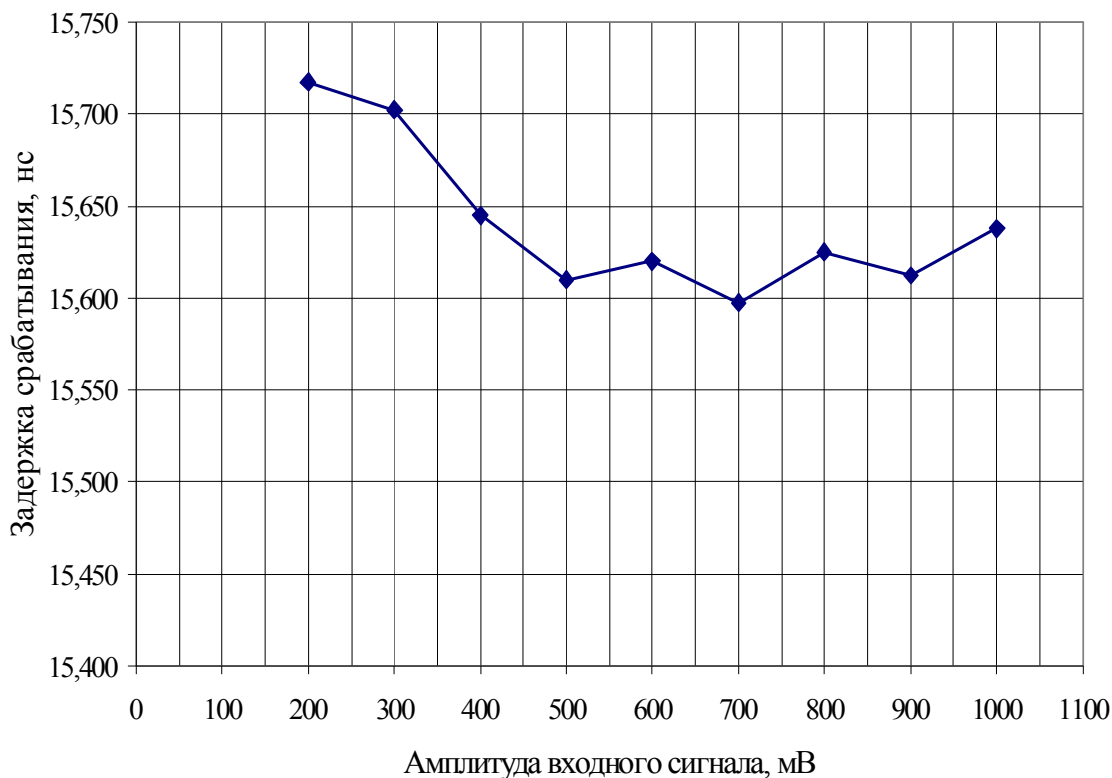


Рисунок 3 – Зависимость задержки срабатывания устройства привязки от амплитуды входного сигнала

На графике можно выделить область в диапазоне амплитуд входных сигналов 400÷1000 мВ, в которой точность временной привязки составляет  $\pm 25$  пс. В настоящее время в ГМЦ “Орион” проводятся работы по выполнению требований ILRS на всём диапазоне входных амплитуд.

### **Библиографический список**

1. Мелешко Е.А. *Наносекундная электроника в экспериментальной физике* / Е.А. Мелешко. – М.: Энергоатомиздат, 1987. – 216 с.
2. Мелешко Е.А. *Интегральные схемы в наносекундной ядерной электронике* / Е.А. Мелешко. – М.: Атомиздат, 1978. – 216 с.
3. Денищик Ю.С. Улучшение временных и эксплуатационных характеристик оптических приемников с ФЭУ / Ю.С. Денищик., В.С. Эсельбах. - Ж. "Приборы и техника эксперимента". - 1989. - №2. - С.174-178.

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

*Антропов И.И.,  
Омеман Дж.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ДИНАМИКА ФАЗОВЫХ ПРЕВРАЩЕНИЙ ПРИ ЛАЗЕРНОЙ ОБРАБОТКЕ ПОВЕРХНОСТИ СТАЛЕЙ**

*Обґрунтовано застосування класичного рівняння теплопровідності для розрахунків розподілу температури в об'ємі при лазерній поверхневій обробці. Показані відмінності фазових перетворень при швидкому нагріванні поверхневого шару металів, наведено результати розрахунку розподілення температур для випадку обробки імпульсним лазерним випромінюванням.*

**Ключові слова:** *рівняння теплопровідності, лазерна поверхнева обробка, імпульсне лазерне випромінювання, фазові перетворення, фазовий склад.*

*Обосновано применение классического уравнения теплопроводности для расчетов распределения температуры в объеме при лазерной поверхностной обработке. Показаны различия фазовых превращений при быстром нагреве поверхностного слоя металлов, приведены результаты расчета распределения температур для случая обработки импульсным лазерным излучением.*

**Ключевые слова:** *уравнение теплопроводности, лазерная поверхностная обработка, импульсное лазерное излучение, фазовые превращения, фазовый состав.*

Наиболее точное решение для распределения температуры в среде с регулярным распределением связанных частиц дает нестационарное уравнение Шредингера. Однако при инженерных расчетах оно неприемлемо. Определение распределения температуры и ее динамики при нестационарном источнике нагрева с помощью уравнения теплопроводности требует учета большого числа констант. Целью данной работы является создание математической модели процесса взаимодействия интенсивного лазерного излучения с металлической поверхностью, адекватно отображающей фазовые превращения, происходящие при лазерной обработке.

Для большинства случаев лазерной неразрушающей обработки непрозрачных материалов тепловой источник можно считать поверхно-

ственным с некоторым законом распределения плотности мощности по сечению области обработки. Временная структура лазерного импульса зависит от типа лазера и особенностей генерации излучения. С некоторыми приближениями можно считать, что структуру источника тогда можно представить в виде

$$q(x, y, t) = q_0 \cdot \varphi(x, y) \tau(t), \quad (1)$$

где  $q_0$  – эффективное амплитудное значение плотности мощности,  $\varphi(x, y)$  – закон пространственного распределения источника,  $\tau(t)$  – описывает временную структуру лазерного импульса.

Пространственно-временное распределение температурного слоя в приповерхностных областях описывается уравнением теплопроводности

$$c\rho \frac{\partial U(x, y, z, t)}{\partial t} = \operatorname{div}(\lambda \cdot \operatorname{grad}(U(x, y, z, t))), \quad (2)$$

где  $c, \rho$  – теплоемкость и плотность обрабатываемого материала,  $\lambda$  – теплопроводность, которые в общем случае являются функциями температуры.

В случае  $a = \frac{\lambda}{c\rho} \approx \operatorname{const}$  (что справедливо [1] для большинства случаев поверхностной обработки сталей), для нормально распределенного поверхностного источника с временной формой

$$\tau(t) = \begin{cases} 1, & 0 \leq t \leq T \\ 0, & t \geq T \end{cases} \quad (3)$$

уравнение (2) с учетом осевой симметрии задачи для полупространства  $z \geq 0$  может быть записано в виде

$$\frac{\partial U(r, z, t)}{\partial t} = a \left( \frac{\partial^2 U(r, z, t)}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial U(r, z, t)}{\partial r} + \frac{\partial^2 U(r, z, t)}{\partial z^2} \right), \quad (4)$$

со следующими граничными и начальными условиями:

$$U(r, z, 0) = 0; \quad U(\infty, \infty, t) = 0;$$

$$-\lambda \frac{\partial U}{\partial z} \Big|_{z=0} = q_0 \cdot e^{-k \cdot r^2}, \quad (5)$$

где  $k = \frac{1}{r_0^2}$  – коэффициент сосредоточенности источника,  $r_0$  – радиус пятна излучения на поверхности материала.

