

**МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ  
И НАУКИ УКРАИНЫ**

# **СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ**

**Выпуск 31**

**ДОНБАССКОГО  
ГОСУДАРСТВЕННОГО  
ТЕХНИЧЕСКОГО  
УНИВЕРСИТЕТА**

**Алчевск 2010**

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ УКРАИНЫ

**СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ  
ДОНБАССКОГО ГОСУДАРСТВЕННОГО  
ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА**

Выпуск 31

Алчевск  
2010

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

**ББК Ия 54 + КЗя54 + Ня 54**

**С 41**

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

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

*Рекомендовано ученым советом и редакционной коллегией ДонГТУ  
(Протокол № 5 от 2.07.2010 г.)*

**Главный редактор**

Заблудский Н.Н. – докт. техн. наук

**Редакционная коллегия:**

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

**Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета. Вып. 31 – Алчевск: ДонГТУ, 2010 – 268 с.**

**ISSN 2077-1738**

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

Для научных сотрудников, аспирантов, студентов высших учебных заведений.

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

ББК Ия 54 + КЗя54 + Ня 54

**ISSN 2077-1738**

© ДонГТУ, 2010

© дизайн обложки, Н.В. Чернышова, 2010

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

**РАЗРАБОТКА  
ПОЛЕЗНЫХ  
ИСКОПАЕМЫХ**

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

## **ПРОГНОЗ ПУЧЕНИЯ ПОРОД ПОЧВЫ ГОРНЫХ ВЫРАБОТОК – ВЕРОЯТНОСТНЫЙ АСПЕКТ**

*Запропоновано інженерний метод прогнозу здимання підосви в підготовчих гірничих виробках та дана оцінка ймовірності й очікуваної величини підняття порід залежно від гірничо-геологічних та гірничо-технічних факторів.*

**Ключові слова:** *гірнича виробка, гірничий тиск, здимання підосви виробки, прогноз, ймовірність здимання, зміщення порід.*

*Предложен инженерный метод прогноза пучения почвы в подготовительных выработках и дана оценка вероятности и ожидаемой величины поднятия пород в зависимости от горно-геологических и горнотехнических факторов.*

**Ключевые слова:** *горная выработка, горное давление, пучение почвы, прогноз, вероятность пучения, смещения пород.*

К числу самых неблагоприятных форм проявлений горного давления относится пучение почвы горных выработок, которое, достигая значительных величин (нередко 1 м и более), приводит к уменьшению площади сечения, повреждению крепи и рельсовых путей, нарушению работы конвейеров, ухудшению вентиляции. В связи с этим резко возрастает стоимость и трудоемкость горнопроходческих и ремонтных работ по поддержанию выработок. Поэтому так необходима разработка метода прогноза пучения почвы, что позволит более обоснованно проектировать и сооружать горные выработки.

Цель настоящей работы – разработка и обоснование инженерного метода прогноза пучения почвы.

Задачи исследований состояли в определении степени влияния наиболее значимых горно-геологических факторов и выявлении зависимости величины поднятия пород почвы  $U$  от вероятности пучения  $P$ , на основании чего произвести разработку метода прогноза пучения. Исследования выполнялись методами анализа и статистической обработки накопленных производственных данных о пучении почвы.

С этой целью как базовый массив исходных данных была использована информация, накопленная геологическими и маркшейдерскими службами угольных шахт и систематизированная в каталоге [1]. В нем для каждого пласта приведены 54 показателя, характеризующих 34 горно-геологических фактора и явления, а также дана типизация шахтопластов по основным факторам и явлениям.

Для установления зависимости вероятности  $P$  пучения от каждого фактора проведена статистическая обработка по всем 699 шахтопластам, получены уравнения регрессии и определена достоверность их аппроксимации  $R^2$ . При  $R^2=1$  получаем детерминированную зависимость вероятности пучения от данного фактора, а при  $R^2=0$  статистическая связь отсутствует, т.е. фактор не влияет на пучение почвы.

Из общего числа факторов были выявлены наиболее значимые, связанные с пучением почвы. В их число вошли [2]: глубина разработки ( $H$ ), прочность пород непосредственной почвы ( $\sigma_{сж}$ ) и их мощность ( $m_n$ ), вынимаемая мощность пласта ( $m_y$ ), угол падения пород ( $\alpha$ ). При этом, учитывая особенности сбора информации по пучению при составлении каталога [1], следует иметь в виду, что к рассмотрению были приняты в основном пластовые подготовительные выработки, главным образом ориентированные по простиранию, причем критерием проявления пучения почвы считалось поднятие пород на величину не менее 0,2 ... 0,3 м.

В целях упрощения обработки статистических данных целесообразно вместо одиночных влияющих факторов использовать, в соответствии с теорией подобия и размерностей, их безразмерные комбинации (симплексы). Таким образом, после группирования факторов получены следующие безразмерные симплексы:  $\omega = \gamma H / \sigma_{сж}$  [2],  $\mu = m_y / m_n$ , и угол падения  $\alpha$ .

На основе каталога [1] была создана новая база данных, которая позволяет провести прогноз пучения для различных регионов или производственных объединений в отдельности и для всего Донбасса в целом. Статистической обработкой данных по пучению почвы были впервые получены обобщенные зависимости вероятности пучения от ряда важнейших факторов. В частности, такая зависимость от глубины  $H$  в графическом виде представлена на рисунке 1,а.

По графикам, которые были построены по данным, соответствующим средней глубине по Донбассу, равной 560 м, и, соответственно, по Донецкой и Луганской областям – 610 м и 530 м, можно заключить, что пучение изменяется с увеличением глубины достаточно согласованно. Глубине 560 м соответствует вероятность пучения почвы 60%.

Однако это не значит, что можно ограничиться только указанными глубинами, которые соответствуют периоду времени, когда разрабатывался и пополнялся каталог [1]. Представленные графические зависимости дают возможность дать опережающий прогноз и оценить среднюю вероятность пучения для достигнутых в настоящее время глубин (для Донбасса 700 – 800 м) и для будущих периодов. Так, в настоящее время средняя вероятность пучения почвы в подготовительных выработках составляет  $P = 70...80\%$ . Более того, можно прогнозировать дальнейшее увеличение интенсивности пучения при понижении глубины разработки до 1000 м и более. Это дополнительно доказывает, что пучение почвы является одним из важнейших негативных факторов, снижающих устойчивость выработок.

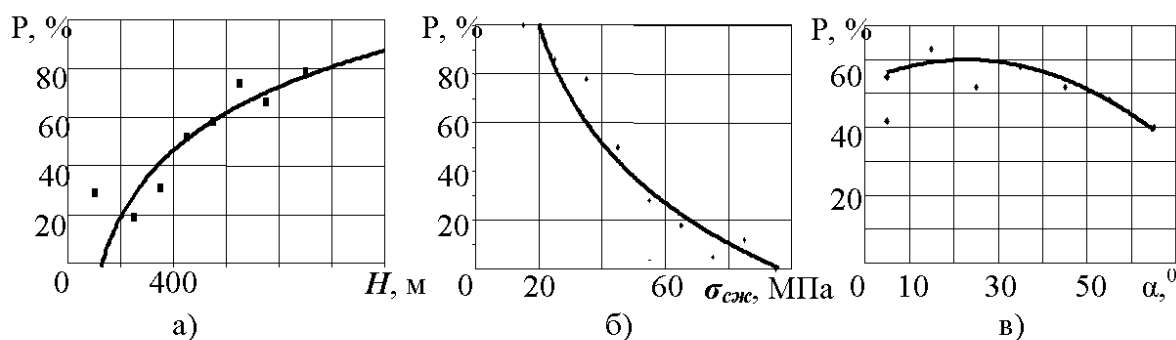


Рисунок 1 – Зависимость вероятности пучения  $P$  от:

- а) глубины  $H$ ;
- б) прочности пород почвы  $\sigma_{сжс}$ ;
- в) угла падения пород  $\alpha$ .

Пучение, согласно рисунку 1-б, весьма вероятно (90...95%) при прочности пород почвы  $\sigma_{сжс}$  менее 20 МПа при средней глубине разработки 560 м. Для прочных почв, у которых прочность 90...100 МПа и более, с высокой степенью достоверности можно прогнозировать полное отсутствие пучения (рисунок 1-б). Для иных глубин разработки, отличающихся от средней, оценки влияния прочности и угла падения на вероятность пучения следует скорректировать, для чего необходимо разработать метод прогноза пучения с учетом одновременного влияния всех факторов.

Ценность полученных графиков состоит также в том, что с их помощью можно прогнозировать вероятность пучения в среднем по каждому региону (области, объединению), оценить, как изменится эта вероятность в будущем в других горно-геологических условиях и предусмотреть соответствующие мероприятия по его предотвращению (об-

ратные своды крепи, скважинная разгрузка пород, создание породонесущих обратных сводов активной разгрузкой и последующим упрочнением пород почвы [3] и др.).

Интересно проследить влияние угла падения пород на пучение почвы. Как видно из графиков рисунка 1-в, пучение имеет максимум при значениях  $\alpha = 25 \dots 30^\circ$ , достигая 60% при среднем значении всех остальных факторов. По мере увеличения угла падения  $\alpha$  до  $60 \dots 65^\circ$ , вероятность пучения падает на треть (до 40%). Следовательно, пластовые подготовительные выработки в условиях крутого падения пластов подвержены пучению почвы меньше в среднем на треть, чем выработки на пологом падении, а при угле падения до  $\alpha = 25 \dots 30^\circ$  почва выработки наименее устойчива.

Чтобы определить вероятность пучения почвы по всем шахтопластам Донбасса с углом падения пород до  $30^\circ$ , когда пучение почвы почти не зависит от угла падения, следует пользоваться полученной нами обобщенной формулой, куда входят безразмерные симплексы  $\omega$  и  $\mu$ :

$$P = 0,6 \cdot th(3 \cdot (\omega - 0,2 \cdot \mu^{-0,15})) + 0,4. \quad (1)$$

Для условий  $\alpha > 30^\circ$ , когда с увеличением угла падения вероятность пучения почвы снижается, получена подобная формула:

$$P = 0,6 \cdot th\left[3 \cdot (\omega - (6 - 0,03 \cdot \alpha)^{-1} \cdot \mu^{-0,15})\right] + 0,4. \quad (2)$$

При  $\alpha = 30^\circ$  данные вычислений по обеим (1) и (2) формулам совпадают.

При получении теоретической линии регрессии были рассмотрены с помощью программы Excel различные функции (линейная, экспонента, полином, логарифм и др.), а их сравнение и отбор проводилось на основании достижения максимума достоверности аппроксимации. Использование в формулах (1,2) гиперболического тангенса  $th(x)$  обусловлено его лучшим соответствием статистическим данным, а также требованиями физического смысла вероятности пучения, которая может изменяться только в пределах  $0 < P < 1$ .

Для проверки адекватности предложенного метода прогноза был проведен расчет вероятности пучения по всем пластам каталога [1] и определен коэффициент соответствия (конкордации)  $K_k$ , который показывает долю совпадений расчетной вероятности пучения с фактической. Из 699 случаев пучения получено 618 совпадений, т.е.  $K_k = 0,88$ , а без учета Центрального района Донбасса (крутое падение)  $K_k = 0,91$ , что



характеризует высокую достоверность предложенного метода прогноза (ошибка прогноза 9 ... 12%).

Предложенный метод прогноза позволяет не только проследить, как изменяется пучение почвы от влияния главных факторов, но дает основу для технико-экономической оценки сложности ведения работ в различных горно-геологических условиях.

Следует особо остановиться на вопросе трактовки вероятности пучения  $P$ . Как следует из постановки задачи и особенностей сбора и обработки материалов по пучению почвы в подготовительных выработках, можно считать, что при  $P = 0$  с высокой степенью достоверности пучения не будет, при  $P = 0,5$  будет наблюдаться пучение с граничным значением поднятия почвы, принятым в каталоге, т.е.  $U = 0,2 \dots 0,3$  м. Можно с достаточно высокой достоверностью утверждать, что чем выше значение вероятности пучения, тем, очевидно, больше величина поднятия пород почвы.

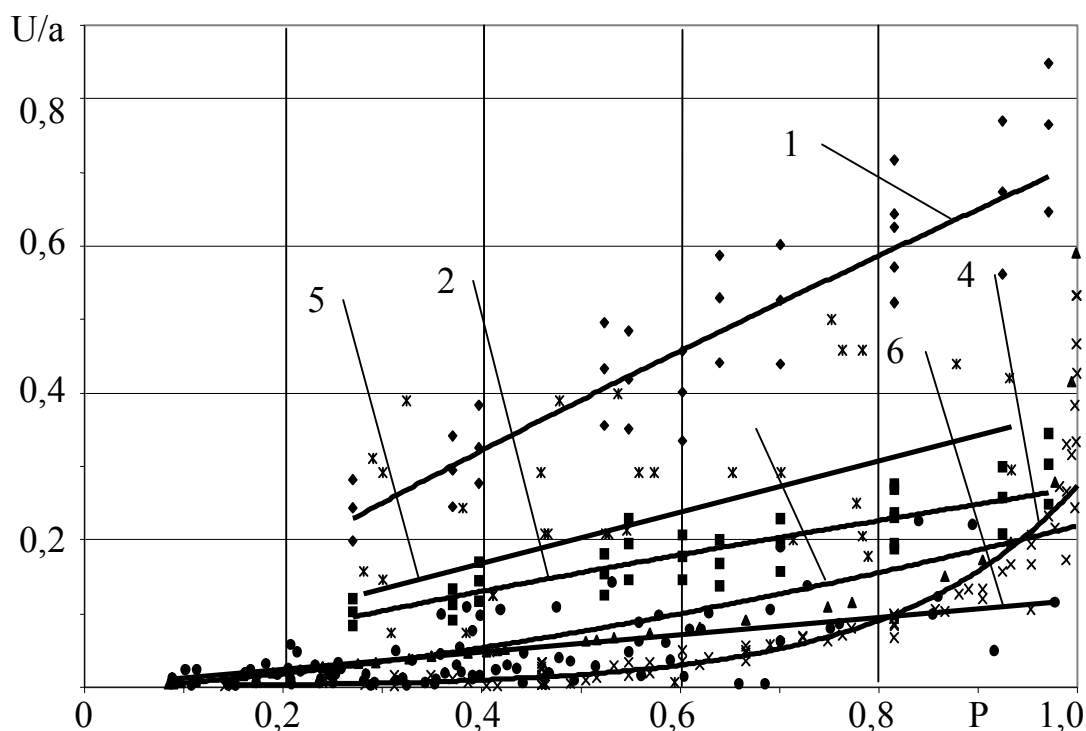


Рисунок 2 – Зависимость приведенных смещений почвы ( $U/a$ ) от вероятности пучения  $P$ : (Источники: 1, 2 – по данным [3]; 3 – по методике [2]; 4 - по методике [4]; 5 – по данным анкет, собранных на шахтах Луганской области; 6 – по данным [5])

Для выявления зависимости величины поднятия пород почвы  $U$  от вероятности пучения  $P$  был проведен статистический анализ экспериментальных данных, основанных на прямых измерениях величины

пучения. Такого рода данные были собраны по различным источникам [4-7 и др.], а также получены с помощью анкет по выполненному нами обследованию пучения почвы в горных выработках на шахтах Луганской области. Это позволило построить графики величины пучения, приведенные на рисунке 2 и получить уравнения регрессии в таблице 1 по результатам обработки данных различных источников, описывающие искомые зависимости, где в обозначениях принято  $a$  – половина ширины выработки.

Данные о пучении пород, представленные в работе [5], обработаны отдельно для подготовительных выработок при охране по схеме «бутовая полоса (искусственное ограждение) – массив» (линия 1) и выработок, пройденных вприсечку к выработанному пространству (линия 2). Как видно из графиков, величина поднятия пород почвы  $U$  для двух указанных способов охраны может отличаться в 1,5-3 раза. Следовательно, нашёл подтверждение известный факт о том, что способы охраны и условия проведения выработки оказывают существенное влияние на величину смещений пород почвы и должны быть учтены при дальнейшей разработке методов прогноза и расчета этих смещений. Однако впервые статистически были оценены сравнительная эффективность разных способов охраны.