При выполнении условия  $r_0 \gg \sqrt{a \cdot T}$  задача может рассматриваться как одномерная для функций  $U_i(z, t) \Big|_{r_i = \text{const}}$  с точечными источниками  $q_i(r_i, t) = q_0 \cdot e^{-kr_i^2} \tau(t)$  [2], а окончательное решение получится путем суперпозиции соответствующих одномерных решений

$$U(r, z, t) = \sum_i U_i(z, t). \quad (6)$$

Решение системы (4)-(5) [3] после применения (6) с учетом непрерывности  $\varphi(r)$  дает

$$U(r, z, t) = \begin{cases} \frac{2q_0 e^{-kr^2} \sqrt{at}}{\lambda} \int_{\frac{z}{2\sqrt{at}}}^{\infty} \Phi^*(\xi) d\xi & \text{при } 0 \leq t \leq T \\ \frac{2q_0 e^{-kr^2} \sqrt{a}}{\lambda} \left( \sqrt{t} \int_{\frac{z}{2\sqrt{at}}}^{\infty} \Phi^*(\xi) d\xi - \sqrt{t-T} \int_{\frac{z}{2\sqrt{a(t-T)}}}^{\infty} \Phi^*(\xi) d\xi \right) & \text{при } t > T \end{cases} \quad (7)$$

где  $\Phi^*(\xi)$  – дополнение к интегралу вероятности.

Результаты расчета температурного поля в поверхностном слое металлического образца из ст45 показаны на рисунке 1. Условия расчета: время излучения 3 мс, вкладываемая энергия 1,5 мДж.

Таким образом, температура на поверхности образца достигает порога начала аустенитного превращения за десятые доли мс, а распад аустенита начинается примерно через 7 мс после начала облучения, т.е. время выдержки составляет порядка 5,5-7 мс при скоростях нагрева и охлаждения до  $10^7$  К/с, что должно быть достаточно для получения при последующем охлаждении мелкодисперсной структуры, например, мартенсита. Из распределения температуры на глубине 250 мкм хорошо

видно, что с увеличением глубины за счет инерционности процесса теплопроводности происходит запаздывание прогрева, а убывание температуры характеризуется более пологой кривой, т.е. нижележащие области выдерживаются при повышенных температурах значительно дольше, чем поверхность обрабатываемого металла. В дальнейшем необходимо провести аналогичные исследования для других марок углеродистых сталей и сравнить их результаты с экспериментальными.

По известному распределению температур и скоростей нагрева/охлаждения возможно с определенной точностью предсказать распределение фазовых составляющих в области обработки. Полнота превращений зависит от достаточности времени выдержки при температурах выше  $A_{c1}$  для диффундирования углерода в исходные структурные составляющие, скорости охлаждения и степени переохлаждения аустенита, значения температуры начала мартенситного превращения.

Фазовые превращения, сопровождающие лазерную обработку, отличаются от аналогичных процессов при традиционных способах модификации фазового состава, что связано смещением температур

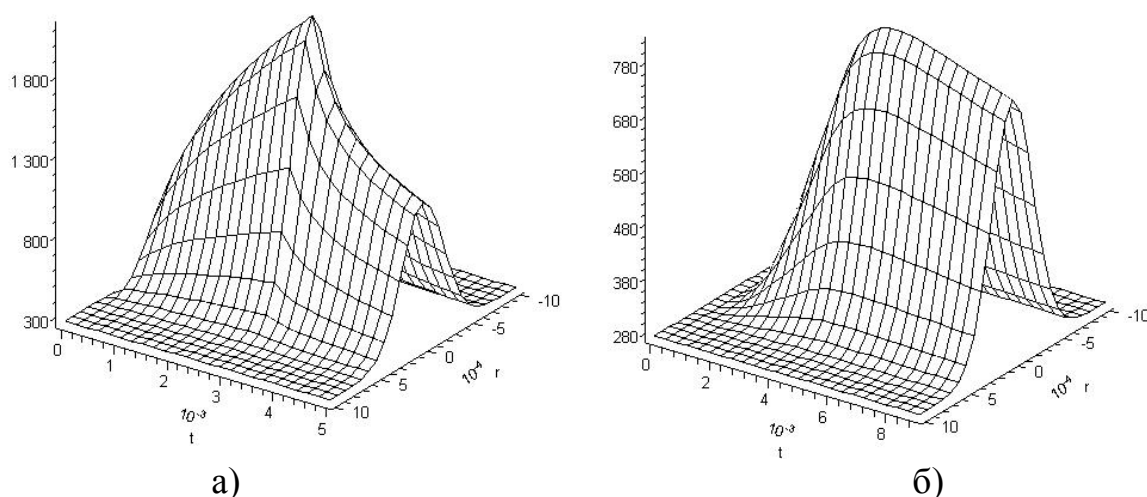


Рисунок 1 – Изменение температуры металла (сталь 45) с течением времени при воздействии импульсным лазерным излучением:  
а) на поверхности металла, б) на глубине 250 мкм

превращений при скоростном нагреве, изменением энергии активации зарождения и роста зерен, другими процессами растворения карбидов и диффузии углерода [4].

В расчетах степени  $\alpha \rightarrow \gamma$  превращения  $\xi$  опираются на уравнение вида [5]:

$$\zeta = 1 - e^{-\beta \int_0^t J dt \left( \int_0^t V dt \right)^3}, \quad (8)$$



где  $t$  - время процесса;  $J$  и  $V$  - скорости зарождения и роста центров новой фазы;  $\beta'$  - параметр, учитывающий геометрию центра. Кинетические величины  $J$  и  $V$  являются функциями температуры. Перегрев системы на несколько градусов может на порядок и более увеличивать  $J$  и  $V$ . В результате экспонента в уравнении (8) должна быстро затухать, а начальная степень превращения должна стремиться к единице.

Полнота мартенситного превращения  $V_{\alpha'}$  может быть определена по соотношению Койштейна-Марбургера [5]:

$$V_{\alpha'} = 1 - e^{\beta(M_s - T_q)}, \quad (9)$$

где  $T_q$  - температура, до которой охлаждается образец,  $\beta \approx -0.011$ .

Типичные структуры, получаемые при лазерных скоростях нагрева углеродистых сталей, показаны на рисунке 2.

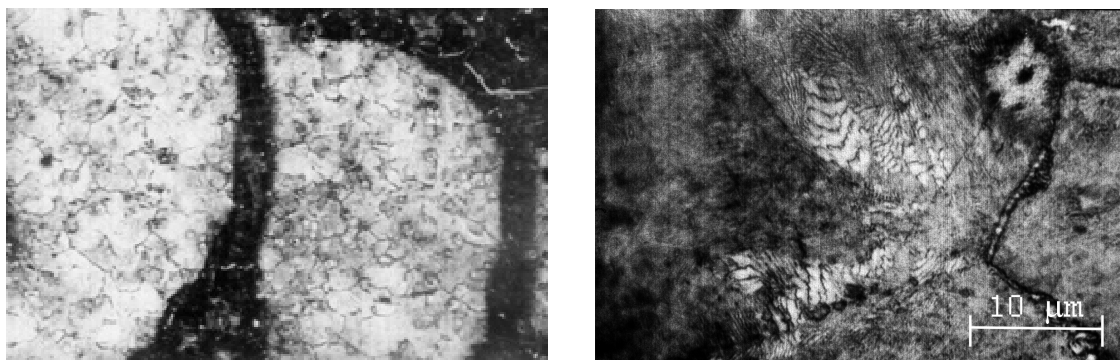


Рисунок 2 – Микроструктура поверхности стали 40X после лазерной обработки: а) перераспределение фазовых составляющих при перекрытии пятен, X50; б) структура в зоне обработки, X1000

Промежуточное (бейнитное) превращение аустенита протекает в температурной области между перлитным и мартенситным превращениями. Кинетика этого превращения и получающиеся структуры имеют черты кинетики и структур, получаемых при диффузионном перлитном и бездиффузионном мартенситном превращениях: диффузионное перераспределение углерода в аустените между продуктами его распада и мартенситное бездиффузионное превращение  $\gamma \rightarrow \alpha$ .

**Выводы.** Использование уравнения теплопроводности позволяет в пределах допустимых ошибок обеспечить инженерный расчет режимов обработки поверхности стальных изделий. Более того, представленная методика расчета дает возможность оценить ожидаемые характеристики поверхности. Выбор режима определяется характером использования обрабатываемых деталей. В некоторых случаях целью об-

работки является повышение износостойкости при сохранении пластичных свойств деталей. Несколько иная задача преследуется при повышении коррозионных свойств поверхности. В этих случаях режимы обработки могут отличаться величиной плотности энергии, длительностью воздействия, режимом перекрытия зон термического воздействия. Требуемые параметры определяются режимом нагрева и охлаждения областей обработки деталей. Фазовые превращения, сопровождающие лазерную обработку, отличаются от аналогичных процессов при традиционных способах модификации фазового состава и могут быть предопределены на основании приведенных расчетов.

### **Библиографический список**

1. Коваленко В.С. *Лазерная технология [учебник]* / Коваленко В.С. – К.: Выща шк. Головное изд-во, 1989. – 280 с.
2. Рыкалин Н.Н. *Лазерная обработка материалов* / Рыкалин Н.Н. и др. – М.: «Машиностроение», 1975. – 296 с.
3. Бертяев. Б.И. *Об особенностях аустенитного превращения в углеродистых сталях при ускоренном и лазерном нагреве* / Бертяев. Б.И. // *Вестник СамГТУ*, 2000. - №9. – С. 103-108.
4. Кристиан Д.К. *Теория превращений в металлах и сплавах [ч.1]* / Кристиан Д.К. – М.: Мир, 1978. – 808 с.
5. Koistinen, D. P. and Marburger, R. E., *Acta Metallurgica* 7, 59, 1959.

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

## ABSTRACTING

### CHAPTER “DEVELOPMENT OF MINERAL DEPOSITS”

**Okalelov V.N. Method of the limited enumeration of possibilities of mine working networks at their cost estimation.**

Substantiation of definition procedure for optimum variants of mine working networks is given.

**Keywords:** mine working networks, optimum variants.

**Litvinsky G.G., Kasjanov V.A. The borehole introscope of rock massif – theory and modelin.**

We consider the problem of determining the degree of rock massif heterogeneity by borehole introscope. The basic equations of depending the data introscope is got from distance to the various media contact or cracks. The estimation of the normalized index of heterogeneity is given from the data of the borehole introscope.

**Keywords:** rock massif, borehole introscope, heterogeneity, crack, theory of introscope, model of massif, index of rock heterogeneity.

**Dolzhikov P.N., Pronsky D.V., Ryzhikova O.A. Strengthening of a soil dam by a method of pressure injections.**

Results of carrying out of a complex of works on installation counter-filtration screens in a dam body are stated. Effective parameters of injection of solutions in decompression soil are proved.

**Keywords:** dam, dam body, geophysical researches, decompression zones, well, solution.

**Mochalin Ye.V., Mochalina I.G. Scale effect during physical modeling of mechanical cleaning of liquids with rotary filters.**

The model testing ability of efficiency of hydrodynamic cleaning of liquids with rotary filters with fixed impurity pattern is substantiated. The conditions permit definition of full-scale filter operating regimes with tolerance of 6...28% in low-scale experiment are determined.

**Keywords:** suspended admixtures, hydrodynamic cleaning, rotary filter, physical similarity.

**Dolzhikov P.N., Korsakov D.V. Way to eliminate the failed ground deformation by layer tamponing.**

The article justifies the need to develop new and effective ways to eliminate dips in the earth's surface through the use of plugging, backfilling mixtures of fused rock dump.

**Keywords:** failure, backfill, backfilling, stabilization method, accident, caving.

**Klishin N.K., Sklepovich K.Z., Kasyan S.I., Pron P.A. Predict of rock heaving in development headings wick joined to face.**

Empirical dependences for calculation rock heaving at separately parts of development headings and for three ways quarding of development headings joined to face are reduced.

**Keywords:** rock heaving, ways quarding headings.

**Dolzhikov P.N., Paleychuk N.N., Dyemina D.V. About influence of intensively fissured on the stability of horizontal workings of mines Eastern Donbass.**

The results of results of field observations of stability of mine workings, as well as the parameters of intensively fissured zones. According to researches the classification of stability of different parts of the workings out of zones of influence of coal-face works and tectonic disturbance in terms of stability and fracture parameters.

**Keywords:** development workings, parts, fissuring, intensity, the classification.

**Larchenko V. G., Denisenko E. A. Analysis of errors of planning of coordinates from surface in mine by gravity method.**

Factors, influencing on exactness of planning of coordinates from a surface to orientable horizon by a gravity method, are considered. Dependence of convergence of lines of plumbs from distance between them and depth of orientable horizon, dependences of speed and duration of motion of steel ball on a barrel from the depth of horizon are established.

**Keywords:** planning of coordinates, depth of orientable horizon, convergence of lines of plumbs, speed and duration of motion of steel ball.

**Pupkov V.S., Soroka D.A. Distributed network timecard mining.**

A concept of the distributed automated timecard mining company that uses nospecialized cable network.

**Keywords:** automated timecard system, RFID, ADSL.

**Musiyenko V.N. Kinetic equation of viscous motion of dust-gas mixture.**

Given the phenomenological equations of viscous motion of a complex dust-gas mixture, obtained by non-equilibrium thermodynamics of irreversible processes.

**Keywords:** no equilibrium thermodynamics, the kinetic equations, miner atmosphere.

**Filatiev M.V. Features of joint settling of the earned additionally earthly surface and breeds.**

The results of the statistical processing of experimental data are resulted. It is set that change of the maximal settling to the earthly surface and the earned additionally breeds at the increase of distance from the developed layer described practically by identical exponential dependences.

**Keywords:** earthly surface, earned additionally breeds, settling, cross-correlation analysis.

**Bolotov A.P. Peculiarities of hard-to-cave roof interaction by its roughness at the contact with the powered roof support.**

The results of mine research of a wavy roof relief impact on stable work of a powered support at hard-to-cave roof break are given.

**Keywords:** hard-to-cave roof; powered support; stability.

## CHAPTER "METALLURGY"

**Novokhatskiy A.M., Tishchenko O.M., Mikhaylyuk G.D., Karpov A.V. Way of definition of the loading operating on anthracite in the blast furnace.**

The settlement way defines the loading operating on materials in a blast furnace. Durability of anthracite is by practical consideration found by compression at various temperatures. The comparative analysis of values of durability of the anthracite, received by practical consideration, with values of the loading operating on him in the furnace is made.

**Keywords:** anthracite, durability, loading, temperature, compression.

**Kravtsov V.V., Birukov A.B., Chernikov S.S. Power-saving mode of thermal furnaces.**

The application of new energy-efficient optimal heat treatment of metal in the chamber heat-treatment furnaces is considered. The algorithm of calculation, comparative data standard and new treatment conditions are presented.