Таблица 1 – Уравнения регрессии величины смещений пород почвы и достоверность их аппроксимации

Источник данных	Номер линии на рис. 1	Уравнение регрессии	Достоверность аппроксимации ( $R^2$ ), %
[5]	1- «бутовая полоса–массив»	$U = 0,7 \cdot a \cdot P^{0,88}$	84
[5]	2-«вприсечку»	$U = 0,3 \cdot a \cdot P^{0,8}$	75
[4]	3- капитальные выработки	$U = 0,2 \cdot a \cdot P^{1,5}$	95
[6]	4- по СНиП II-94-80	$U = 0,001 \cdot a \cdot e^{5,5 \cdot P}$	85
ДонГТУ	5- анкеты	$U = 0,4 \cdot a \cdot P$	20
[7]	6-вне зоны влияния лавы	$U = 0,1 \cdot a \cdot P$	42

Полученные по методике [4] данные (линия 3) относятся к пучению почвы в капитальных горных выработках вне зоны вредного влияния очистных работ, поэтому величина поднятия почвы, рассчитанная по уравнению таблицы 1 для линии 3 не превышает значения 0,5...0,6 м,

а достоверность аппроксимации равна  $R^2=95\%$ . Однако следует иметь в виду, что исходные данные были получены по формуле ДонУГИ, в которой первичные замеры смещений контура выработки были уже обработаны ее авторами, что и обусловило такую высокую достоверность аппроксимации  $R^2$ .

Линия 4 построена по данным, полученным путем расчетов по методике, регламентируемой нормативным документом СНиП II-94-80 [6]. Расчеты выполнены для выработок, не подверженных влиянию очистных работ.

Линия 5, соответствующая данным анкет о пучении почвы, собранных на шахтах Луганской области, имеет весьма низкую достоверность аппроксимации ( $R^2=20\%$ ). Это можно объяснить тем, что эти данные были предоставлены линейными инженерными работниками шахт, к тому же собраны и обработаны без учета важных влияющих факторов (тип выработки, вне, до или после вредного влияния очистных работ, типа и параметров способов охраны и т.д.).

Для построения линии 6 использованы данные работы [7] для выработок, не подверженных влиянию очистных работ. Однако в исходных материалах не удалось выделить важные параметры, характеризующие пучение пород (проводились лишь замеры конвергенции пород, не были указаны характеристики крепи и т.д.).

Большой разброс прогнозируемых смещений объясняется особенностями сбора и обработки первичной информации. Так, величины поднятия почвы  $U$ , подсчитанные по полученным уравнениям (таблица 1) для одних и тех же горно-геологических условий могут отличаться в 2-3 раза.

Все собранные данные о пучении были подразделены на две категории по горнотехническим условиям поддержания и охраны: а) выработки, испытывающие влияние очистных работ и б) выработки, находящиеся вне такого влияния. После статистической обработки этих данных, были получены обобщенные уравнения для двух категорий выработок, а также общая формула зависимости величины смещений пород почвы  $U$  от вероятности пучения  $P$ .

Результаты такой обработки представлены в таблице 2 и на рисунке 3.

Таким образом, зная горно-геологические условия сооружения выработки ( $H, \sigma_{сж}, m_y, \alpha, m_n$ ), можно оценить вероятность пучения почвы  $P$  (формулы 1, 2). С учетом полученного значения  $P$ , используя уравнения таблицы 2 (в зависимости от категории выработки) можно оценить величину ожидаемого поднятия пород почвы  $U$ .

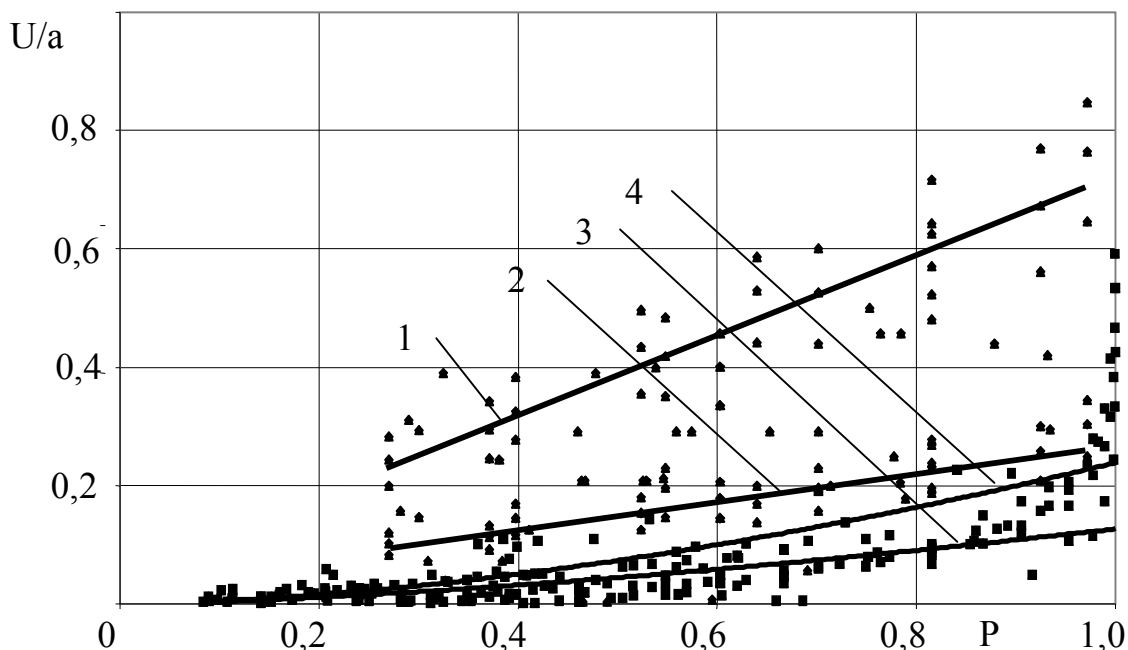


Рисунок 3 – Зависимость относительных смещений почвы ( $U/a$ ) от вероятности пучения  $P$ : 1 – для выработок, охраняемых по схеме «бутовая полоса (искусственное ограждение) – массив»; 2 – для выработок, пройденных «вприсечку»; 3 – для выработок, вне зоны влияния очистных работ; 4 – усредненная для всех выработок

Таблица 2 – Обобщенные уравнения величины пучения  $U$  и достоверность их аппроксимации

Категория выработок и номер линии (рисунок 2)	Уравнения пучения почвы	Достоверность аппроксимации ( $R^2$ ), %
Выработки, охраняемые по схеме «бутовая полоса – массив» (линия 1)	$U = 0,7 \cdot a \cdot P^{0,9}$	84
Выработки, пройденные «вприсечку» (линия 2)	$U = 0,3 \cdot a \cdot P^{0,8}$	75
Подготовительные выработки	$U = 0,5 \cdot a \cdot P$	28
Выработки вне зоны влияния очистных работ (линия 3)	$U = 0,1 \cdot a \cdot P^{1,5}$	53
Все выработки (линия 4)	$U = 0,25 \cdot a \cdot P^{1,7}$	41

В качестве примера рассмотрим результаты прогноза пучения почвы в панельном уклоне пласта  $l_6$  шахты им. XIX съезда КПСС, пройденном на глубине 550 м в породах почвы с пределом прочности на од-

ноосное сжатие 44 МПа и охраняемый по схеме «бутовая полоса – массив». Мощность угольного пласта 1,97 м, а мощность пород непосредственной почвы 2 м. Ширина выработки – 4 м.

Определяем значения безразмерных симплексов  $\omega$ ,  $\mu$ :

$$\omega = \frac{\gamma \cdot H}{\sigma_{сж}} = \frac{0,025 \cdot 550}{44} = 0,31;$$

$$\mu = \frac{m_y}{m_n} = \frac{1,97}{2} \approx 1,0.$$

По формуле (1) находим:

$$P = 0,6 \cdot th(3 \cdot (0,31 - 0,2 \cdot 1,0^{-0,15})) + 0,4 = 0,6.$$

Тогда величина поднятия почвы составит (таблица 2, строка 1):

$$U = 0,7 \cdot a \cdot P^{0,9} = 0,7 \cdot 2 \cdot 0,6^{0,9} = 0,9 \text{ м}.$$

Следует отметить, что полученная величина поднятия почвы будет случайно изменяться по длине выработки, поскольку она зависит от вариации прочности пород, разброса свойств и мощности пучающего пласта, случайных отклонений размеров и нарушенности пород, вызванных технологией проходки, крепления и поддержания выработки и т.д. [8]. Поэтому, принимая во внимание влияние многочисленных случайных факторов, можно априори утверждать, что пучение почвы в выработке будет находиться в пределах 30...50% разброса, т.е.  $U \cdot (1 \pm 0,4) \approx 0,9 \pm 0,4 \approx 0,5 \dots 1,4$  м.

**Выводы.** Проведенные исследования позволили установить следующие закономерности и зависимости:

1. К наиболее значимым влияющим факторами на пучение пород почвы относятся глубина, прочность пород непосредственной почвы и их мощность, мощность пласта, угол падения пород.
2. Установлено, что вероятность пучения почвы в подготовительных выработках в среднем по Донбассу составляет  $P = 70 \dots 80\%$ , а при увеличении глубины разработки до 1000 м увеличивается почти до 90...100%.
3. При угле падения до  $\alpha = 25 \dots 30^\circ$  почва выработки наименее устойчива и вероятность пучения составляет около  $P = 60\%$ , а в условиях крутого падения пластовые выработки подвержены пучению почвы меньше в среднем на треть, чем на пологом падении.
4. Получены статистические зависимости по определению вероятности пучения пород почвы для различных горно-геологических условий и способов охраны выработок, достоверность которых подтверждена высоким значением коэффициента конкордации  $K_k = 0,91$ .
5. Полученные обобщенные уравнения пучения в виде зависимости величины смещений пород почвы  $U$  от вероятности пучения  $P$  можно

рекомендовать для практического применения при проектировании и эксплуатации горных выработок.

Предложенный инженерный метод прогноза позволяет производить расчет вероятности пучения и оценивать величину поднятия пород почвы для различных горно-геологических условий, в основном для выработок вне зоны влияния очистных работ, пройденных «вприсечку» или охраняемых по способу «бутовая полоса (или искусственное ограждение) – массив».

Удобство разработанного метода прогнозирования заключается в том, что его можно постоянно корректировать по мере поступления новых данных шахтных замеров о пучении почвы по различным регионам с учетом присущих им горно-геологических условий.

Для уточнения полученных формул и развития предложенного метода прогноза необходимо проведение дальнейших исследований по выявлению влияния на величину смещений основных горнотехнических факторов (очистные работы, способ охраны и его параметры, скорость подвигания очистного забоя, способ управления кровлей и т.д.).

#### **Библиографический список**

1. *Каталог шахтопластов Донецкого угольного бассейна с характеристикой горно-геологических факторов и явлений.* – М.: ИГД им. Скочинского, 1982. – 267с.

2. *Литвинский Г.Г. Метод прогноза пучения почвы в горных выработках / Литвинский Г.Г., Фесенко Э.В. // Уголь Украины. – 2004. – №1, с. 9-11.*

3. *Литвинский Г.Г. Технология возведения породонесущих конструкций в капитальных выработках / Литвинский Г.Г., Бурма И.И., Кулдыркаев Н.И. // Уголь Украины. - 1995. - № 2, с. 23-24.*

4. *Заславский Ю.З. Расчет параметров крепи выработок глубоких шахт / Заславский Ю.З., Зорин Л.Н., Черняк И.Л. – К.: Техніка, 1972. – 156 с.*

5. *Черняк И.Л. Предотвращение пучения почвы горных выработок.* – М.: Недра, 1978. – 238 с.

6. *СНиП II-94-80. Подземные горные выработки. Нормы проектирования.* – М.: Стройиздат, 1982. – 30 с.

7. *Глушко В.Т. Охрана выработок глубоких шахт / Глушко В.Т., Цай Т.Н., Ваганов И.И. – М.: Недра, 1975. - 200 с.*

8. *Шашенко А.Н. Методы теории вероятностей в геомеханике/ Шашенко А.Н., Сургай Н.С., Парчевский Н.С. – К.: Техніка, 1994. – 216 с.*

*д.т.н. Фрумкин Р.А.,  
к.т.н. Самкова Э.Р.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **МЕТОДИКА ОЦЕНКИ УРОВНЯ ОРГАНИЗАЦИИ УПРАВЛЕНИЯ ПРОИЗВОДСТВЕННЫМИ СИСТЕМАМИ**

*Викладена методика оцінки рівня організації управління виробничими системами.*

***Ключові слова:** методика, рівень організації управління виробничими системами.*

*Изложена методика оценки уровня организации управления производственными системами.*

***Ключевые слова:** методика, уровень организации управления производственными системами.*

**Актуальность проблемы и её связь с научными и практическими заданиями.** Ускорение научно-технического прогресса и расширение масштабов производства всё более усложняют задачи управления предприятиями, объединениями, компаниями, отраслями и государством в целом.

Деятельность руководителей производства становится всё более сложной и многообразной. Они должны принимать решения в ситуациях, характеризующихся тысячами факторов и взаимных связей, объективные трудности учёта которых нередко приводят к нерациональному использованию ресурсов, несогласованности работы отдельных звеньев системы управления, неэффективным способам стимулирования и другим негативным последствиям, снижающим экономическую эффективность производства. Широкое использование информационных технологий, ПЭВМ, АСУ и др. технических средств требует совершенствования организационных форм управления производством. По мнению ведущих специалистов в области управления в ближайшем будущем эффективнее будет работать не тот, у кого лучше организована система управления сегодня, а тот, у кого лучше развивается наука управления [1]. Наиболее наглядно это можно проследить на примере угольной промышленности Украины, уровень организации управления которой постоянно ухудшается из-за многочисленных *необоснованных реорганизаций*. За последние годы (с 1990 г. по настоящее время) здесь осуществлено 5 структурных перестроек, ни одна из которых

не дала положительных результатов [2, 3], но потребовала значительных финансовых затрат.

**Анализ исследований и публикаций.** Анализ публикаций, посвящённых рассматриваемой проблеме [1-7], показывает, что несмотря на значительный прогресс, достигнутый в изучении сложных динамических производственных систем с привлечением универсальной методологии системного анализа, до настоящего времени всё ещё отсутствует методика количественной оценки уровня организации управления ими в статике (за фиксированный момент времени) и динамике (по мере функционирования системы во времени).

**Постановка задачи.** Исходя из изложенного, основной целью настоящей работы является разработка методики количественной оценки уровня организации управления производственными системами, которая могла бы быть использована как для оценки различных управленческих звеньев (участков, предприятий, компаний и др.), так и для оценки эффективности управления системой в определённой области её деятельности (использовании материальных и трудовых ресурсов, обеспечения качества выпускаемой продукции и т.п.).

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

Под термином "организация" в настоящей работе понимается числовая мера статистических связей отдельных элементов, образующих производственную систему [1, 6]. При этом в процессе развития системы каждый её элемент может принимать некоторое множество состояний с заданным распределением вероятностей. Если элементы независимы, т.е. состояние одного не влияет на состояние других, то данная система будет предельно дезорганизована. Соответственно будет оцениваться и уровень руководства системой.

В случае идеальной организации состояние одного элемента будет однозначно определять состояние всех остальных.

Практически производственные системы находятся в каких-то промежуточных состояниях.

Числовая мера уровня организации какой-либо сложной динамической системы выражается показателем её негэнтропии, равного разности значений максимальной и позитивной энтропии системы [7]. Применительно к понятию организации *энтропия выражает меру неопределённости состояния элементов системы.*

Из изложенного следует, что, оценив уровень энтропии производственной системы за фиксированный период времени, мы тем самым можем дать оценку и деятельности её руководства по управлению системой за этот период, а оценив её в различные периоды времени – проследить изменение энтропии в динамике, что позволяет производить их сравнительную оценку.



Энтропия системы определяется из выражения [7, 8]:

$$H(x) = - \sum_{k=1}^n P_{i\hat{e}} \log P_{i\hat{e}}, \quad (1)$$

где  $k = \overline{1, n}$  – число возможных состояний элемента;

$P_{ik}$  – вероятность элемента  $X_i$  оказаться в состоянии  $k$ .

Доказано [7, 8], что энтропия неорганизованной системы  $H$  имеет экстремум (в данном случае максимум), который достигается, когда все состояния элементов равновероятны. При этом она равна сумме энтропий отдельных элементов.

Если система организована, то её энтропия  $H_o$  будет меньше суммы энтропий элементов, т.е.:

$$H_o(X_1, X_2, \dots, X_n) \leq \sum_{i=1}^n H(X). \quad (2)$$

Числовая мера степени организации динамической системы может быть определена как разность между этими величинами:

$$Q = H_o - H(X), \quad (3)$$

а уровень организации системы  $Y$ , выраженный в процентах, как отношение:

$$O = \frac{Q}{H_o} 100. \quad (4)$$

Методику установления величин  $H$ ,  $Q$  и  $Y$  покажем на примере исследования производственных систем, представленных угольными шахтами. Их развитие, как известно, описывается совокупностью показателей: производственной программой, наличными трудовыми и материальными ресурсами, объёмом реализованной продукции, себестоимостью, прибылью, рентабельностью и др. Поэтому необходимо выбрать такие количественные показатели, состояние которых наиболее достоверно определяет уровень организации управления предприятием или работу его руководства в определённой области деятельности.

Для угольной шахты эффективность организации управления производством, на наш взгляд, можно оценить *отношением суммы полученной прибыли  $\Pi$* , которая наиболее реально отражает не только степень устойчивости работы шахты, но и эффективность использования всех элементов производства, *к объёму реализации угля  $O$* . Прибыль и

объём реализации являются важнейшими оценочными показателями производственно-хозяйственной деятельности шахты, планируемыми вышестоящими органами на всех уровнях управления.

Для оценки уровня организации управления *качеством продукции* на разных шахтах нами предлагается показатель изменения эксплуатационной и нормативной зольности, который измеряется отношением:

$$\Delta A^c = \frac{A_y^{\tilde{n}} - A_i^{\tilde{n}}}{A_{\tilde{n}}^i}, \% \quad (5)$$

где  $A_y^{\tilde{n}}$ ,  $A_i^{\tilde{n}}$  – зольность угля эксплуатационная и нормативная соответственно.

В таблице 1 приведены исходные данные, содержащиеся в статистической отчётности предприятия, и результаты расчёта уровня организации управления шахтой в 2007 году. Приняв, что отношение  $\Pi/O$  может попасть в один из восьми интервалов (таблица 1), получим  $H_o = \log_2 8 = 3$ . Практика показывает, что удобнее пользоваться логарифмом при основании 2 и измерять энтропию в двоичных единицах, что соответствует широко применяемой двоичной системе счисления.

Таблица 1 – Исходные данные и результаты расчёта уровня организации управления шахтой в 2007 году

Месяцы	Прибыль $\Pi$ , тыс. грн.	Объём реализации $O$ , тыс. грн.	$\Pi/O$ , %	Интервалы состояний $\Pi/O$								
				менее -18	-18... -14	-14... -10	-10... -6	-6... -2	-2... 2	2... 6	бо- лееб	
1	-249	1629	-15,3		x							
2	-403	1558	-25,9	x								
3	-265	1677	-15,8		x							
4	-381	1769	-21,5	x								
5	-410	1698	-24,1	x								
6	-337	1592	-21,2	x								
7	-237	1675	-14,1		x							
8	-323	1496	-21,6	x								
9	-201	1601	-12,5			x						
10	-219	1794	-12,2			x						
11	-358	1496	-23,9	x								
12	-223	1634	-13,6			x						
$P_{ik}$				0,5	0,25	0,25						

$$-P_{i\hat{e}} \log P_{i\hat{e}} \quad 0,5 \quad 0,5 \quad 0,5$$

$$-\sum P_{i\hat{e}} \log P_{i\hat{e}} = 1,5 = H(x);$$

$$Q = H_o - H(x) = 3 - 1,5 = 1,5;$$

$$\dot{O} = \frac{Q}{H_o} \cdot 100 = \frac{1,5}{3} \cdot 100 = 50\%.$$

Если вероятность нахождения значений этого показателя в одном из интервалов равна единице, то энтропия равна нулю и система будет идеально организованной, а если вероятности нахождения значения показателя **П/О** во всех интервалах равны между собой, то система будет предельно дезорганизована, а энтропия – максимальная.

Результаты аналогичных расчётов, выполненных по данным работы шахты в 2008 и 2009 г.г., приведены в таблице 2.

Таблица 2 – Динамика уровня организации управления исследуемой шахты

Год	2007	2008	2009
Уровень организации системы, %	50,0	38,4	29,3

Как видно, уровень организации управления на шахте снизился по сравнению с 2007 годом. Основной причиной этого следует считать то, что шахта являлась планово убыточным предприятием. Фактическая величина убытков в 2009 г. резко возросла, что сказалось на величине разброса показателя **П/О** в интервалах его состояния.

Расчёты величины **У** для условий рентабельного предприятия с малым и большим разбросом показателя **П/О** показали, что они также объективно характеризуют повышение и снижение соответствующих уровней организации управления шахтой. При выявлении тенденции к снижению уровня показателя необходимо разрабатывать мероприятия, позволяющие снизить разброс величины прибыли.

Приведенные расчёты показывают также, что полученные результаты необходимо рассматривать не как абсолютные, поскольку интервалы состояний **П/О** и их величины приняты априорно. Экономический смысл результатов в том, что они дают относительную количественную оценку уровня организации управления шахтой и объективно оценивают эти уровни во времени. Такой подход позволяет решать многие практические задачи, например, оценивать работу шахты в условиях создания АСУ при реализации новых задач по оптимальной организации производства и выявить её работоспособность.

Результаты расчётов по оценке *уровня управления качеством угольной продукции* по 3-м шахтам с использованием величины отклонений эксплуатационной и нормативной зольностей представлены в

таблице 3. Они позволяют сделать вывод, что уровень организации управления качеством выше на тех шахтах, где меньше колеблемость плановых и фактических показателей, то есть более ритмично и организовано налажена вся работа шахты, в том числе и деятельность по управлению качеством продукции.

По данным таблицы 3 можно сделать следующие выводы. Наиболее высокий уровень организации управления качеством продукции имеет место на шахте **A** ( $U=58,1$  %), несколько ниже – на шахте **B** и резко снижается на шахте **C** (18,5 %). В самом деле, отклонение нормативной зольности  $A_i^{\tilde{n}}$  от эксплуатационной  $A_y^{\tilde{n}}$  на шахте **A** колеблется в пределах от 25,76 % до -2,5 %, а если не принимать во внимание первый интервал, то эти колебания лежат в пределах от 0 до -2,5 %, т.е. нормативная зольность незначительно отклоняется от эксплуатационной, что свидетельствует о том, что на шахте предусмотрены эффективные меры по обеспечению минимального засорения угля в процессе его добычи.

Хуже обстоит дело на шахте **B**, где отклонения анализируемых величин зольности составляют от 34,8 % до -3,2 %. Наблюдаются также резкие колебания отклонений по интервалам. Эти негативные явления отражает показатель уровня организации управления **U**, значения которого ниже, чем на шахте **A**. И, наконец, на шахте **C** он равен 18,5 % и резко отличается от уровня организации управления качеством угля по другим шахтам.

Таким образом, обобщая результаты выполненных исследований, можно сделать следующие **выводы**:

- предложен новый информационный подход к оценке уровня организации управления производственными системами, основанный на определении их энтропии в статике и динамике;
- разработана методика количественной оценки энтропии производственных систем для различных их состояний и уровней управления;
- методика может быть использована для решения широкого круга управленческих задач.



### **Библиографический список**

1. *Системный анализ и структуры управления / Под общей ред.. проф. В.Г. Шорина. – М.: Знание, 1975. – 303 с.*
2. *Амоша А.И., Логвиненко В.И., Гринёв В.Г. Комплексное освоение угольных месторождений Донецкой области. – Донецк: ИЭП НАН Украины, 2007. – 216 с.*
3. *Фрумкин Р.А., Самкова Э.Р. Анализ эффективности реформирования угольной промышленности Украины. /Сб. науч. трудов ДонГТУ. – Алчевск: Ладо, 2009. – С. 5-11.*
4. *Козубенко В.А. Анализ хозрасчётной деятельности и самофинансирования угольной шахты. – К.: ИСИО, 1993. – 392 с.*
5. *Астахов А.С., Краснянский Г.Л. Экономика и менеджмент горного производства: В 2 кн. – М.: АГН РФ, 2002. – 685 с.*
6. *Мильнер Б.З. Организационные структуры управления производством. – М.: Экономика, 1975. – 319 с.*
7. *Авдеев Ю.А. Выработка и анализ плановых решений в сложных проектах. – М.: Экономика, 1971. – 329 с.*
8. *Комаров И.С. Накопление и обработка информации при инженерно-геологических исследованиях. – М.: Недра, 1972. – 296 с.*

*д.т.н. Бабиюк Г.В.,  
Ермаков А.Н.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ОБОСНОВАНИЕ МОДЕЛЕЙ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ РАМНОЙ КРЕПИ С ПОРОДАМИ ПРИ ЕЕ РАСПОРЕ**

*Запропоновані моделі для визначення параметрів системи «кріплення-масив» при розпорі рамного кріплення.*

*Ключові слова: породний масив, рамне кріплення, розпір, навантаження, напруження, деформація.*

*Предложены модели для определения параметров системы «крепь-массив» при распоре рамной крепи.*

*Ключевые слова: породный массив, рамная крепь, распор, нагрузка, напряжения, деформации.*

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

В настоящее время одним из основных типов крепи подготовительных выработок на пологих угольных пластах является металлическая податливая рамная крепь КМП-Т (П) трапециевидной (прямоугольной, бочкообразной) формы из специального взаимозаменяемого профиля (СВП) [1, 2]. Такая крепь обладает повышенной вертикальной податливостью (до 1300мм) и высокой несущей способностью (до 400кН) в зависимости от вида податливых узлов. На практике рамную крепь возводят, как правило, без заполнения закрепных пустот, поэтому долгое время она работает без надлежащего контакта с породным массивом и с огромным конструктивным зазором между породным обнажением и элементами крепи, особенно при буровзрывном способе проведения выработки. Поэтому в начальный момент после сооружения выработки такая крепь и породный массив конструктивно работают обособленно, это ведет к образованию обширных зон неупругих деформаций и неиспользованию собственной несущей способности пород, снижает работоспособность крепи и приводит к необходимости частых ремонтов и перекреплений выработки. В этой связи при решении проблемы обеспечения устойчивости подготовительных выработок актуальным является разработка способов, направленных на повышение эффективности работы податливой рамной крепи ресурсосберегающими методами.

**Анализ последних достижений и публикаций.** Во многом данная проблема может быть решена за счет активного распора рамной податливой крепи на различных этапах существования выработки [3], что приведет к уплотнению нарушенных пород, более полному использованию несущей способности пород за пределом прочности и повышению работоспособности крепи.

Значимые экспериментальные исследования по изучению влияния отпора крепи на устойчивость подготовительных выработок в условиях шахт Донбасса выполнены под руководством проф. И.Л. Черняка [4, 5]. Эти эксперименты позволили изучить качественные и количественные характеристики взаимодействия крепи и пород в режимах пассивного отпора и предварительного распора как вне, так и в зонах влияния очистных работ при креплении выработок рамной и арочной крепью. Проведенные инструментальные наблюдения за смещениями пород подтвердили эффективность распора крепи при втором и третьем типах (по Черняку) деформирования массива вокруг выработок и позволили установить степень его влияния на величину смещений пород для отдельных горно-геологических условий.

Влияние крепи, быстро воспринимающей нагрузку, на величину конвергенции пород в штреках исследовалось и за рубежом. По данным работы [6] даже при использовании крепи со сверхвысоким сопротивлением, например с  $1200 \text{ кН/м}^2$  (такие крепи неприемлемы на практике по экономическим и техническим соображениям), не удастся полностью приостановить развитие смещений пород. При этом эффект снижения конвергенции за счет применения крепи с более высоким сопротивлением падает при мере его повышения. При сопротивлении крепи  $50 \text{ кН/м}^2$  можно предупредить 40%, а при сопротивлении  $500 \text{ кН/м}^2$  – 60% смещений пород, ожидающихся в незакрепленной выработке. В принципе удельное сопротивление крепи порядка  $400 \text{ кН/м}^2$  вполне может быть реализовано за счет уменьшения расстояния между рамами и установки промежуточных стоек. Однако такое решение проблемы будет сопровождаться очень высокими материальными издержками.

Выполненные во ВНИМИ [7] исследования влияния сопротивления крепей на состояние выработок показали, что каждому сочетанию горно-геологических условий и геометрических параметров выработки соответствует нелинейная зависимость отпора крепи от податливости, являющаяся характеристикой взаимодействия крепи с массивом. Тогда точка пересечения кривой взаимодействия и деформационной зависимости крепи (жесткости) характеризует состояние силового равновесия системы «крепь-массив» для конкретных условий.

Однако до настоящего времени не установлены закономерности совместного деформирования породного массива и крепи при ее прину-



дительном распоре и не определены рациональные параметры способа [3], что является актуальной задачей.

**Целью** исследований является обоснование моделей для оценивания эффективности взаимодействия распорной крепи с породами и выявление закономерностей совместного деформирования системы «крепь-массив».

**Изложение основного материала.** В случае активного распора крепи параметры ее взаимодействия с породами, в первую очередь, зависят от реакции породного массива на силовое воздействие, которая, совместно с горным давлением, составляет внешнюю нагрузку на крепь. При этом породы в результате совместной работы крепи с массивом в значительной мере сами формируют действующее на крепь реактивное давление, зависящее не только от конструктивных особенностей крепи, активной распорной нагрузки и жесткости элементов, но и от деформационных характеристик породы и контактных условий взаимодействия.

Для **теоретического** изучения давления на контакте системы «крепь-порода», а также внутренних усилий в элементах крепи, выбран метод расчета инженерных конструкций на упругом основании [8]. В качестве основной предпосылки принято, что породный массив является сплошной однородной упругой средой, характеризуемой модулем деформации  $E_0$  и коэффициентом Пуассона  $\mu$ , а верхняя часть крепи рассматривается как тонкий упругий брус (балка), деформации по высоте сечения и трение между балкой и горной породой не учитываются, что идет в запас прочности.

При выводе формул для расчета верхняка крепи с учетом упругого основания использовано дифференциальное уравнение упругой линии балки [8]:

$$EI \frac{d^4 y}{dx^4} + p_x = \varphi_x, \quad (1)$$

где  $EI$  – жесткость балки (верхняка крепи);

$y$  – вертикальное перемещение нейтральной оси балки;

$x$  – координаты точки по длине балки;

$p_x$  – распределенная реакция со стороны массива;

$\varphi_x$  – заданная активная нагрузка (усилие распора).

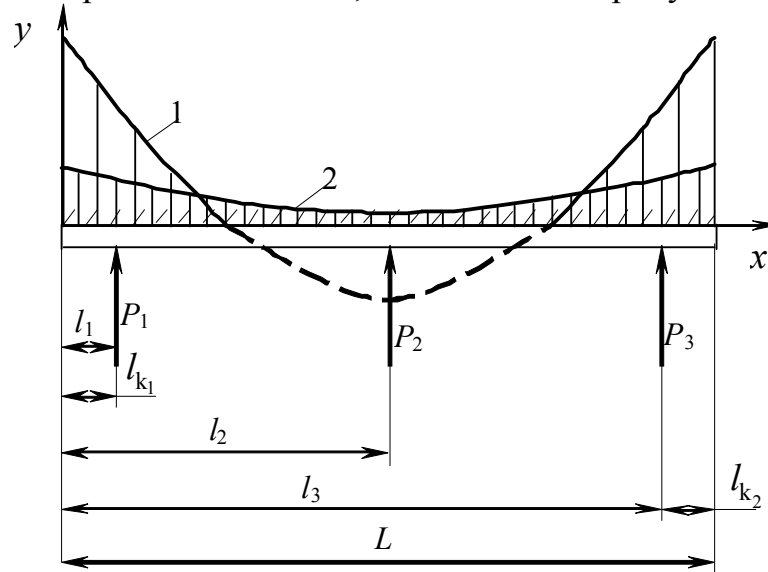
Неизвестными величинам в (1) являются  $y$  и  $p_x$ . Поэтому для их определения составляется еще уравнение контактности из условия, что во время деформирования балка по всей длине должна взаимодействовать с породой, а реактивное давление представляется четырехчленным степенным рядом:

$$p_x = a_0 + \frac{2a_1}{L} \left( x - \frac{L}{2} \right) + \frac{4a_2}{L^2} \left( x - \frac{L}{2} \right)^2 + \frac{8a_3}{L^3} \left( x - \frac{L}{2} \right)^3, \quad (2)$$

где  $L$  – длина балки (верхняка);

$a_0, a_1, a_2, a_3$  – неизвестные параметры, зависящие от вида нагрузки и ее местоприложения, жесткости и длины балки, а также модуля деформации пород.