**Keywords:** thermal furnace, heat treatment, a pulsating flow of coolant, wavy variations in temperature, alignment, isothermal exposure, the fuel economy.

**Rutkovsky U.A., Rutkovsky A.U. Effect of resonant oscillations of pressure in suction system and throttle pressure loss at suction filling gas cylinder piston compressor.**

The results of research of complex influence of losses in inlet valves and resonance oscillations of pressure in soaking up system of the piston compressor on process of filling of the cylinder by gas.

The graphic dimensionless dependences of relative change of pressure in the cylinder from an angle of rotation of a bent shaft are obtained.

**Keywords:** piston compressor, relative losses of pressure, oscillation of pressure, inlet valve, resonance, model of the ideal compressor.

**Cheban V.G. Calculation of basic parameters of the hydrodynamic filter with circular cylinders.**

Calculation of the basic technical parameters of the hydrodynamic filter with the circular cylinders, intended for clearing of a liquid of firm pollution in a stream is resulted.

**Keywords:** the hydrodynamic filter, filtering an element, a subtlety of clearing.

**Ershov V.M. Phase transformations in the surface layers in electric-shark carburizing.**

Results of x-ray phase analysis of surface layers of carbon and hromistyh steels after spark carburizing. Shows the active role of the chromium atoms during the formation of the structure of the surface layer.

**Keywords:** phase analysis, chromium steel, surface carburizing, electric-stark method.

**Brevnov A.A. Common design procedure of the filter using the curling of the flow in the combination with fixed mesh filterelement.**

The question of a justification of a construction and creation of the common design procedure of the filter using a curling of a flow in a working cavity in a combination with fixed filterelement, for improvement of conditions of scrubbing action of fluids, at the expense of hydrodynamic effect is considered.

**Keywords:** the hydrodynamic filter, hydrodynamic effect, filterelement, a flow curling, fluid velocity, hydraulic resistance.

**Kozachishen V.A., Popov G.N. Pelletizing of charge in cone granulatore at different amount of komponent constituent.**

Terms and indexes of rational chart of adjusting of process of окомкования of agglomerations charge are certain. The pattern of growth of sizes of granules of different factions is offered.

**Keywords:** Pelletizing, agglomeration charge, gas-penetrability, centers of pelletizing, height of agglomerate pie, strength of pelles.

**Levchenko O.A., Zinchenko A.M., Levchenko E.P., Michailov A. Combined crushing-milling machinery and possibilities of their use for crushing fireclay brick waste.**

Analytical dependence for determining the parameters of crushing and milling machines of combined effect of the load conditions and the passage of material through the working zone.

The finalized analytical expressions for determination of basic parameters of the systems of load of crush aggregates of mining and build industry are given.

**Keywords:** conveyor, crusher, performance, fireclay, the frequency of rotation.

**Kuchma S.N., Starodubov S.Y. Analysis of influence of alloying elements on the special termoelasticity properties of elinvars.**

In the article on the basis of literary sources the analysis of influence of basic chemical elements is executed on strength and termoelasticity properties of elinvars. With the purpose of operation and prognostication of the indicated properties in the created alloys the methodological approach to the creation of new elinvars was proposed.

**Keywords:** elinvar, good quality, termoelasticity properties, temperature coefficient of the module of resiliency, temperature coefficient of frequency, combined deformation-thermal treatment, aging, intermetalliding phase.

**Dorogoy E., Popov G., Kuberskiy S. Comparative features of the distribution of pelletizing materials in the space of cylindrical and conical pelletizer.**

A comparative analysis of the distribution of pelletizing materials in the space of cylindrical and conical pelletizer. The conclusions based on the work done.

**Keywords:** cylindrical pelletizer, conical pelletizer, sintering charge, the distribution of the material.

**Procenko M.Yu., Essel'bakh S.B., Kuberskiy S.V., Essel'bakh V. S. Increase of efficiency of elements arc deep extraction from ferroalloy production wastes.**

The estimation of power parameters influence of arc deep renewal process, temperatures in the renewal area and composition of ore-restoration blocks on efficiency of useful elements renewal from a slag and slime of silicomanganese production is conducted.

**Keywords:** arc deep renewal, arc block, power inputs, power, temperature, degree of renewal.

**Kuznetsov D., Kuberskiy S., Yampol A. Development of steels for automobile-body sheet out-of-furnace treatment technology with removal of silicon.**

Technological situations which can take place at steels for automobile-body sheet out-of-furnace treatment by LF-process with the use of silicon moving away technology by initiation of magnesium silicothermal process are analysed.

**Keywords:** steels for automobile-body sheet, silicon, magnox, arc heating, slag, silicothermal process.

**Maksaev E., Muhin E., Kuberskiy S. Upgrading of autosheet steels continuous casting slabs.**

Credible reasons of narrow verges geometry violation of autosheet steels continuous casting slabs are set conditioned by the uneven cooling on the perimeter of slab transversal cut, namely - supercooling of corners in relation to the verges of purveyance.

**Keywords:** autosheet steel, continuous casting slab, defects, thrusting out, sinterskin, uneven cooling.

**Brozhko R.N., Sergienko S.N. Influence of parameters of system source of power – upon plasmatrone for current pulsation and powder heating.**

The results of calculating experiment are given in this article, which shows the dependence of meanings in the large scale pulsations of current in plasmatrones of vortical scheme, intended for flaming and sailing from parameters of feeding line and their influence for heating of flaming or sailing material.

**Keywords:** plasmatrone, flaming, discharged channel, cathodic knot, anode.



**Kovalenko V.M. Features of management plastic change of form at sinking of cylindrical standards by the combined lading.**

Resulted results of management features plastic change of form of cylindrical standards at the combined loading depending on the various parameters of process.

**Keywords:** sinking, loading, tension, effort, speed.

**Danko N.A. Increase of possible moment in four-high mill stands.**

The results of development of a new approach to the increase of possible moment at rolling in four-high mill stands due to application of working rollers from steel with cast-iron roll sleeve are represented.

**Keywords:** four-high mill stands, moment of rolling, working rolls, temperature field, sleeve, mechanical connection.

## CHAPTER “CIVIL ENGINEERING”

**Dolzhikov P.N., Kirijak K.K. Definition of effective area of injection of the soil for stabilization sliding processes.**

The article deals with the behavior of landslide, the analysis of his condition by professor G.M. Shahunyantsa, the definition of equilibrium zone landslide and the best selection of injection to stabilize sliding processes by jet grouting.

**Keywords:** landslide, area of injection, stabilization, cementation.

**Ivanov A.P., Karapetyan S.Kh. Estimation of size of excentricity of undercran way.**

Given is method to research the value of eccentricity get the distance between the axles crane rails and wall crane beams and quantitative characteristics of the contact pressure and from the rail to the upper zone beams.

**Keywords:** eccentricity, crane rails, crane beam, the contact pressure.

**Emets E.V. Research of intense-deformed condition building on interacting with non-uniformed of basis with PC “LIRA”.**

Results of research intense-deformed condition building on interacting with non-uniformed of basis into account change rigid of basis and non-uniformed deformations of basis.

**Keywords:** building on interacting with non-uniformed of basis, change rigid of basis, non-uniformed deformations of basis.

**Dolgotaptev V.M., Simonova I.N., Simonov S.I. Engineering method for determining the linear coefficient of heat transfer in units of corner joints in buildings.**

The paper presents a simplified method for determining the linear coefficient of heat transfer, based on the formulation of the equivalent section of corner joints by adjusting the angle of the outer wall to the flat surface.

**Keywords:** reduced resistance to heat transfer, conductive inclusions, heat flux, the linear coefficient of heat transfer, temperature fields, heat transfer coefficients of outside and interior surfaces.

**Pozdeev S.V. Experimentally-calculation method of construction of diagrams of deformation of concrete at high temperatures.**

In the article the results of experimental researches of conduct of concrete are resulted at the high temperatures of heating and the sequence of procedures experimental and calculation for determination of mechanical descriptions of concrete in the conditions of heating for application of the specified methods of calculation of limits of fire-resistance of reinforced concrete build constructions is developed.

**Keywords:** reinforced concrete structures, fire resistance, mathematical simulation, finite element method.

**Ryapuhin V.M., Nechytyaylo N.O. The choice of the optimum strength theory for the asphalt concrete as thermoplastic material.**

The ultimate states of road constructions, material behavior under loading, theories of strength and strength criteria for monolithic layers of flexible pavement calculation are analyzed in the article. The optimum strength criterion for the asphalt concrete calculation as thermoplastic material is offered.

**Keywords:** strength criterion, strain- tension state, ultimate stress, shearing strength, thermoplastic asphalt concrete properties.

**Simonov S. I. Development of energy-savings is in Ukraine. The concept of energy efficiency and key objectives for energy-savings.**

The article indicates the main stages of energy-saving activities in Ukraine and provides a list of legislative acts, which came out to support the conservation of energy resources. It presents the concept of energy efficient buildings and identifies the main measures for energy savings.

**Keywords:** energy conservation, energy efficiency, insulation of buildings.

## CHAPTER "ELECTRICAL ENGINEERING. RADIOTECHNOLOGY"

**Zablodsky N.N., Tsodik I.A., Androshchuk A.D. Mathematical modeling and heating system processes "cabinet office-environment".**

A complex mathematical model of the interrelated fields of heating and ventilation system "control cabinet-environment, the optimal design and technical parameters of the heating system of instrumentation and automation for open corporation of Alchevskkoks.

**Keywords:** heat and air fields, the control cabinet environment.

**Zablodsky N.N., Rubezhansky V.I., Lukyanov N.V. Calculation of mechanical stresses ferromagnetic rotor multifunctional electromechanical transducers.**

Presented the development of methods of calculating internal stresses of a hollow ferromagnetic rotor screw PEMP.

**Keywords:** hollow ferromagnetic rotor internal stresses.

**Lushchyk V.D., Ivanenko V.S., Borzik V.L Synchronous cascade machines.**

Examined design features of the synchronous machine cascade with matching coils, shows the data of experimental studies which support the advantages of synchronous cascade machines to multi-pole synchronous machines serial execution.

**Keywords:** synchronous cascade machine, engine, combined winding generator.

**Zablodsky N.N., Pliugin V.E. The Object-oriented design of electromechanical converters of energy with the combined functions.**

Results over of theoretical researches, algorithm of objects forming, are brought, the object-oriented model of electromechanical converters of energy with the combined functions is got.

**Keywords:** the object-oriented planning, classes, electro-thermo-mechanical converter, combined functions.

**Zablodskiy N.N., Gritsyuk V.Yu. Calculation of dissipative component of energy polyfunctional electromechanical transducer.**

An expression is obtained, allowing calculation of the dissipative component of energy caused by viscous friction of the working fluid in the gap PEMT.

**Keywords:** polyfunctional electromechanical transducer, the perforated rotor, the dissipative component of the energy, the viscous forces.

**Motchenko A.I., Ushakov V.I., Saratovskyy R.N., Ushakov D.V. Analysis of the voltage inverter with series resonant circuit.**

Analyzed by the analytical method of resonant voltage inverter in the frequency and method of regulation when the load inductance.

**Keywords:** voltage inverter, a resonant circuit, inductive load, frequency regulation.

**Zakhozhay O.I., Chibisova Y.V. Improved image fingerprints access control systems.**

In article is presented the adaptive algorithm of dactyloscopic prints image improvement. This algorithm promotes improvement of functioning quality of access monitoring systems.

**Keywords:** biometric, dactyloscopic print, Gabor's filter.

**Kobets D.V., Lomanov S.L. Parameter optimization magnetic connected devices negotiation arrangements of power supplies with load.**

This paper describes a parameter optimization technique magnetic connected devices negotiation arrangements of thyristor power supplies with inductive load.

**Keywords:** magnetic communication, the power supply, criterion of optimization, the inductor.

**Zakhozhay O.I., Shevtcova A.S. Using temperature mode model for the coke furnace's automate control system.**

It is considered using aspects of temperature mode model as a part of the automated control system by the coke furnace. It allows to define spatial distribution of temperature for the coke uniform warming up.

**Keywords:** mathematic model, coke, coke furnace.

**Murga V., Esselbakh R. Select the profile of the plasma torch for arc depth recovery.**

The results of theoretical studies and calculation of electrical parameters of the plasma torch arc deep recovery in its implementation with the blowing of argon.

**Keywords:** submerged arc recovery, recovery block, thermal efficiency, energiya flow arc entalpiya heated argon.

**Murga E., Murga V., Melkov S. Improving the accuracy of distance control in laser systems.**

The analysis of the effectiveness of existing pumping systems pulsed solid-state lasers. Shown that the excitation of the active medium complicated the pump pulse to stabilize the parameters of the probing pulses

and increase the accuracy of the spatial coordinates lotsiruemyh tel. Numerical evaluation of changes in the accuracy of estimates of the distance and the experimental data.

**Keywords:** laser ranging, complex pumping pulse, the accuracy of the spatial coordinates, the stabilization of the parameters of the probing pulses.

**Soroka E.A., Papazov Yu.N. Influence of the mining explosion-proof transformer enclosure on its thermal characteristics.**

The results of experimental investigations are presented, the dependencies defining the thermal state of the active part of the explosion-proof transformers with the rated power of 1000 and 1250 kVA of the mobile substations depending on their enclosure construction are obtained.

**Keywords:** explosion-proof transformer, active part, temperature excess, enclosure, thermal state, cooling system.

**Gorelnikov S.A., Liubich I.V., Melkov S.M., Esselbakh R.V. The device of the time binding of signals of casual amplitude at the laser ranging of artificial satellites of the Earth.**

The shaper of signals of a time binding with a watching threshold which is applied in a laser ranging of artificial satellites of the Earth is described and provides accuracy of a binding  $\pm 25$  ps in a range of input amplitudes 400÷1000 mV.

**Keywords:** the shaper with a watching threshold, a time binding, ranging of artificial satellites of the Earth.

**Antropov I., Omeman J. Dynamics of phase transformations in laser surface treatment of steels.**

The application of the classical heat equation for calculating the temperature distribution in the volume in the laser surface treatment is grounded. There are shown the differences of phase transformations during rapid heating of the surface layer of metals, the results of calculation of temperature distribution in the case of processing a pulsed laser beam.

**Keywords:** heat equation, laser surface treatment, pulsed laser radiation, phase transitions, phase composition.

## **ТРЕБОВАНИЯ**

### **к рукописям научных статей и порядок их рассмотрения при подготовке к выпуску сборника научных трудов ДонГТУ**

Статьи должны представляться в соответствии с требованиями ВАК Украины (Перелік № 1 за 2003г). Сборник научных трудов издается три раза в год. Сборник формирует информационный отдел: 94204, г. Алчевск, пр. Ленина,16, ДонГТУ, тел/факс (06442) 2-68-87, E-mail: info@dmmi.edu.ua (для редакции сборника научных трудов ДонГТУ), секретарь редакционной коллегии Скомская Светлана Анатольевна.