В общем случае загрузка сосредоточенными силами в месте примыкания стоек верхняка, взаимодействующего с породами, можно представить в виде расчетной схемы, показанной на рисунке 1.



1 –  $p_x$  для балки без консолей; 2 –  $p_x$  для балки с консолями

Рисунок 1 – Расчетная схема к определению контактного давления

Частными ее случаями являются схемы с отсутствующей промежуточной стойкой и без консолей по концам верхняка, т.е. при  $P_2=0$  и  $l_k=0$ . На схеме для простоты углом наклона боковых стоек пренебрегли, так как горизонтальные составляющие распорных сил сравнительно невелики и уравнивают друг друга.

В наиболее простом случае симметричного нагружения параметры  $a_1=a_3=0$ , а выражения для определения  $a_0$  и  $a_2$  записываются в виде [8]:

$$a_0 = \frac{8252 - 34\alpha}{13440 + 29\alpha} \cdot \frac{2P_i}{L}; \quad a_2 = \frac{5188 - 63\alpha}{13440 + 29\alpha} \cdot \frac{2P_i}{L}, \quad (3)$$

где  $P_i$  – усилие, создаваемое домкратом при распоре крепи;

$\alpha$  – показатель гибкости, который, если обозначить ширину балки через  $b$ , можно определить по формуле

$$\alpha = \pi \cdot E_0 \cdot b \cdot L^3 / (EI). \quad (4)$$

Отсюда, учитывая симметричный характер нагрузки, реакцию массива (2) на действие верхняка крепи можно записать в виде

$$p_x = a_0 + 4a_2(\zeta - 0,5)^2, \quad (5)$$

где  $\zeta = x/L$  – приведенная абсцисса перемещающейся точки.

Для анализа выбранной модели при значении параметров  $E_0 = 50 \dots 5 \cdot 10^7$  кН/м<sup>2</sup>,  $P = 0 \dots 210$  кН,  $L = 1,0 \dots 4,2$ ,  $P_2/P_1 = P_2/P_3 = 0 \dots 4$ ,  $l_k = 0 \dots 0,8$  м для СВП-22 и СВП-27 рассчитаны реактивное давление горных пород  $p_x$ , распределение напряжений в упругом основании, поперечные силы и изгибающие моменты и построены эпюры по длине верхняка. Их анализ показал, что выбранная математическая модель дает приемлемые для практики результаты лишь при оценке контактного давления, которое распределяется вдоль верхняка крайне неравномерно. При приложении сил распора  $P_1 = P_3 = 50$  кН по концам верхняка ( $l_k = 0$ ) теоретическая эпюра реактивного давления пород (1 на рисунке 1) распределена вдоль верхняка по параболе с максимальным давлением ( $p_x = 161$  кН/м) по краям балки в местах опирания верхняка на стойки и минимальным ( $p_x = -31$  кН/м) по оси выработки, причем в крепких породах (при модуле деформации  $E_0 \geq 5 \cdot 10^4$  кН/м<sup>2</sup>) контактное давление в центре выработки меняет знак. Относительные прогибы балки направлены внутрь выработки и имеют максимальное значение по оси симметрии. В реальных же условиях при отсутствии связи верхняка с массивом реактивный отпор в срединной его части (штриховая линия на рисунке 1) будет равен нулю, а его значения по краям верхняка еще более возрастут. Следует заметить, что эпюра  $p_x$  на рисунке 1 приведена для профиля СВП-27, пролета  $L = 3,0$  м и модуля деформации пород  $E_0 \geq 5 \cdot 10^6$  кН/м<sup>2</sup>.

Более рациональное распределение контактного давления при распоре крепи достигается за счет использования консолей, применяемых в строительстве для повышения работоспособности балочных конструкций. При активном силовом воздействии на породное обнажение верхняком с консолями уплотнение пород кровли производится по всей ширине выработки. Для рассмотренных выше условий величина  $p_x$  по

краям балки снижается до 52 кН/м, а в центре пролета возрастает до 14 кН/м, т.е. распределение давления от верхняка становится более равномерным. В верхняке с консолями распределение вертикальных прогибов изменяется кардинально. Так, при постепенном перемещении сил  $P_1$  и  $P_3$  от края верхняка к его середине прогибы внутрь выработки снижаются, а при относительной длине консоли  $l_k / L = 0,15$  они приобретают противоположное направление с максимумом по середине балки. Это согласуется с распределением прогибов от сил горного давления, которые также максимальны по центру, но направлены внутрь выработки.

Благодаря наличию управляющих консолей, давление пород, проходящее на консольные участки верхняка, как бы противодействует силам горного давления в пролетной части выработки. Регулируя длину консолей и контактные условия их взаимодействия с породным обнажением с учетом деформационных свойств пород и верхняка крепи, а также величину усилия предварительного распора, можно, с одной стороны, за счет более полного использования несущей способности пород в уплотненной зоне снизить нагрузки на крепь, а, с другой стороны, добиться более рационального распределения усилий в верхняке, что равносильно экономии металла. Так, например, в верхняке с  $l_k = 0,75$  м предельная равномерно распределенная нагрузка, установленная из условия образования пластических деформаций, превышает 1,45 раза предельную нагрузку для обычного верхняка.

Исследование закономерностей совместного деформирования системы «крепь-массив» выполнено в **лабораторных** условиях методом физического моделирования [7] с учетом особенностей запредельного деформирования в сложном напряженно-деформированном состоянии. Фрагмент породного массива, состоящий из монолитных или связно-нарушенных пород, имитировался гипсо-песчаной кубической моделью, а воздействие на него рамной крепи воспроизводилось с помощью специального устройства, имеющего деформационную зависимость, подобную крепи.

В ходе испытания модели системы «крепь-массив» подвергались неравнокомпонентному трехосному сжатию в режиме многократного нагружения и разгрузки с регистрацией действующих усилий, а также продольных и поперечных перемещений. Для обеспечения подобия напряженного состояния приконтурных пород главная максимальная компонента напряжений  $\sigma_1$  воспроизводилась активной нагрузкой от прессы, а деформация  $\varepsilon_1$  в этом направлении контролировалась путем непрерывного измерения перемещений его плит. Отсутствие деформаций вдоль выработки ( $\varepsilon_2 = 0$ ) обеспечивалась установкой по двум противоположным граням куба ограничителей перемещений. В третьем главном

направлении (радиальном) минимальная компонента напряжений  $\sigma_3$  воспроизводилась подпором (распором) крепи, а перемещения фиксировались индикаторами в центре граней.

Результаты испытаний моделей представлялись в виде полных диаграмм «напряжения-деформация» с учетом запредельного деформирования. Для минимизации числа опытов при одновременном гарантировании заданной точности лабораторные исследования производились с использованием методов планирования эксперимента [9], что позволило получить математическую зависимость определяемых параметров от совокупного действия влияющих факторов.

Эксперимент состоял из двух этапов: вначале испытывались однородные, а затем трещиноватые модели. На первом шаге выбора математической модели система «крепь-массив» была представлена четырьмя факторами, характеризующими управляющие воздействия крепи:  $x_1$  – плотность установки крепи;  $x_2$  – усилие сопротивления узлов податливости;  $x_3$  – податливость крепи;  $x_4$  – момент сопротивления верхняка. На втором шаге к перечисленным факторам добавлялись трещинная пустотность пород в направлении минимального главного напряжения (коэффициент поперечных деформаций)  $x_5$ , т.е. фактор, контролируемый при активном силовом воздействии на массив горных пород, а модель уточнялась. При таком подходе вектор входных факторов  $\bar{x}$  изображается точкой в многомерном факторном пространстве  $x_j$ ,  $j = 1, 2, \dots, k$ . Если обозначить через  $i$  номер опыта ( $i = 1, 2, \dots, n$ ), то комплекс условий  $i$ -го опыта можно записать как  $\bar{x}_i = |x_{i1}, x_{i2}, \dots, x_{ik}|$ , где  $x_{ij}$  – уровень  $j$ -го фактора в  $i$ -ом опыте;  $k = 5$  – число факторов. Область определения факторного пространства назначена на основании анализа априорной информации, причем каждый из управляемых факторов был определен на двух уровнях (верхнем и нижнем).

Исследуемая система, кроме того, характеризуется выходными параметрами  $y_s$ ,  $s = 1, 2, \dots, m$ , которыми являются числовые показатели диаграмм деформирования пород (предельная  $[\sigma]$  и остаточная  $\sigma_0$  прочности; модули упругости  $E$  и полных деформаций  $D$ ; коэффициенты Пуассона  $\mu$  и полных поперечных деформаций  $\mu_{\perp}$ , модуль спада  $M$  и коэффициент разрыхления  $k_p$  и т.д.). Выходные параметры представлялись в безразмерном виде, что дает возможность распространить результаты моделирования на породы иной прочности. Так, например, уровень сохранившейся несущей способности моделей характеризует относительная величина  $\sigma^* = \sigma / [\sigma_m]$ , где  $[\sigma_m]$  – максимальное сопротивление модели без крепи, тогда отношение  $[\sigma_k] / [\sigma_m] = k_k$  представля-

ет собой коэффициент повышения сопротивляемости массива за счет воздействия крепи. Аналогичным образом коэффициент  $\beta_k = M_k / M_m$  характеризует снижение модуля спада на запредельной ветви, а коэффициент  $\zeta_k = \varepsilon_{pk} / \varepsilon_{pn}$  – увеличение запредельных деформаций, где  $\varepsilon_p$  – деформации, характеризующие степень разупрочнения пород за пределом прочности.

В качестве примера ниже приведено полученное экспериментально уравнение регрессии для коэффициента повышения сопротивляемости массива:

$$k_k = 0,06 + 0,612h_k - 0,014N_k + 0,014W_x - 0,06k_{тр} + 0,021n_k \cdot N_k - 0,007n_kW_x, \quad (6)$$

где  $n_k$  – плотность установки рам крепи (1...2 рам/м);

$N_k$  – сопротивление крепи в податливом режиме (16,3...34,9 кН/раму);

$W_x$  – момент сопротивления верхняка (74,8..133,5 см<sup>3</sup>);

$k_{тр}$  – коэффициент трещинной пустотности (0...9%).

Следует отметить, что формула (6) справедлива только в приведенных диапазонах варьирования факторов, а интерпретация степени влияния факторов по величинам и знакам изменения коэффициентов регрессии при таком виде уравнения невозможна. Подобные зависимости использованы для построения номограмм приближенного определения коэффициентов повышения сопротивляемости  $k_k$ , увеличения запредельных деформаций  $\zeta_k$  и снижения модуля спада  $\beta_k$  массива при взаимодействии с рамной крепью.

Проведенные лабораторные исследования показали, что деформационные характеристики системы «крепь-массив» существенно отличаются от характеристик отдельных ее элементов. Это отличие обусловлено эффектом механического взаимодействия крепи и пород, с объединением которых в систему последняя приобретает специфические интегративные свойства, не присущие ни одной из слагающих ее подсистем. При этом характеристики системы не являются простой суммой характеристик ее элементов, а представляют собой сложные зависимости, отражающие совокупное действие влияющих факторов. Так, например, сопротивляемость породного массива в режиме взаимодействия с рамной крепью увеличивается с ростом плотности установки рам, несущей способности крепи в податливом режиме и момента сопротивления спецпрофиля верхняка и уменьшается с ростом трещинной пус-

тотности пород, причем степень влияния последнего фактора в сравнении с остальными максимальна.

На основании выполненных теоретических и лабораторных исследований предложена модель взаимодействия податливой крепи с породным массивом, которая графически демонстрируется на рисунке 2.

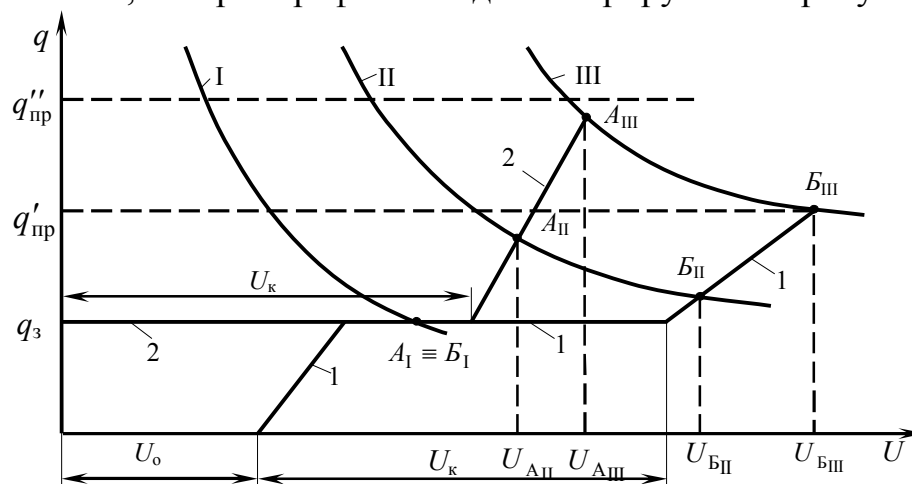


Рисунок 2 – Графики взаимодействия податливой крепи с породным массивом

Состояние массива, ослабленного выработкой, характеризуется тремя кривыми, построенными в координатах  $q - u$  ( $q$  – нагрузка,  $U$  – смещения), которые для различных условий обозначены: I – легкие; II – средние; III – тяжелые. Деформационные характеристики податливой крепи представлены на рисунке 2 зависимостями 1 и 2. График 1 соответствует установке крепи без предварительного распора с начальными смещениями породного контура  $U_0$  за промежуток времени от обнажения пород до момента включения крепи в работу, а график 2 – с предварительным распором, равным сопротивлению замков крепи при проскальзывании  $q_з$  и  $U_0 \approx 0$ . Конструктивная податливость крепи равна  $U_k$ . После исчерпания конструктивной податливости крепь работает с постоянной жесткостью, равной  $k_1 = q_1 / U_1$  при пассивном отпоре и  $k_2 = q_2 / U_2$  при монтаже рамы с предварительным распором, причем  $k_2 > k_1$ , так как при активном распоре верхняя часть крепи работает совместно с уплотненными породами, имеющими большее сопротивление за пределом прочности. Точки пересечения A и B линий 1 и 2 с кривыми I, II, III соответствуют моменту равновесия системы «крепь-массив», при этом смещения пород  $U_A, U_B$  и реакции крепи  $q_A$  и  $q_B$  являются характеристиками конкретных условий взаимодействия массива с крепью.

Из приведенного графика следует, что в легких условиях, независимо от способа монтажа крепи, равновесное состояние достигается до исчерпания ее конструктивной податливости (в одной и той же точке кривой I при малых смещениях и большой прочности пород), поэтому в данных условиях предварительный распор крепи излишен. В средних условиях (кривая II) равновесие наступает в точках  $A_{II}$  и  $B_{II}$  до появления предельной нагрузки на безконсольный верхняк  $q'_{np}$ . При этом общие смещения пород при распоре крепи меньше смещений в случае пассивного отпора на величину

$$U_{B_{II}} - U_{A_{II}} = U_0 + \frac{q_1}{k_1} - \frac{q_2}{k_2}. \quad (7)$$

В сложных условиях при взаимодействии крепи с массивом в режиме пассивного отпора равновесие системы может быть достигнуто на пределе работоспособности безконсольного верхняка (точка  $B_{III}$ ). Распор крепи обеспечивает равновесие системы в точке  $A_{III}$  до появления предельной нагрузки на консольный верхняк  $q''_{np}$ . При этом смещения  $U_{A_{III}}$  существенно меньше смещений  $U_{B_{III}}$ , реализующихся при работе крепи без распора.

Таким образом, равновесие системы «крепь-массив» в результате взаимодействия ее элементов соблюдается, если действующая нагрузка не превышает несущей способности крепи, причем оно будет тем более устойчивым к внешним воздействиям, чем на более ранних стадиях запредельного деформирования пород достигается равенство между остаточной прочностью пород и действующими в зоне неупругих деформаций напряжениями, которые, в свою очередь, во многом зависят от величины и характера распределения активного давления. крепи на породное обнажение.

**Выводы.** За счет более полного использования несущей способности пород кровли при распоре крепи и разгружающего эффекта консолей верхняка рамную крепь можно приспособить к изменяющейся горно-геологической обстановке при проведении и поддержании подготовительных выработок и значительно повысить эффективность ее работы в средних и тяжелых условиях. Установленные закономерности позволяют обосновать параметры ресурсосберегающего способа управления состоянием массива за счет активного распора крепи, обеспечивающего повышенную надежность выработок и снижение стоимости их проведения и поддержания.



### **Библиографический список**

1. Каретников В.Н. Крепление капитальных и подготовительных горных выработок. Справочник / В.Н. Каретников, В.Б. Клейменов, А.Г. Нуждихин – М.: Недра, 1989. – 571с.
2. Сытник А.А. Рамные крепи горных выработок. Обзорная информация и справочные материалы / А.А. Сытник, Ф.С. Зигель, В.Ф. Компанец, В.С. Поляковский. – Донецк: ЦБНТИ, 1992. – 35с.
3. Пат. 10567А України. МКІ Е21Д 11/14. Спосіб розпору рамного податливого кріплення / Бабіюк Г.В., Литвинський Г.Г., Стельмах В.М.-опубл. 25.12.96, Бюл. № 4.
4. Черняк И.Л. Управление горным давлением в подготовительных выработках глубоких шахт / И.Л. Черняк, Ю.И. Бурчаков. – М.: Недра, 1984. – 304с.
5. Черняк И.Л. Влияние сопротивления крепи на устойчивость подготовительных выработок / И.Л. Черняк, В.Г. Ильюшенко, Е.Л. Звягильский // Уголь Украины. – 1990. – №8. – С.27-28.
6. Якоби О. Практика управления горным давлением Пер. с нем. / О.Якоби. – М.: Недра, 1987. – 566с.
7. Моделирование в геомеханике / Ф.П. Глушихин, Г.Н. Кузнецов, М.Ф. Шклярский и др. – М.: Недра, 1991. – 240с.
8. Симвулиди И.А. Расчет инженерных конструкций на упругом основании:[ учебн. пособие для строит. спец. вузов] / И.А. Симвулиди. – М.: Высшая школа, 1987. – 576с.
9. Адлер Ю.П. Планирование эксперимента при поиске оптимальных условий / Ю.П. Адлер, Е.М. Маркова, Ю.В. Грановский. – М.: Наука, 1976. – 279с.

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

## **ЗАКОН УПРАВЛЕНИЯ ГИДРАВЛИЧЕСКИМИ НАТЯЖНЫМИ УСТРОЙСТВАМИ СКРЕБКОВЫХ КОНВЕЙЕРОВ**

*Наведені закон керування натягом тягового органу вибійних скребкових конвеєрів з гідравлічним натяжним пристроєм і функціональна схема адаптивної САУ.*

***Ключові слова:** вибійний скребковий конвеєр, гідравлічний натяжний пристрій, управління, функціональна схема, натяг.*

*Приведены закон управления натяжением тягового органа забойных скребковых конвейеров с гидравлическим натяжным устройством и функциональная схема адаптивной САУ.*

***Ключевые слова:** забойный скребковый конвейер, гидравлическое натяжное устройство, управление, функциональная схема, натяжение.*

Долговечность тягового органа забойных скребковых конвейеров остается крайне низкой, а затраты энергии на его перемещение велики, что представляет собой проблему. Оба показателя эффективности конвейера улучшаются по мере снижения уровня статических натяжений тягового органа (ТО). При существующем способе монтажного натяжения тягового органа приводом усилия в ТО не контролируются и при случайном характере процесса натяжения могут достигать максимальных значений, определяемых тяговыми характеристиками привода. При переменном характере нагрузок в силовой системе конвейера образовавшееся предварительное натяжение может оказаться для большей части спектра нагрузок чрезмерно высоким, что приводит к неоправданному увеличению уровня натяжений. Возможна и другая крайность – образование слабины в ТО. Это может привести к нарушению нормального функционирования цепного обвода, а при образовании провеса цепей при их сходе с головного привода – к захватыванию и затыгиванию под конвейер горной массы, заштыбовке направляющих, повышенным нагрузкам и даже к заклиниванию ТО.

Решение проблемы снижения и поддержания натяжений на минимальном уровне, при котором еще обеспечивается нормальное функционирование конвейера, возможно посредством гидравлического на-

тяжного устройства (ГНУ), оснащенного телескопической секцией с силовыми гидроцилиндрами. Обычно функции ГНУ, применяемых в ряде отечественных и зарубежных конвейерах, ограничиваются монтажным натяжением ТО, качество которого существенно улучшается, благодаря контролю давления в гидроцилиндрах и бесступенчатому изменению длины ТО без разъединения цепей.

В работах [1-4] обосновывается целесообразность расширения функций гидравлических натяжных устройств, которые, благодаря своим конструктивным возможностям, могут выполнять также оперативную защиту от экстренных перегрузок и регулирование натяжения в рабочем режиме. При этом указывается [3], что в двухприводном конвейере, в случае наделения ГНУ защитными функциями, необходимо каждую приводную станцию оборудовать ГНУ, которое осуществляет оперативную защиту данного привода и набегающей на него ветви ТО от экстренных перегрузок.

Установлено, что непрерывное регулирование натяжения в режиме поддержания минимального натяжения на заданном уровне  $S_{\min 3}$  позволяет повысить срок службы ТО по фактору износа цепей в 1,5...3 раза [4].

Наиболее разработанным является способ автоматического регулирования предварительного натяжения угловых конвейеров, основанный на непрерывном контроле стрелы провеса цепей  $l$  на ветви ТО, сбегаящей с головного привода, и фактического шага цепи на ветви, сбегаящей с хвостового привода [1, 2]. Если в процессе работы натяжение оказывается недостаточным, то в САУ формируется команда на раздвижение гидроцилиндра телескопического рештака, входящего в состав хвостовой приводной станции. Если в САУ с обоих датчиков одновременно поступает сигнал о чрезмерном натяжении цепей, то формируется команда на сдвигение гидроцилиндра. Если же при работе конвейера контролируемые величины находятся в допустимых пределах, то движение поршня гидроцилиндра блокируется. К недостаткам способа следует отнести: 1) конструктивную сложность телеметрических датчиков и необходимость их установки в зоне действия груза; 2) необходимость измерения, интерпретации шага цепи у концевого привода и выделения упругих деформаций пропорциональных усилию натяжения, которые по величине мало отличаются от погрешностей изготовления цепей и их износа по шагу, особенно, как в рассматриваемом случае, в зоне наименьших натяжений ТО; 3) при нулевом провесе ТО на головном приводе и появлении слабины на хвостовом приводе, что возможно при определенной загрузке конвейера, по мере дальнейшего увеличения нагрузок и выборе слабины до заданного уровня происходит «накопле-

ние» предварительного натяжения, которое при меньших нагрузках оказывается излишним.

В работе [2] сообщается еще о двух разрабатываемых способах автоматического регулирования предварительного натяжения. Первый из них основывается на измерениях усилия в опорах вала приводных звездочек и крутящего момента на валу. Сопоставление этих величин в анализирующем устройстве позволяет определять фактические значения усилия в холостой ветви ТО, с учетом которых регулируется ход телескопической секции ГНУ. Второй способ основан на измерениях и сопоставлении текущих значений усилия в опорах приводного вала конвейера и хода поршня гидроцилиндра телескопической секции. Эти величины преобразуются и сравниваются в анализирующем устройстве. Если ход поршня не соответствует рассчитанному на основании усилия в опорах удлинению ТО, то выдается сигнал на перемещение телескопической секции. Очевидно, что идентифицировать усилие в ТО в точке его набегания на приводную звездочку можно только при наличии слабины в точке сбегания с привода. Однако и при выполнении этого условия возможно несоответствие расчетного хода гидроцилиндров действительному удлинению ТО, которое при одном и том же контролируемом значении усилия натяжения может находиться в широких пределах. Это может привести к существенным погрешностям при регулировании предварительного натяжения. Ни один из способов в случае двухприводных конвейеров не позволяет, ввиду недостаточности входной информации, минимизировать натяжения с учетом фактического местонахождения точки тягового контура с минимальным натяжением.

Известен способ автоматического регулирования натяжения ТО посредством ГНУ, расположенным в головном приводе, направленный на поддержание натяжения на заданном уровне  $S_{\min 3}$  [5]. В качестве входных величин САУ принимаются давление в гидроцилиндрах ГНУ, мощности, потребляемые приводами и пр., косвенно определяющие натяжения в характерных точках тягового контура. К недостаткам структурной схемы следует отнести расположение АНУ в головной приводной станции, а также неполную, в случае двухприводного конвейера, информацию о натяжениях ТО вблизи хвостового привода, что при определении закона регулирования вынуждает задаваться сопротивлением движению порожняковой ветви ТО.

Из проведенного анализа следует, что разработанные в настоящее время САУ не способны осуществлять непрерывное регулирование натяжения двухприводных конвейеров, адекватное реальным условиям эксплуатации. Основная причина заключается в том, что при сложившейся практике применения одного ГНУ, информация, поступающая в САУ, не является полной и достоверной. В частности, не учитывается

изменение в процессе работы положения точки тягового контура с минимальным натяжением ТО.

Целью работы является определение закона изменения задающего воздействия в адаптивной системе автоматического управления натяжением тягового органа забойных скребковых конвейеров и построение ее функциональной схемы.

При определении закона изменения задающего воздействия АНУ примем следующие допущения: 1) силы инерции и сопротивления движению приводной станции по направляющим под воздействием ГНУ малы по сравнению с активными силами, действующими на приводную станцию; 2) сопротивление движению порожняковой ветви конвейера  $W_{\text{п}}$  является случайной величиной, которая определяется условиями эксплуатации, в том числе и уровнем натяжений, однако на каждом шаге регулирования, как и входные величины САУ, меняется незначительно; 3) из двух ГНУ, применяемых для оперативной защиты конвейера от экстренных перегрузок, для регулирования натяжения применяется хвостовое ГНУ; 4) ГНУ, входящее в состав головной приводной станции, в рабочем режиме конвейера используется в качестве датчика давления (опорного усилия, действующего на гидроцилиндры).

При транспортировании груза конвейером с двумя приводами, модель которого отражена на рисунке 1, имеют место равенства:

$$S_4 - S_1 = F_{\text{а}}; \quad (1)$$

$$S_2 - S_3 = F_{\text{б}}, \quad (2)$$

где  $F_{\text{г}}$  и  $F_{\text{х}}$  – тяговые усилия, развиваемые, соответственно, головным и хвостовым приводами.

Из выражений (1) и (2) с учетом равенств

$$S_1 = S_3 = S_{\text{min}3} \text{ и } S_4 = S_2 - W_{\text{г}} + F_{\text{а}} \quad (3)$$

следует

$$S_3 - S_1 = W_{\text{г}} - F_{\text{б}}.$$

Отсюда видно, что смена положения точки тягового контура, в которой образуется минимальное натяжение, происходит при выполнении условия

$$F_{\text{х}} = W_{\text{г}}. \quad (4)$$

При  $F_x > W_{\Pi}$  минимальное натяжение образуется в точке 3 тягового контура, а при  $F_x < W_{\Pi}$  – в точке  $\ell$ .

Статика конвейера описывается системой уравнений:

$$W_I = S_2 - S_1;$$

$$S_2 - S_3 = F_x;$$

$$F_x = 10^3 \eta N_x / v; \quad (5)$$

$$S_2 + S_3 = 2S_{\text{ао}} = 2p_x \pi d^2 / 4; \quad (6)$$

$$S_4 - S_1 = F_{\text{а}};$$

$$F_{\text{а}} = 10^3 \eta N_{\text{а}} / v; \quad (7)$$

$$S_4 + S_1 = 2S_{\text{аа}} = 2p_{\text{а}} \pi d^2 / 4, \quad (8)$$

где  $p_x$  и  $p_r$  – измеренные давления в гидроцилиндрах ГНУ хвостового и головного приводов;  $d$  – диаметр поршня гидроцилиндра;  $S_{r_x}$  и  $S_{r_r}$  – усилия, воспринимаемые гидроцилиндрами ГНУ, соответственно, хвостового и головного приводов;  $\eta$  – КПД привода;  $N_x$  и  $N_r$  мощности, потребляемые, соответственно, хвостовым и головным приводами;  $v$  – скорость конвейера.

Определяемое из приведенной системы уравнений сопротивление движению порожней ветви

$$W_I = \pi d^2 (p_x - p_{\text{а}}) / 4 + 10^3 \eta (N_{\text{а}} + N_x) / 2v. \quad (9)$$

Если минимальное натяжение образуется в точке 3, то следует поддерживать соотношение  $S_3 = S_{\text{min } 3}$ . Из условия равновесия приводной станции, находящейся под воздействием тягового органа и ГНУ, которое представляется в виде  $2S_{r_x} = 2S_{\text{min } 3} + F_x$ , с учетом уравнения (5) и равенства  $S_{r_x} = p \pi d^2 / 4$ , где  $p$  требуемое давление, получим

$$p = 4(S_{\text{min } 3} + 10^3 \eta N_x / 2v) / \pi d^2. \quad (10)$$

Если минимальное натяжение образуется в точке 1 ( $F_x < W_{\Pi}$ ), то необходимо поддерживать соотношение  $S_1 = S_{\text{min } 3}$ .

В этом случае из условия равновесия хвостовой приводной станции  $2S_{r_x} = 2S_{\text{min } 3} + W_{\Pi} - F_x$  с учетом уравнений (5), (9) и равенства  $S_{r_x} = p \pi d^2 / 4$  получим

$$p = p_x - p_{\text{а}} + 4(S_{\text{min } 3} + 10^3 \eta N_{\text{а}} / 2v) / \pi d^2. \quad (11)$$

Таким образом, закон изменения задающего воздействия представляется в виде

$$p = \begin{cases} p_0, & \text{àñèè } \ell = 0; \\ 4(S_{\min\zeta} + 10^3 \eta N_x / 2\nu) / \pi d^2, & \text{àñèè } \ell \geq 0 \wedge F_x < W_i; \\ p_x - p_{\bar{a}} + 4(S_{\min\zeta} + 10^3 \eta N_{\bar{a}} / 2\nu) / \pi d^2, & \text{àñèè } \ell \geq 0 \wedge F_x > W_i. \end{cases} \quad (12)$$

Полученные выражения могут быть распространены и на конвейер с одним головным приводом.

Из формулы (12) видно, что в качестве входных величин САУ необходимо применять потребляемые мощности приводов, давления в гидроцилиндрах ГНУ, а в случае регулирования скорости конвейера еще и скорость.

Адаптивность САУ конвейера заключается в автоматическом изменении закона управления на основе текущей информации о появлении провеса ТО и о соотношении величин  $F_x$  и  $W_{пр}$ , т.е. в зависимости от условий эксплуатации.

Функциональная схема беспойсковой адаптивной САУ, позволяющей реализовать требуемый закон управления, представлена на рисунке 1.

Дополнительным источником энергии (рабочего давления  $p_p$ ) для перемещения поршней гидроцилиндров могут служить гидравлическая сеть очистного комплекса или специальный насос. Таким образом, данная САУ является системой непрямого регулирования.

Управление реализуется следующим образом.