Сборник содержит следующие разделы: «Разработка полезных ископаемых», «Металлургия», «Строительство», «Электротехника. Радиотехника». Содержание статей должно отвечать новым достижениям науки и техники, их практическому значению, соответствовать технической направленности сборника и представлять интерес для широкого круга специалистов.

В статье должно быть кратко изложено то новое и оригинальное, что разработано авторами, показано преимущество перед аналогами предлагаемых разработок, описаны их особенности и практическая значимость. Результаты работы не должны представляться в виде тезисов.

Ответственность за нарушение авторских прав, за несоблюдение действующих стандартов и за недостоверность приведенных в статье данных полностью несут авторы статьи.

Присланные в редакционную коллегию статьи подвергаются обязательному рецензированию. Редакционная коллегия оставляет за собой право вносить в текст статьи изменения редакционного характера без согласования с авторами.

Рекомендуемое количество авторов статьи до 3-х человек.

Языки предоставления статей: украинский, русский, английский.

## **СОДЕРЖАНИЕ СТАТЕЙ**

Предоставляемые статьи должны иметь следующую структуру:

### **УДК**

УДК на статью присваивает отдел библиографии научной библиотеки ДонГТУ, каб.206.

### **Аннотация**

В аннотации приводятся краткие сведения о статье, объемом 5-10 строк, на трех языках: украинском, русском и отдельным файлом на

английском языке с указанием Ф.И.О. авторов, названия статьи, ключевых слов.

**Обязательные элементы статьи:**

– постановка проблемы в общем виде и ее связь с важными научными и практическими заданиями;

– анализ последних достижений и публикаций, в которых начато решение данной проблемы и на которые опирается автор, выделение нерешенных раньше частей общей проблемы, которым посвящается данная статья;

– формулирование целей статьи (постановка задач);

– представление основного материала исследования с полным обоснованием полученных научных результатов;

– выводы по данному исследованию и перспективы дальнейшего развития данного направления.

– библиографический список должен быть составлен в порядке ссылок на них. Ссылки на литературу в тексте статьи заключаются в квадратные скобки.

За авторами статьи остается право выделения жирным шрифтом названия обязательных элементов статьи.

**ТРЕБОВАНИЯ К ОФОРМЛЕНИЮ**

1. Текст рукописи статьи от 5 до 10 страниц на белой бумаге формата А4 (210x297 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, с переносами, выравниванием по ширине, абзацным отступом 1,27 см.

2. Материалы должны отвечать следующей структурной схеме: УДК, ученая степень, фамилии и инициалы авторов, название организации, города, страны, e-mail автора, название статьи, аннотация на двух языках, после каждой аннотации ключевые слова, основной текст, выводы, библиографический список и отдельным файлом на английском языке - Ф.И.О. авторов, название статьи, аннотация, ключевые слова.

УДК проставляется слева вверху, шрифт полужирный, без абзацного отступа.

Через один интервал – ученая степень, фамилия, инициалы. В круглых скобках – название организации, название города, страны, e-mail автора, через запятую. Шрифт полужирный, курсив, по правому краю.

Через два интервала - название статьи заглавными буквами, выравнивание по центру, шрифт полужирный, без абзацного отступа.

Через один интервал - краткая аннотация на украинском и русском языках, курсивом. После каждой аннотации – ключевые слова, курсивом.

Через один интервал - текст статьи.

3. Рисунки вставляются в текст единым объектом и могут быть представлены:

– *растровыми форматами* – gif, tiff, jpg, bmp и им подобными (качество 200-300 dpi);

– *векторными форматами* – emf, wmf и другими метаформатами.

Рисунки, выполненные в программах Corel, CAD, Word и др., переводятся в один из описанных выше форматов, предпочтительно векторные.

Графический материал следует располагать непосредственно после текста, в котором он упоминается впервые («...на рисунке...»), не допускается «см.», «рис.»), или на следующей странице. Все позиции, обозначенные на рисунке, должны быть объяснены в тексте и нанесены слева направо, сверху вниз. Допускается размещение пояснительных данных под иллюстрацией (подрисуночный текст). Под каждым рисунком (подрисуночным текстом) располагается подпись в формате «Рисунок № – Название» с выравниванием по центру без абзаца. После подписи и перед рисунком оставляется пустой интервал.

4. Абзац содержащий формулы должен иметь следующие параметры: выравнивание по левому краю, без абзаца, интервал перед и после абзаца 14 пт, позиции табуляции – 7,75 см по центру (для расположения формулы) и 15,4 см по правому краю (для расположения номера формулы). Формулы выполняются с помощью редактора формул Microsoft Equation 3, MathType математическим стилем, обычное начертание шрифта (нормальный), со следующими размерами:

Full (обычный)	14 pt
Subscript/Superscript (крупный индекс)	10 pt
Sub-Subscript/Superscript (мелкий индекс)	8 pt
Symbol (крупный символ)	20 pt
Sub-Symbol (мелкий символ)	14 pt

Недопустимо размещение формул в табличном формате.

5. Все таблицы должны иметь название и порядковый номер и располагаться после упоминания по тексту. Название располагается над таблицей.

Каждая таблица должна иметь один интервал перед названием и один после таблицы.



6. Через один интервал от текста статьи – полужирным шрифтом располагается заголовок «Библиографический список». Библиографический список оформляется курсивом и должен быть составлен в порядке упоминания в тексте. Ссылки на литературу заключаются в квадратные скобки.

7. Текст статьи предоставляется на электронном носителе и в печатном виде, сопроводительная документация только в печатном виде.

## **СОПРОВОДИТЕЛЬНАЯ ДОКУМЕНТАЦИЯ**

Рецензия специалистов редакционной коллегии ДонГТУ

## СОДЕРЖАНИЕ

### Разработка полезных ископаемых

Окалелов В.Н. МЕТОД ОГРАНИЧЕННОГО ПЕРЕБОРА ВАРИАНТОВ СЕТЕЙ ГОРНЫХ ВЫРАБОТОК ПРИ ИХ СТОИМОСТНОЙ ОЦЕНКЕ .....	5
Литвинский Г.Г., Касьянов В.А. СКВАЖИННАЯ ИНТРОСКОПИЯ ГОРНОГО МАССИВА – ТЕОРИЯ И МОДЕЛИ .....	12
Должиков П.Н., Пронский Д.В., Рыжикова О.А. УКРЕПЛЕНИЕ ГРУНТОВОЙ ДАМБЫ МЕТОДОМ НАПОРНЫХ ИНЪЕКЦИЙ .....	22
Мочалин Е.В., Мочалина И.Г. МАСШТАБНЫЙ ЭФФЕКТ ПРИ ФИЗИЧЕСКОМ МОДЕЛИРОВАНИИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОЧИСТКИ ЖИДКОСТЕЙ РОТАЦИОННЫМИ ФИЛЬТРАМИ...	30
Должиков П.Н., Корсаков Д.В. СПОСОБ ЛИКВИДАЦИИ ПРОВАЛОВ ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ МЕТОДОМ ПОСЛОЙНОГО ТАМПОНИРОВАНИЯ .....	39
Клишин Н.К., Склепович К.З., Касьян С.И., Пронь П.А. ПРОГНОЗ ПУЧЕНИЯ ПОЧВЫ В ПРИМЫКАЮЩИХ К ЛАВАМ ПОДГОТОВИТЕЛЬНЫХ ВЫРАБОТКАХ .....	46
Должиков П.Н., Палейчук Н.Н., Демина Д.В. О ВЛИЯНИИ ИНТЕНСИВНОЙ ТРЕЩИНОВАТОСТИ НА УСТОЙЧИВОСТЬ ГОРИЗОНТАЛЬНЫХ ВЫРАБОТОК ШАХТ ВОСТОЧНОГО ДОНБАССА .....	55
Ларченко В. Г., Денисенко Е. А. АНАЛИЗ ПОГРЕШНОСТЕЙ ПРОЕКТИРОВАНИЯ КООРДИНАТ С ПОВЕРХНОСТИ В ШАХТУ ГРАВИТАЦИОННЫМ СПОСОБОМ .....	63
Пупков В.С., Сорока Д.А. РАСПРЕДЕЛЕННАЯ СЕТЬ ТАБЕЛЬНОГО УЧЕТА ГОРНОДОБЫВАЮЩЕГО ПРЕДПРИЯТИЯ .....	71
Мусяненко В.Н. КИНЕТИЧЕСКИЕ УРАВНЕНИЯ ВЯЗКИХ ДВИЖЕНИЙ ПЫЛЕ-ГАЗОВОЙ СМЕСИ .....	78