На основании задаваемого параметра  $S_{\min\zeta}$  и сигналов, поступающих с датчиков ДП, ДД<sub>г</sub>, ДД<sub>х</sub>, ДМ<sub>г</sub> и ДМ<sub>х</sub>, в задающем устройстве ЗУ согласно принятому закону управления, вид которого может автоматически изменяться в зависимости от условий эксплуатации, формируется задающее воздействие  $p$ .

Приводы конвейера состоят из приводного вала со звездочками ПВЗ, редуктора Р, гидромуфты ГМ и двигателя АД. Положение вала ПВЗ хвостового привода вдоль конвейера и, соответственно, длина тягового контура ТО могут изменяться посредством телескопической секции хвостового ГНУ. В САУ входят датчики давления ДД<sub>г</sub> и ДД<sub>х</sub> в поршневых полостях гидроцилиндров ГЦ<sub>г</sub> и ГЦ<sub>х</sub> головного и хвостового ГНУ, датчик провисания цепи ДП, датчики мощностей ДМ<sub>г</sub> и ДМ<sub>х</sub>, потребляемых головным и хвостовым приводами, задающее устройство ЗУ, автоматический регулятор давления АР.

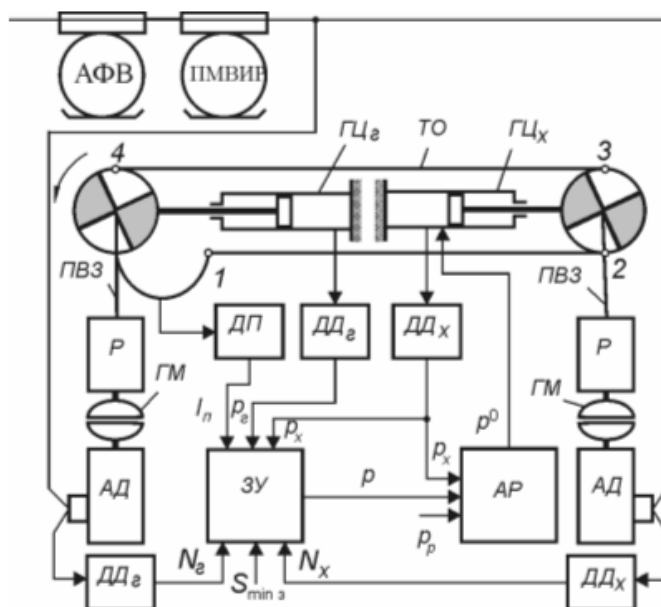


Рисунок 1 – Функциональная схема САУ натяжением тягового органа скребкового конвейера

Сигнал  $p$  сопоставляется в АР с сигналом  $p_x$ , который поступает по каналу обратной связи с датчика давления ДД<sub>х</sub>. По отклонению  $p_x$  от  $p$  осуществляется управление в программном параметрическом режиме давлением в гидроцилиндрах ГЦ<sub>х</sub>, в которые подается давление  $p^0$ , и, таким образом, натяжением ТО в точке 3.

При появлении слабину цепей, что возможно при воздействии случайных факторов, и поступлении в ЗУ сигнала  $z$  ДП САУ обеспечивает безусловное увеличение давления в гидроцилиндрах и перемещение поршней гидроцилиндров до устранения слабину.

Таким образом, определен закон управления натяжением тягового органа забойных скребковых конвейеров и соответствующая функциональная схема адаптивной системы автоматического управления натяжением. Полученные результаты используются при разработке САУ конвейера.

### Библиографический список

1. Вихерс К.П. Автоматическое регулирование предварительного натяжения цепей скребковых конвейеров и струговых установок / К.П. Вихерс // Глюкауф. – 1986. – № 13. – С. 39-42.
2. Армонат Г. Опыт эксплуатации забойных конвейеров с регулятором предварительного натяжения цепей и ДТП-муфтами / Г. Армонат., П. Брыхта, Г.Крегер // Глюкауф. – 1992. – №3. – С. 23-27.
3. Корнеев С.В. Динамика забойных скребковых конвейеров с гидравлическими натяжными устройствами / С.В. Корнеев, В.Ю.



*Доброногова // Сборник научных трудов ДонГТУ - Алчевск, 2009. - № 28. - С. 44-51.*

*4. Регулирование натяжения цепей забойного скребкового конвейера / С.В. Корнеев, В.Ю. Доброногова // Сборник научных трудов ДонГТУ - Алчевск, 2010. - № 30. - С. 41-52.*

*5. Пат. 79260 Україна. Спосіб автоматичного регулювання натягування тягового органа скребкового конвеєра / Корнеев С.В., Ширін Л.Н., Варченко Ю.Е., Плетньов М.В; . опубл. 11.06.07, Бюл. № 8.*

**Филатьев М.В.,**  
**д.т.н. Антощенко Н.И.,**  
**к.т.н. Сятковский С.Л.**  
**(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)**

## **НЕОБХОДИМЫЕ УСЛОВИЯ ОБРАЗОВАНИЯ ПЛОСКОГО ДНА МУЛЬДЫ СДВИЖЕНИЯ ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПОСЛЕ ВЫЕМКИ УГОЛЬНЫХ ПЛАСТОВ**

*Приведені результати теоретичних і експериментальних досліджень; встановлені необхідні умови утворення плоского дна мульди зрушення на земній поверхні та можливості відновлення повного початкового стану подроблених порід (закінчення процесів зрушення і ущільнення).*

**Ключові слова:** *мульда зрушення, земна поверхня, подроблені породи, початковий стан, гірські породи.*

*Приведены результаты теоретических и экспериментальных исследований; установлены необходимые условия образования плоского дна мульды сдвижения на земной поверхности и возможности восстановления полного исходного состояния подработанных пород (окончание процессов сдвижения и уплотнения).*

**Ключевые слова:** *мульда сдвижения, земная поверхность, подработанные породы, исходное состояние, горные породы.*

Знання процесів формування мульди сдвиження земної поверхності і пов'язаного з ними ущільнення подработаних порід після виїмки вугільних пластів необхідно для рішення багатьох завдань гірничого виробництва, захисту об'єктів на земній поверхності, а також визначення ступеня відновлення вихідного природного стану подработаного масиву. Фундаментальні дослідження в цій області [1, 2] були проведені в період часу, безпосередньо пов'язаний з веденням гірських робіт. Згідно діючих нормативних документів тривалість процесів сдвиження порід визначається з урахуванням глибини ведення гірських робіт і швидкості підвигання очистного забоя. Наблюдення припинялися коли сумарні осідання земної поверхності на протязі шістьох місяців не перевищували 10% максимальних, але не більше 30 мм. З іншого боку відомо, що тривалість сдвиження порід над зупинленим очистним забоем може в не-

сколько раз превышать период их сдвигения над движущимся, но процессы уплотнения пород под плоским дном мульды сдвигения земной поверхности ранее практически не изучались. Учитывая изложенное, рассмотрение теоретических основ образования плоского дна мульды сдвигения земной поверхности и экспериментальная их проверка является актуальными не только для угольной промышленности, но и других отраслей хозяйственной деятельности.

Согласно [1] дном мульды сдвигения называют среднюю ее часть, в которой точки земной поверхности имеют наибольшие оседания, причем дальнейшее увеличение площади подработки не приводит к увеличению оседаний этих точек. В общем случае после прекращения очистных работ и окончания процессов сдвигения подработанных пород и земной поверхности разрез в вертикальной плоскости (главном сечении) можно представить схемой (рисунок 1, а). Для наглядности рассмотрения и упрощения расчетов криволинейные проекции полу-мульд заменили прямолинейными отрезками. Возможность такого допущения доказана в работе [3] по результатам обработки экспериментальных данных.

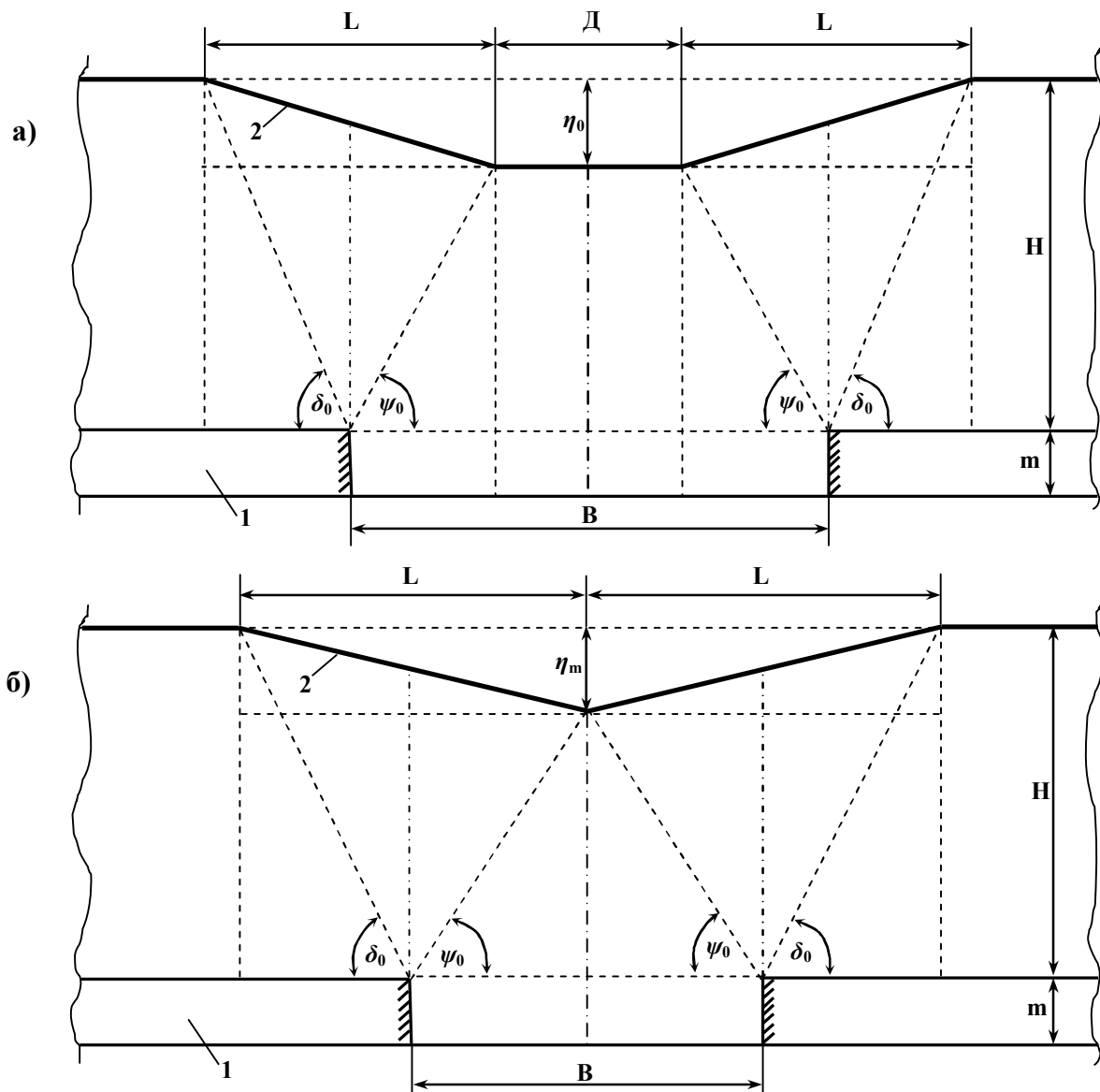
Согласно этой схемы при закончившихся процессах сдвигения и уплотнения пород площадь мульды в главном сечении ( $S_{\eta_0}$ ) должна стремиться к площади сечения вынутаго пласта ( $S_m = B \cdot m$ ). Условием полного восстановления исходного состояния подработанных пород по истечению некоторого периода времени под плоским дном мульды должно быть равенство глубины мульды ( $\eta_0$ ) и мощности разрабатываемого пласта ( $m$ ). Таким образом критерием окончания процессов уплотнения пород под плоским дном мульды сдвигения является близость отношения  $\eta_0/m$  к единице, а для всей мульды (всех зон влияния очистной выработки) аналогичным критерием может служить отношение  $S_{\eta_0}/S_m$ .

Для определения условий, при которых максимальное оседание земной поверхности ( $\eta_m$ ) при неполной подработке достигает значения, равного глубине плоского дна мульды ( $\eta_0$ ) рассмотрели схему (рисунок 1, б).

Учитывая возможность полного восстановления горного давления при неполной подработке земной поверхности [4], площадь мульды в главном сечении ( $S_{\eta_m}$ ) через некоторое время должна достичь значения площади вынутаго пласта ( $S_m$ ). Согласно схемы (рисунок 1, б) определили значения этих площадей:

$$S_{\eta_m} = \eta_m \cdot L = \eta_m \cdot [H \operatorname{ctg} \delta_0 + (H - \eta_m) \operatorname{ctg} \psi_0]; \quad (1)$$

$$S_m = m \cdot B = 2m \cdot (H - \eta_m) \operatorname{ctg} \psi_0. \quad (2)$$



а) – при полной подработке; б) – после образования двух полумульд; 1 – разрабатываемый пласт; 2 – мульда сдвижения на земной поверхности; В – линейный размер очистной выработки; m – мощность разрабатываемого пласта;  $\psi_0$  – угол полных сдвижений;  $\delta_0$  – граничный угол;  $\eta_m$  – максимальное сдвижение земной поверхности;  $\eta_0$  – глубина плоского дна мульды сдвижения; Д – размер плоского дна мульды сдвижения; L – проекция полумульды; Н – глубина ведения очистных работ.

Рисунок 1 – Схемы образования мульд сдвижения земной поверхности после прекращения очистных работ и уплотнения пород

Для упрощения расчетов приняли  $H - \eta_m \approx H$ . Такое допущение возможно исходя из соотношения рассматриваемых величин  $H \gg \eta_m$ . Приравняв после этого правые части уравнений (1 и 2) получили выражение для определения  $\eta_m$ :

$$\eta_m = \frac{2 \cdot m \cdot \operatorname{ctg} \psi_0}{\operatorname{ctg} \delta_0 + \operatorname{ctg} \psi_0}. \quad (3)$$

Исходя из геометрических построений и физического смысла всегда должно соблюдаться соотношение  $\eta_m < m$ . Оно возможно только при условии если  $\psi_0 > \delta_0$ . При  $\psi_0 = \delta_0$  согласно уравнению (3)  $\eta_m = m$ , т.е. такие равенства являются обязательными условиями образования плоского дна мульды сдвижения на земной поверхности и свидетельствуют о восстановлении исходного состояния подработанных пород. После окончания процессов сдвижения и уплотнения пород максимальное оседание земной поверхности  $\eta_m$  при неполной подработке может также равняться глубине мульды сдвижения  $\eta_0$ .

Необходимое условие образования плоского дна мульды сдвижения при равенстве углов ( $\psi_0$  и  $\delta_0$ ) и горизонтальном залегании пласта доказана на примере отработки смежных лав [1]. При наклонном или крутом залегании в это равенство вводится поправка на угол падения.