Филатьев М.В. ОСОБЕННОСТИ СОВМЕСТНОГО ОСЕДАНИЯ  
ПОДРАБОТАННОЙ ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ И ПОРОД ..... 90

Болотов А.П. ОСОБЕННОСТИ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ  
ТРУДНООБРУШАЕМОЙ КРОВЛИ ПРИ ЕЁ НЕРОВНОСТЯХ  
НА КОНТАКТЕ С МЕХАНИЗИРОВАННОЙ КРЕПЬЮ..... 95

### **Металлургия**

Новохатский А.М., Тищенко О.М., Михайлюк Г.Д., Карпов А.В.  
СПОСОБ ОПРЕДЕЛЕНИЯ НАГРУЗКИ, ДЕЙСТВУЮЩЕЙ  
НА АНТРАЦИТ В ДОМЕННОЙ ПЕЧИ..... 103

Кравцов В.В., Бирюков А.Б., Черников С.С.  
ЭНЕРГОСБЕРЕГАЮЩИЙ РЕЖИМ РАБОТЫ  
ТЕРМИЧЕСКИХ ПЕЧЕЙ ..... 110

Рутковский Ю.А., Рутковский А.Ю. ВЛИЯНИЕ РЕЗОНАНСНЫХ  
КОЛЕБАНИЙ ДАВЛЕНИЯ ВО ВСАСЫВАЮЩЕЙ СИСТЕМЕ  
И ДРОССЕЛЬНЫХ ПОТЕРЬ ДАВЛЕНИЯ ПРИ  
ВСАСЫВАНИИ НА НАПОЛНЕНИЕ ГАЗОМ ЦИЛИНДРА  
ПОРШНЕВОГО КОМПРЕССОРА ..... 118

Чебан В.Г. РАСЧЕТ ОСНОВНЫХ ПАРАМЕТРОВ  
ГИДРОДИНАМИЧЕСКОГО ОЧИСТИТЕЛЯ С КРУГОВЫМИ  
ЦИЛИНДРАМИ ..... 132

Ершов В.М. ФАЗОВЫЕ ПРЕВРАЩЕНИЯ В ПОВЕРХНОСТНЫХ  
СЛОЯХ ХРОМИСТЫХ СТАЛЕЙ ПРИ ЭЛЕКТРОИСКРОВОМ  
НАУГЛЕРОЖИВАНИИ ..... 149

Бревнов А.А. ОБЩАЯ МЕТОДИКА РАСЧЕТА ФИЛЬТРА,  
ИСПОЛЬЗУЮЩЕГО ЗАКРУТКУ ПОТОКА В  
КОМБИНАЦИИ С НЕПОДВИЖНЫМ СЕТЧАТЫМ  
ФИЛЬТРОЭЛЕМЕНТОМ ..... 156

Козачишен В.А., Попов Г.Н. ОКОМКОВАНИЕ ШИХТЫ В  
КОНУСНОМ ГРАНУЛЯТОРЕ ПРИ РАЗЛИЧНОМ  
КОЛИЧЕСТВЕ КОМКУЕМОЙ СОСТАВЛЯЮЩЕЙ..... 166

Левченко О.А., Зинченко А.М., Левченко Э.П., Михайлов А.А.  
КОМБИНИРОВАННЫЕ ДРОБИЛЬНО-ИЗМЕЛЬЧИТЕЛЬНЫЕ  
МАШИНЫ И ВОЗМОЖНОСТИ ИХ ПРИМЕНЕНИЯ ДЛЯ  
ПЕРЕРАБОТКИ ОТХОДОВ ШАМОТНОГО КИРПИЧА ..... 171

Кучма С.Н., Стародубов С.Ю. АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ ЛЕГИРУЮЩИХ ЭЛЕМЕНТОВ НА СПЕЦИАЛЬНЫЕ ТЕРМОУПРУГИЕ СВОЙСТВА ЭЛИНВАРОВ .....	180
Дорогой Е.В., Попов Г.Н., Куберский С.В. СРАВНИТЕЛЬНЫЕ ОСОБЕННОСТИ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ОКОМКОВЫВАЕМОГО МАТЕРИАЛА В ПРОСТРАНСТВЕ ЦИЛИНДРИЧЕСКОГО И КОНУСНОГО ОКОМКОВАТЕЛЕЙ.	189
Проценко М.Ю., Эссельбах С.Б., Куберский С.В., Эссельбах В.С. ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ДУГОВОГО ГЛУБИННОГО ИЗВЛЕЧЕНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ ИЗ ОТХОДОВ ФЕРРОСПЛАВНОГО ПРОИЗВОДСТВА .....	197
Кузнецов Д.Ю., Куберский С.В., Ямполь А.И. РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ ВНЕПЕЧНОЙ ОБРАБОТКИ АВТОЛИСТОВЫХ СТАЛЕЙ С УДАЛЕНИЕМ КРЕМНИЯ .....	208
Максаев Е.Н., Мухин Е. В., Куберский С.В. ПОВЫШЕНИЕ КАЧЕСТВА НЕПРЕРЫВНОЛИТЫХ СЛЯБОВ АВТОЛИСТОВЫХ СТАЛЕЙ.....	215
Брожко Р.Н., Сергиенко С.Н. ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ СИСТЕМЫ ИСТОЧНИК ПИТАНИЯ – ПЛАЗМОТРОН НА ПУЛЬСАЦИИ ТОКА И НАГРЕВ ПОРОШКА .....	222
Коваленко В.М. ОСОБЕННОСТИ УПРАВЛЕНИЯ ПЛАСТИЧЕСКИМ ФОРМОИЗМЕНЕНИЕМ ПРИ ОСАДКЕ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ОБРАЗЦОВ С КОМБИНИРОВАННЫМ НАГРУЖЕНИЕМ .....	232
Данько Н.А. ПОВЫШЕНИЕ ДОПУСТИМОГО МОМЕНТА В КЛЕТЯХ КВАРТО .....	236

### **Строительство**

Должиков П.Н., Кирияк К.К. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОЙ ОБЛАСТИ ИНЪЕКТИРОВАНИЯ ГРУНТОВ ДЛЯ СТАБИЛИЗАЦИИ ОПОЛЗНЕВЫХ ПРОЦЕССОВ .....	245
Иванов А.П., Карапетян С.Х. ОЦЕНКА ВЕЛИЧИНЫ ЭКСЦЕНТРИСИТЕТА ПОДКРАНОВОГО ПУТИ.....	253
Емец Е.В. ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО- ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ МНОГОЭТАЖНОГО	

ЗДАНИЯ НА ДЕФОРМИРУЕМОМ ОСНОВАНИИ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ПК “ЛИРА” .....	260
Долголаптев В.М., Симонова И.Н., Симонов С.И. ИНЖЕНЕРНЫЙ МЕТОД ОПРЕДЕЛЕНИЯ ЛИНЕЙНОГО КОЭФФИЦИЕНТА ТЕПЛОПЕРЕДАЧИ В УЗЛАХ УГЛОВЫХ СТЫКОВ ЗДАНИЙ	267
Поздеев С.В. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНО-РАСЧЕТНЫЙ МЕТОД ПОСТРОЕНИЯ ДИАГРАММ ДЕФОРМИРОВАНИЯ БЕТОНА ПРИ ВЫСОКИХ ТЕМПЕРАТУРАХ .....	275
Ряпухін В.М., Нечитайло Н.О. ВИБІР ОПТИМАЛЬНОЇ ТЕОРІЇ МІЦНОСТІ ДЛЯ АСФАЛЬТОБЕТОНУ ЯК ТЕРМОПЛАСТИЧНОГО МАТЕРІАЛУ .....	284
Симонов С.І. РОЗВИТОК ЕНЕРГОЗБЕРЕЖЕННЯ В УКРАЇНІ. ПОНЯТТЯ ЕНЕРГОЕФЕКТИВНОСТІ ТА ОСНОВНІ ЗАВДАННЯ ЕНЕРГОЗБЕРЕЖЕННЯ .....	291

#### **Электротехника. Радиотехника**

Заблодский Н.Н., Цодик И.А., Андрощук А.Д. МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОВЕНТИЛЯЦИОННЫХ ПРОЦЕССОВ СИСТЕМЫ «ШКАФ УПРАВЛЕНИЯ-ОКРУЖАЮЩАЯ СРЕДА».....	303
Заблодский Н.Н., Рубежанский В.И., Лукьянов Н.В. МЕТОДИКА РАСЧЕТА МЕХАНИЧЕСКИХ НАПРЯЖЕНИЙ ФЕРРОМАГНИТНОГО РОТОРА ПОЛИФУНКЦИОНАЛЬНОГО ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ .....	312
Лущик В. Д., Іваненко В. С., Борзiк В. Л. СИНХРОННІ КАСКАДНІ МАШИНИ .....	319
Заблодский Н.Н., Плюгин В.Е. ОБЪЕКТНО-ОРИЕНТИРОВАННОЕ ПРОЕКТИРОВАНИЕ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ ЭНЕРГИИ С СОВМЕЩЕННЫМИ ФУНКЦИЯМИ .....	324
Заблодский Н.Н., Грицюк В.Ю. РАСЧЕТ ДИССИПАТИВНОЙ СОСТАВЛЯЮЩЕЙ ЭНЕРГИИ ПОЛИФУНКЦИОНАЛЬНЫХ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ.....	334

Мотченко А.И., Ушаков В.И., Саратовский Р.Н., Ушаков Д.В. АНАЛИЗ РАБОТЫ ИНВЕРТОРА НАПРЯЖЕНИЯ С ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНЫМ РЕЗОНАНСНЫМ КОНТУРОМ.....	344
Захожай О.И., Чибисова Ю.В. УЛУЧШЕНИЕ ИЗОБРАЖЕНИЯ ДАКТИЛОСКОПИЧЕСКИХ ОТПЕЧАТКОВ В СИСТЕМАХ КОНТРОЛЯ ДОСТУПА .....	353
Кобец Д.В., Ламанов С.Л. ПАРАМЕТРИЧЕСКАЯ ОПТИМИЗАЦИЯ МАГНИТОСВЯЗАННЫХ УСТРОЙСТВ СОГЛАСОВАНИЯ ИСТОЧНИКОВ ПИТАНИЯ С НАГРУЗКОЙ.....	359
Захожай О.И., Шевцова А.С. ИСПОЛЬЗОВАНИЕ МОДЕЛИ ТЕМПЕРАТУРНОГО РЕЖИМА В АВТОМАТИЗИРОВАННОЙ СИСТЕМЕ УПРАВЛЕНИЯ КОКСОВОЙ ПЕЧЬЮ .....	365
Мурга В.В., Эссельбах Р.В. ВИБІР РЕЖИМУ РОБОТИ ПЛАЗМОТРОНА ДЛЯ ДУГОВОГО ГЛИБИННОГО ВІДНОВЛЕННЯ.....	371
Мурга Е.В., Мурга В.В., Мельков С.М. ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ДАЛЬНОСТИ В ЛАЗЕРНЫХ СИСТЕМАХ КОНТРОЛЯ .....	376
Сорока Е.А., Папазов Ю.Н. ВЛИЯНИЕ ОБОЛОЧКИ РУДНИЧНОГО ВЗРЫВОЗАЩИЩЕННОГО ТРАНСФОРМАТОРА НА ЕГО ТЕПЛОВЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ.....	381
Горельников С.А., Любич И.В., Мельков С.М., Эссельбах Р.В. УСТРОЙСТВО ВРЕМЕННОЙ ПРИВЯЗКИ СИГНАЛОВ СЛУЧАЙНОЙ АМПЛИТУДЫ ПРИ ЛАЗЕРНОЙ ЛОКАЦИИ ИСКУССТВЕННЫХ СПУТНИКОВ ЗЕМЛИ .....	391
Антропов И.И., Омеман Дж. ДИНАМИКА ФАЗОВЫХ ПРЕВРАЩЕНИЙ ПРИ ЛАЗЕРНОЙ ОБРАБОТКЕ ПОВЕРХНОСТИ СТАЛЕЙ .....	396
ABSTRACTING .....	402
ТРЕБОВАНИЯ к рукописям научных статей и порядок их рассмотрения при подготовке к выпуску сборника научных трудов ДонГТУ.....	413

## НАУКОВЕ ВИДАННЯ

### ЗБІРНИК НАУКОВИХ ПРАЦЬ ДОНБАСЬКОГО ДЕРЖАВНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ

#### Випуск 33

##### *Головний редактор*

Заблодський М.М. – докт. техн. наук

##### *Редакційна колегія:*

А.І. Акмаєв – докт. екон. наук,  
С.М. Петрушов – докт. техн. наук,  
О.М. Новохатський – докт. техн. наук,  
Г.Г. Литвинський – докт. техн. наук,  
Р.А. Фрумкін – докт. техн. наук,  
Г.В. Бабіюк – докт. техн. наук,  
Г.І. Гайко – докт. техн. наук,  
М.К. Клішин – докт. техн. наук,  
А.П. Борзих - докт. техн. наук,  
П.М. Должиков - докт. техн. наук,  
З.Л. Фінкельштейн – докт. техн. наук,  
В.Д. Лущик – докт. техн. наук,  
С.В. Корнеєв – докт. техн. наук,  
В.О. Ульшин – докт. техн. наук,  
О.І. Давиденко – докт. техн. наук,  
Г.Я. Дрозд – докт. техн. наук,  
В.Н. Ульяницький – канд. техн. наук,  
Ю.Е. Паеранд – канд. техн. наук,  
С.А. Скомська – секретар редакційної колегії

Комп'ютерна верстка Н.Б. Трофімова

---

Підп. до друку 5.04.2011. Формат 60×84<sup>1</sup>/<sub>16</sub>. Папір офс.  
Друк RISO. Ум.друк.арк 24,52 . Зам. № 126. 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