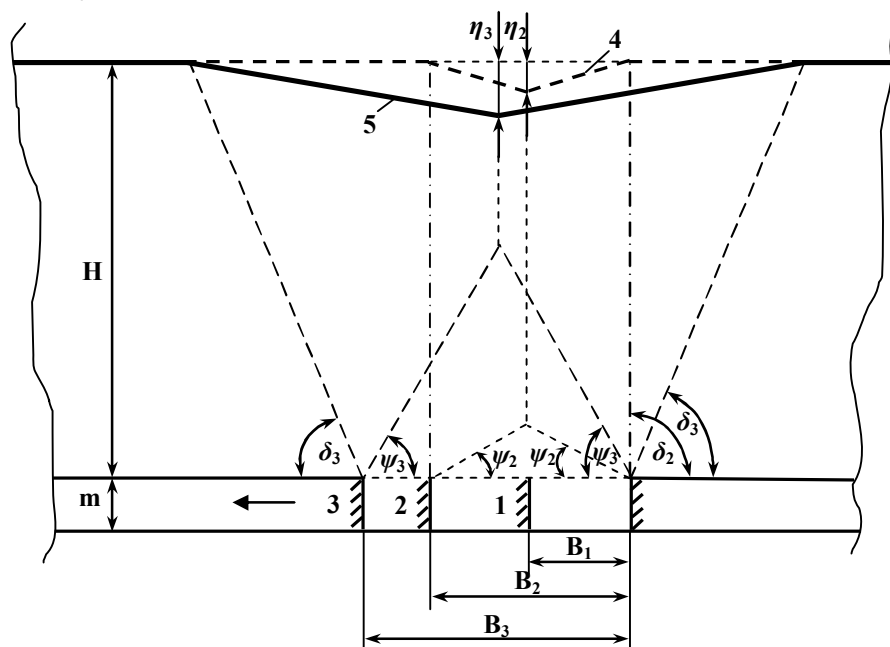
Полученные нами и исследованиями [1] результаты об условиях образования плоского дна мульды сдвижения не соответствуют рекомендациям нормативных документов, согласно которым для всех угольных бассейнов граничные углы значительно превышают углы полных сдвижений. При таком соотношении невозможно образование плоского дна мульды сдвижения. Объясняется это тем, что граничные углы и углы обрушения определялись в шахтных условиях при незакончившихся процессах сдвижения пород и их уплотнения. Изменение соотношения между граничными углами и углами полных сдвижений по мере развития очистных работ приведено на схеме (рисунок 2).

Взаимосвязь углов  $\psi$  и  $\delta$  подтверждается исследованиями [1] по результатам инструментальных наблюдений. На схеме условно показано три стадии развития очистных работ и изменяющееся соотношение между углами  $\psi$  и  $\delta$ :

1. Начало работы очистного забоя до осадки непосредственной и основной кровель. Угол обрушения  $\psi_1 = 0^\circ$ , т.е. он отсутствует, а граничный  $\delta_1$  также еще не сформировался;
2. После осадки основной кровли фактически появляется угол обрушения  $\psi_2$  и сдвижение пород достигает земной поверхности. Граничный угол  $\delta_0$  примерно равен  $90^\circ$ . По мере дальнейшего

развития очистных работ текущие значения углов  $\psi_2$  и  $\delta_2$  соответственно увеличиваются и уменьшаются;

- Угол полных сдвижений достигает практически своего конечного значения для конкретных горногеологических условий ( $\psi_3 = \psi_k$ ), а угол  $\delta_3$  продолжает уменьшаться, но он по прежнему превышает значение  $\psi_3$ .



1 – положение очистного забоя до начала осадки непосредственной и основной кровель ( $\psi_1=0^\circ$ ,  $\delta_1$  – не сформирован); 2 – положение очистного забоя после осадки основной кровли ( $\psi_2>0^\circ$ ,  $\delta_2 \approx 90^\circ$ ); 3 – положение очистного забоя после достижения углом полных сдвижений своего конечного значения ( $\psi_3 = \psi_k$ ,  $\delta_3 < 90^\circ$ , но больше  $\psi_3$ ); 4, 5 – мульды сдвижения на земной поверхности соответственно при положении очистного забоя 2 и 3;  $B_1$ ,  $B_2$ ,  $B_3$  – размеры выработки по мере развития очистных работ;  $\eta_2$ ,  $\eta_3$  – максимальное сдвижение земной поверхности соответственно при размерах очистной выработки  $B_2$  и  $B_3$ ;  $m$  – мощность разрабатываемого пласта;  $H$  – глубина ведения горных работ;  $\leftarrow$  – направление развития очистных работ.

Рисунок 2 – Схема изменения соотношения граничных углов ( $\delta$ ) и углов полных сдвижений ( $\psi$ ) по мере развития очистных работ

Равенство углов  $\psi$  и  $\delta$  возможно только после прекращения очистных работ и уплотнения пород до первоначального состояния.

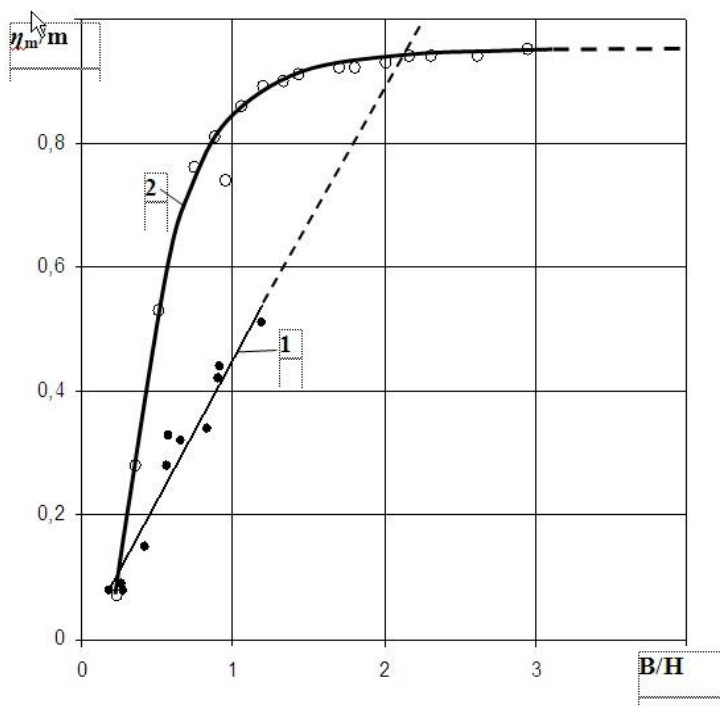
Процессы изменения  $\psi$  и  $\delta$  протекают с различной скоростью. Рост угла  $\psi$  и достижение им конечного значения значительно опережает скорость уменьшения граничного угла  $\delta$ . Можно предположить, что

скорость этих процессов может быть близка между собой в условиях малоустойчивых вмещающих пород, а при наличии прочных пород разница в длительности протекания указанных процессов будет существенной. Это свидетельствует, что до образования плоского дна мульды сдвижения  $\eta_m$  зависит от соотношения углов  $\psi$  и  $\delta$ , которые определяются, в свою очередь, прочностными свойствами вмещающих пород и размерами очистных выработок. Следует отметить, что точность определения граничных углов значительно ниже чем точность определения углов сдвижения.

В большинстве случаев углы сдвижения в расчетах согласно нормативным документам рекомендуется принимать равными  $55^\circ$ , а граничные углы при добыче каменных углей и антрацитов – в пределах  $70-75^\circ$ . Исключение составляют условия Западного Донбасса, для которых граничные углы принимаются не более  $65^\circ$ . Это позволило предположить о возможном образовании плоского дна мульды сдвижения для этого промышленного региона еще на стадии ведения очистных работ на отдельном выемочном участке.

Для проверки указанных предположений произвели обработку экспериментальных данных [5, 6], полученных при выемке пластов с углями марки Г и результаты наблюдений [2, 7, 8] при отработке антрацитовых пластов. Вмещающие породы характеризуются крайне низкими прочностными показателями для углей марки Г и высокими для антрацитов. В первом случае выемка пластов мощностью  $0,91 \div 2,15$  м производилась на глубине  $94 \div 114$  м, во втором мощность пластов составляла  $0,93 \div 1,40$  м, а глубина разработки находилась в диапазоне  $170 \div 1005$  м. Чтобы уменьшить влияние указанных факторов результаты статистической обработки представили на графике (рисунок 3) зависимостями относительных величин  $\eta_m/m$  от В/Н. Значение В/Н характеризует степень подработанности пород при развитии очистных работ. Для одних горногеологических условий эти зависимости характеризуются практически функциональными связями. В диапазоне имеющихся экспериментальных данных при выемке углей марки Г зависимость  $\eta_m/m = f(V/H)$  является криволинейной. Эмпирическое корреляционное отношение составляет  $R=0,96$  с значимостью  $t_R=55,91$  и надежностью  $m_R=0,017$ . При отношении  $V/H > 1,2$  значение  $\eta_m/m$  практически не изменялось при развитии очистных работ. Незначительное увеличение  $\eta_m/m$  очевидно вызвано началом процесса уплотнения пород. Результаты статистической обработки экспериментальных данных, полученные в условиях Западного Донбасса, соответствуют выводам и рекомендациям [1, 2] о достижении полной подработки земной поверхности при  $V/H=1,2 \div 1,4$ . Такие значения критерия степени подработанности пород совершенно не соответствуют условиям выемки антрацитовых пластов,

так как при указанных значениях  $V/H$  зависимость  $\eta_m/m = f(V/H)$  характеризуется прямой, а абсолютное значение  $\eta_m/m$  едва превышает 0,5. Коэффициент парной корреляции этой зависимости равен  $r=0,97$  (значимость  $t_r=71,75$ , а надежность  $m_r=0,017$ ). Это свидетельствует, что при отработке антрацитовых пластов и величине  $V/H=1,2\div 1,4$  развитие очистных работ еще существенно влияет на увеличение значения  $\eta_m/m$ .



○ — экспериментальные данные [5, 6] при отработке пластов с углями марки Г в условиях Западного Донбасса (шахты “Степная” и “Павлоградская”); ● — экспериментальные данные [2, 7, 8] при отработке антрацитовых пластов (шахты “Шахтерская-Глубокая”, “Контарная”, им. Свердлова, им. Войкова, им. Космонавтов); 1 — усредняющая прямая для условий антрацитовых пластов; 2 — усредняющая кривая при отработке пластов с углями марки Г.

Рисунок 3 — Зависимость относительного максимального оседания земной поверхности ( $\eta_m/m$ ) от степени подработанности пород ( $V/H$ ) по результатам статистической обработки экспериментальных данных

Согласно графику (рисунок 3) в условиях отработки антрацитовых пластов полная подработка может достигаться, при сохранении тенденции к прямолинейной зависимости, только при  $V/H=2$ . Если рассматриваемая прямолинейная зависимость при  $V/H>1,2\div 1,4$  перейдет в криволинейную, что с большой вероятностью можно ожидать, то обра-



зование плоского дна мульды сдвижения на стадии ведения очистных работ возможно только при величине  $V/H$  значительно больше двух.

Следует отметить, что экспериментальные данные в условиях Западного Донбасса и антрацитовых пластов, получены как при непрерывном удалении очистного забоя от разрезной печи (шахта “Степная”, “Шахтерская-Глубокая”, “Контарная”), так и дискретном увеличении выработанного пространства на длину очередных обрабатываемых лав (шахты “Павлоградская”, им. Свердлова, им. Космонавтов, им. Войкова). Такая разница в проведении экспериментов не повлияла на тесноту корреляционных зависимостей в одинаковых горногеологических условиях. Это свидетельствует о том, что на стадии ведения очистных работ главным фактором, определяющим величину  $\eta_m/m$ , является размер очистной выработки, а не порядок его достижения (непрерывный или дискретный).

Проведенные теоретические исследования и анализ экспериментальных данных позволили сделать следующие выводы:

– необходимыми теоретическими условиями образования плоского дна мульды сдвижения на земной поверхности являются равенства  $\psi_0=\delta_0$  и  $\eta_m=\eta_0=m$ ;

– восстановление полного исходного состояния подработанных пород (окончание процессов сдвижения и уплотнения) возможно при  $\psi_0=\delta_0$ ,  $\eta_m=m$  и  $S_{\eta_m} = S_m$ ;

– по мере развития очистных работ и после их прекращения изменяется соотношение между  $\psi$  и  $\delta$ . Формирование конечного значения  $\psi$  происходит быстрее по сравнению с  $\delta$ . Рост угла  $\psi$  и достижение конечательной величины происходит на стадии ведения очистных работ, а для  $\delta$  – после их прекращения. Соотношение между  $\psi$  и  $\delta$  зависит от прочностных свойств пород, что в конечном итоге определяет величину  $\eta_m$  на стадии ведения очистных работ;

– условие  $\eta_0=m$  не подтвердилось экспериментальными данными, так как во всех случаях наблюдения проводились при незакончившихся процессах сдвижения и уплотнения пород. Наиболее близкие результаты между экспериментами и теоретическими исследованиями получены для условий Западного Донбасса ( $\eta_m=0,95m$ ). Это свидетельствует о возможности полной подработки при  $V/H \geq 1,2 \div 1,4$ . Для антрацитовых пластов ситуацию, близкую к полной подработке следует ожидать при значениях  $V/H$  более двух;

– при разработке мероприятий по защите объектов на земной поверхности необходимо исходить из условий полного окончания процессов сдвижения и уплотнения пород.

### **Библиографический список**

1. Сдвигжение горных пород при подземной разработке угольных и сланцевых месторождений / [Акимов А.Г., Земисев В.Н., Кацнельсон Н.Н. и др.] - М.:Недра, 1970.- 224 с.

2. Иофис М.А. Инженерная геомеханика при подземных разработках / М. Иофис, А. Шмелев. - М.:Недра, 1985.- 248 с.

3. О соотношении площадей поперечных сечений мульд при активизации сдвигжения пород / Н.И. Антощенко, Р.З. Беглов // Вестник МАНЭБ.- т.7.- №7(55).- Санкт-Петербург.- Алчевск.- 2002.- С. 10-15.

4. О возможности восстановления горного давления при неполной подработке земной поверхности / Г.П. Епишев, И.А. Новичихин // Уголь Украины.- 1981.- №1.- С. 7-8.

5. Ларченко В.Г. Влияние подземной разработки угольных пластов на состояние земной поверхности / В.Г. Ларченко // Вестник МАНЭБ.- №4(12).- Санкт-Петербург.- 1998.- С. 39-41.

6. Опыт подработки автодорожного моста в Западном Донбассе / И.Е. Головчанский, В.С. Мартюшев, Э.Я. Гонский, Ф.И. Мавроди // Уголь Украины.- 1983.- № 12.- С. 36-37.

7. Подработка вертикального ствола в условиях объединения Шахтерскуголь / С.Б. Кулибаба, С.В. Голдин, А.Ф. Крюченков // Уголь Украины.- 1993.- №12.- С. 39-41.

8. Влияние ширины выработанного пространства на активизацию сдвигжения угленосного массива / А.Ф. Борзых, Е.П. Горовой // Уголь Украины.- 1999.- №9.- С. 26-30.

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

## **ДИНАМИКА ГАЗОВОГО ПОТОКА В ПИРАМИДАЛЬНОМ НАСАДКЕ НА ВЕНТИЛЯТОР**

*Надане точне рішення задачі газодинамики, яке може бути використане в питаннях вентиляції.*

**Ключові слова:** вентилятор, диффузор, конфузор, насадок, газовий потік.

*Приведено точное решение задачи газодинамики, которое может быть использовано в вопросах вентиляции.*

**Ключевые слова:** вентилятор, диффузор, конфузор, насадок, газовый поток.

**Постановка проблемы и связь ее с научными и практически-ми заданиями.**

В технологии горного производства, строительстве, металлургии и других отраслях важным вспомогательным процессом является вентиляция помещений и сооружений. Вопросы вентиляции решают, в первую очередь, проблему обеспечения жизнедеятельности людей, безопасности их труда и другие актуальные проблемы.

Насадки на вентилятор (диффузоры и конфузоры) применяют в качестве простых и эффективных средств регулирования параметров воздушных потоков при вентиляции зданий и сооружений, а также в других вопросах техники [1-3].

Важным фактором, влияющим на эффективность этого средства, является правильный выбор его геометрических параметров, который определяется газодинамическими процессами в насадке.

**Анализ последних достижений.**

До настоящего времени расчеты диффузоров и конфузоров базируются на теории элементарной струйки [3], согласно которой рассматривают одномерные движения газа без учета геометрии насадка и граничных условий.

В работах [4,5] рассмотрены некоторые специальные виды пространственных движений газа, в частности конические течения, при

сверх – и гиперзвуковых скоростях движения газовых потоков. Однако их невозможно использовать в изучаемом вопросе.

В работе [6] впервые дано точное решение задачи газодинамики об установившемся движении в конической насадке под воздействием вентилятора.

Диффузоры и конфузоры в виде усеченного конуса применяют преимущественно с осевыми вентиляторами, имеющими круглые нагнетающие отверстия. Для центробежных вентиляторов характерна прямоугольная форма нагнетательных отверстий. В этом случае применяют насадки в виде усеченной пирамиды.

#### **Формулирование целей статьи (постановка задач).**

В данной работе решается задача газодинамики о движении газа в пирамидальном насадке. Задача решается методом использования дополнительного уравнения, облегчающего ее решение [7].

Рассматривается установившееся движение идеального (не вязкого) газа, находящегося в состоянии локального термодинамического равновесия. Существует уравнение состояния газа, в качестве которого принято уравнение Менделеева – Клапейрона:

$$p = R\rho T, \quad (1)$$

где  $p$  - давление;  $\rho$  - плотность газа;  $T$  - абсолютная температура;  $R$  - газовая постоянная.

В декартовой системе координат прямоугольная усеченная пирамида описывается уравнениями:

$$|x| \leq a(1 \pm z/c); \quad |y| \leq b(1 \pm z/c); \quad z \in [0, h], \quad (2)$$

где  $a, b$  – половина длины сторон прямоугольного основания пирамиды;  $h$  – высота усеченной пирамиды;  $c$  – высота фиктивной вершины пирамиды.

Следует отметить, что регулирование параметров потока осуществляют с использованием как расширяющихся (конфузоры), так и сужающихся (диффузоры) насадков. Для диффузора в формулах (2) следует принимать знак „+“, а для конфузоров – знак „-“.

Основным уравнением прикладной газодинамики [3], используемым в расчетах диффузоров и конфузоров, является равенство

$$G = \rho w F = const, \quad (3)$$

где  $w$  – продольная компонента скорости газового потока;  
 $F$  – текущая площадь поперечного сечения насадка.

Величину  $F$  в данном случае, используя (2), можно вычислить по формуле

$$F = 4ab \left( 1 \pm \frac{z}{c} \right)^2 = 4 \frac{ab}{c^2} (c \pm z)^2, \quad (4)$$

Из уравнений (3) и (4) находим продольную компоненту плотности потока

$$\rho w = \frac{Gc^2}{4ab(c \pm z)^2} = \frac{q}{(c \pm z)^2}, \quad (5)$$

где обозначено

$$q = \frac{Gc^2}{4ab}. \quad (6)$$

Полученное уравнение (5), существенно упрощает решение задачи.

Для определения других параметров потока используется основная система уравнений газодинамики [3], включающая уравнение неразрывности и уравнения движения.

Уравнение неразрывности для установившихся движений газа записывается так

$$\operatorname{div}(\rho \vec{V}) = (\rho u)_x + (\rho v)_y + (\rho w)_z = 0, \quad (7)$$

где  $\vec{V}$  – скорость потока;  $u, v, w$  – компоненты скорости в декартовой системе координат;  $(\rho u)_x, (\rho v)_y, (\rho w)_z$  – частные производные компонент вектора плотности потока по координатам.

Векторное уравнение движения можно записать в следующем виде

$$\operatorname{div}(\rho \vec{V} \vec{V}) = -\operatorname{grad} P, \quad (8)$$

где  $\rho \vec{V} \vec{V}$  – тензор Рейнольдса [3], представляющий произведение векторов плотности потока и скорости.

С учетом [7] уравнения движения записываются в проекциях на оси координат

$$\begin{aligned} \rho \vec{V} \cdot \text{grad} \quad u &= -P_x; \\ \rho \vec{V} \cdot \text{grad} \quad v &= -P_y; \\ \rho \vec{V} \cdot \text{grad} \quad u &= -P_x; \end{aligned} \quad (9)$$

где  $P_x, P_y, P_z$  – частные производные давления по координатам.

Система уравнений (7), (9) должна быть проинтегрирована при следующих граничных условиях:

а) условие непроницаемости потока на боковых поверхностях насадка

$$v_n = \vec{V} \cdot \vec{n} = 0, \quad (10)$$

где  $v_n$  – нормальная к боковым поверхностям насадка компонента скорости;  $\vec{n}$  – единичный вектор нормали к боковым поверхностям пирамиды. Вычисляется по формуле

$$\vec{n} = \frac{\text{grad} \quad \hat{O}}{|\text{grad} \quad \hat{O}|}, \quad (11)$$

где  $\Phi(x, y, z) = 0$  – уравнение поверхности.

Используя уравнения (2) и (11), получаем выражения единичных векторов нормали к боковым поверхностям диффузора

$$\vec{n}_1 = \frac{c\vec{i} \pm a\vec{k}}{\sqrt{a^2 + c^2}}; \quad \vec{n}_2 = \frac{c\vec{j} \pm b\vec{k}}{\sqrt{b^2 + c^2}}; \quad (12)$$

где  $\vec{i}, \vec{j}, \vec{k}$  – орты декартовой системы координат.

В формулах (12) знак „+“ принимается при  $x \geq 0, y \geq 0$ , а знак „–“ – при  $x \leq 0, y \leq 0$ . Это же правило и в ниже приведенных формулах для конфузора

$$\vec{n}'_1 = \frac{c\vec{i} \pm a\vec{k}}{\sqrt{a^2 + c^2}}; \quad \vec{n}'_2 = \frac{c\vec{j} \pm b\vec{k}}{\sqrt{b^2 + c^2}}; \quad (13)$$

б) граничное условие для нормальной компоненты скорости потока на входе в насадок (при  $Z=0$ ) задается в следующем виде

$$\begin{aligned} v_n &= \vec{V} \cdot \vec{k} = w_0 \left[ 1 - \left( \frac{x}{a} \right)^2 \right] \cdot \left[ 1 - \left( \frac{y}{b} \right)^2 \right] = \\ &= \frac{w_0}{(ab)^2} (a^2 - x^2)(b^2 - y^2), \end{aligned} \quad (14)$$

где  $w_0$  — нормальная компонента скорости потока в точке  $x=0$ ,  $y=0$ ,  $z=0$ .

Следует заметить, что в данной задаче зависимость нормальной компоненты скорости  $v_n(0)$  от координат  $x$ ,  $y$  на входе в насадок может быть задана и в другом виде. Вариант задания граничных условий не имеет существенного значения.

в) граничное условие для давления на входе в насадок (при  $Z=0$ ) в аналитическом виде задать не представилось возможным. Поэтому, потребуем, чтобы решение удовлетворяло заданным значениям в пяти точках поперечного сечения насадка.

При  $x = 0$ ;  $P = P_0$ ; при  $x = \pm a$ ;  $P = P_1$ ; при  $x = 0$   $P = P_2$ .

$$\begin{array}{lll} y = 0 & y = 0 & y = \pm b \\ z = 0 & z = 0 & z = 0. \end{array} \quad (15)$$

Значения величины  $P_0$ ,  $P_1$ ,  $P_2$  могут быть получены путем замеров давления в указанных точках.

С целью упрощения решения задачи вместо граничного условия (10) будем рассматривать эквивалентное ему граничное условие следующего вида

$$\rho v_n = \rho \vec{V} \cdot \vec{n} = 0 \quad (16)$$

при  $\rho \neq 0$ .

Решая уравнение неразрывности (7) методом разделения переменных, получаем решение, удовлетворяющее граничному условию (16)

$$\rho u = \pm \frac{qx}{(c \pm z)^3}; \quad \rho v = \pm \frac{qy}{(c \pm z)^3}; \quad \rho w = \pm \frac{q}{(c \pm z)^2}. \quad (17)$$

В том, что функции (17) удовлетворяют уравнению (16) с учетом равенств (2), (12) и (13) можно убедиться непосредственной проверкой. Следствием уравнений (17) являются зависимости

$$u = \pm \frac{x}{c \pm z} \cdot w; \quad v = \pm \frac{y}{c \pm z} \cdot w. \quad (18)$$

Принимаем за основную неизвестную продольную компоненту скорости –  $w$ . Используя равенства (17) и (18) в уравнениях движения (9), получаем после преобразований переопределенную систему дифференциальных уравнений в частных производных следующего вида

$$\begin{aligned} \frac{qx}{(c \pm z)^4} \cdot Lw &= -P_x; \\ \frac{qy}{(c \pm z)^4} \cdot Lw &= -P_y; \\ \pm \frac{q}{(c \pm z)^3} \cdot Lw &= -P_z, \end{aligned} \quad (19)$$

где обозначено

$$Lw = xw_x + yw_y \pm (c \pm z)w_z. \quad (20)$$

Решение системы уравнений (19) возможно лишь только при выполнении следующих условий совместности:

$$\begin{aligned} x \left[ \frac{Lw}{(c \pm z)^4} \right]_y &= y \left[ \frac{Lw}{(c \pm z)^4} \right]_x; \quad x \left[ \frac{Lw}{(c \pm z)^4} \right]_y = \pm (c \pm z) \left[ \frac{Lw}{(c \pm z)^4} \right]_x; \\ y \left[ \frac{Lw}{(c \pm z)^4} \right]_z &= \pm (c \pm z) \left[ \frac{Lw}{(c \pm z)^4} \right]_y, \end{aligned} \quad (21)$$

$$Lw = -\frac{(c \pm z)^4 P_x}{qx} = -\frac{(c \pm z)^4 P_y}{qy} = \pm \frac{(c \pm z)^3 P_z}{q}. \quad (22)$$

Системы равенств (21) и (22) представляют собой две системы уравнений в частных производных первого порядка относительно неизвестных функций



$$\frac{Lw}{(c \pm z)^4} \quad \text{и } P.$$

Такие системы уравнений решают методом характеристик [8].

Опуская промежуточные выкладки, получаем решение систем уравнений (21) и (22) в виде двух произвольных функций одной и той же переменной

$$\frac{Lw}{(c \pm z)} = \hat{O}(\lambda); \quad P = \varphi(\lambda), \quad (23)$$

где  $x^2 + y^2 + (c \pm z)^2 = \lambda$  - характеристическая переменная.

В правильности полученного результата можно убедиться непосредственно дифференцированием величин (23).

Сравнивая равенства (21), (22) и (23), заключаем, что необходимо

$$q \frac{Lw}{(c \pm z)^4} = \hat{O}(\lambda) = -2\varphi'(\lambda), \quad (24)$$

где обозначено

$$\varphi'(\lambda) = \frac{d\varphi(\lambda)}{d\lambda}.$$

Удобно в дальнейшем перейти к переменной  $r = \sqrt{\lambda}$ , что не изменит конечный результат.

Уравнение (24) будет иметь решение, если известно давление. Поскольку аналитическая зависимость граничного условия для давления отсутствует, то в первом приближении представим аппроксимацию в виде полинома третьей степени по переменной  $r$ . Коэффициенты полинома определяются из граничных условий (15).

Имеем следующее равенство

$$P = a_1 r + a_2 r^2 + a_3 r^3. \quad (25)$$

Заметим, что давление, описываемое формулой (25), определено с точностью до постоянной, равной давлению в точке  $r=0$ .

Учитывая равенство (25), имеем неоднородное линейное дифференциальное уравнение первого порядка в частных производных относительно продольной компоненты скорости  $w$ . Решение этого уравнения получено методом характеристик в виде суммы частного решения

неоднородного уравнения и общего решения однородного уравнения, удовлетворяющего заданным граничным условиям (14).

Опуская промежуточные выкладки, приведем окончательный результат

$$w = w_1 + w_2, \quad (26)$$

где  $w_1$  — частное решение неоднородного уравнения, определяемого формулой

$$w_1 = (c \pm z)^4 \frac{6a_1c^2(1 - \rho_0^2) + 8a_2c^3(1 - \rho_0^3) + 9a_3c^4(1 - \rho_0^4)}{12qr^4}, \quad (27)$$

где обозначено  $\rho_0 = r/c$ ;

$w_2$  — общее решение однородного уравнения, рассчитываемое по формуле

$$w_2 = \frac{W_0}{(ab)^2} \frac{(a^2 - c^2\mu^2)(b^2 - c^2\eta^2) + 6a_1c^2(p^2 - 1) + 8a_2c^3(p^3 - 1) + 9a_3c^4(p^4 - 1)}{12qp^4}, \quad (28)$$

где обозначено

$$p = \sqrt{1 + \mu^2 + \eta^2}; \quad \mu = \frac{x}{c \pm z}; \quad \eta = \frac{y}{c \pm z}. \quad (29)$$

На основании предыдущего получаем окончательное решение задачи о нахождении скорости потока, оно описывается формулами

$$w = w_1 + w_2; \quad u = \pm \mu w; \quad v = \pm \eta w, \quad (30)$$

где  $w_1$  и  $w_2$  определяются соответственно формулами (27) и (28).

В формулах (30) знак „+“ принимается для конфузора, а знак „-“ - для диффузора.

Используя (5) и (30), вычислим величину, обратную плотности — удельный объем

$$\frac{1}{\rho} = \frac{w}{\rho w} = \frac{(c \pm z)^2 (w_1 + w_2)}{q}. \quad (31)$$

На основании (1), (25) и (31) определим температуру потока

$$T = T_0 + \frac{P}{R\rho} = T_0 + \frac{(c \pm z)^2 w}{Rq} (a_1 r + a_2 r^2 + a_3 r^3), \quad (32)$$

где  $T_0$  - температура в точке  $r = 0$ .

Кроме того, определим температуру заторможенного потока по общеизвестной формуле

$$\tilde{T} = T + \frac{V^2}{2C_p} = T_0 + \frac{(c \pm z)^2 w}{Rq} P + \frac{1 + \mu^2 + \eta^2}{2C_p} w^2, \quad (33)$$

где  $C_p$  – удельная изобарная теплоемкость газа;  $V^2$  - квадрат модуля скорости потока;  $P = a_1 r + a_2 r^2 + a_3 r^3$ .

Таким образом, определены все параметры потока: скорость, давление, удельный объем (плотность) и температура. Задача решена.

#### **Выводы:**

1. Получено точное решение задачи об установившемся движении газа в пирамидальном насадке на вентилятор.

2. Учитывая тот факт, что теорема единственности решения уравнений газодинамики не доказана [3], можно допустить существование и других решений той же задачи.

3. Сравнение полученных зависимостей с выводами элементарной теории предмета [3], показывает, что утверждение этой теории не всегда верно. В частности, утверждение, что дозвуковой поток в диффузорах замедляется, а в конфузорах – ускоряется, не подтверждается результатами решения задачи.

4. Существенным отличием полученного решения от решений, данных в теории конических течений [5] является то, что в нашем случае установлены зависимости искомых величин от радиуса в сферической системе координат с центром в фиктивной вершине пирамиды, тогда как коническими течениями, по определению, считаются такие, которые не зависят от радиальной координаты.

5. Установлено некоторое сходство результатов задач для конических [6] и пирамидальных насадков. Сходство результатов заключается в том, что в обоих случаях давление является функцией только одной

характеристической переменной – радиуса сферической системы координат с центром в фиктивной вершине конуса или пирамиды.

6. На примерах решения задач для конических и пирамидальных насадков доказана эффективность метода [7] решения нелинейных дифференциальных уравнений в частных производных газодинамики.

### **Библиографический список**

1. Батурин В.В. Вентиляция / В.В. Батурин. – М. : Госстройиздат, 1959. – 287 с. – Библиогр. : с. 282-285.

2. Аэрология горных предприятий : [учебник для студентов горных специальностей] / К.З. Ушаков, А.С. Бурчаков, Л.А. Пучков, И.И. Медведев. – М. : Недра, 1987 – 421 с. – Библиогр. : с. 415 -419.

3. Сергель О.С. Прикладная гидрогазодинамика : учебник [для студ. высших учебн. завед.] / Олег Сергеевич Сергель. – М.: Машиностроение, 1981. – 374 с. – Библиогр. : с. 366- 370.

4. Никольский А.А. Некоторые точные решения уравнений пространственных течений газа : [сборник теоретич. работ по аэродинамике] / Никольский А.А. – М. : Оборонгиз, 1957. с. 27-33.- Библиогр. в конце разд. и в тексте.

5. Булах Б.М. Нелинейные конические течения газа / Борис Михайлович Булах ; [ред. совет : Розальская Н.И (председатель) и др.]. – М. : Наука, 1970 . - 344 с. – Библиогр. с. 329- 343.

6. Бурцев Г.Г. Геометрическое воздействие на газовый поток : *технічні науки* / Г.Г. Бурцев, В.Н. Мусиенко. – Луганск, : Луганский нац. аграрн. универ. , 2009. – 122 с. : - ( *Науковий вісник ЛНАУ ; вип. 3, с. 64-72*). – Библиогр. в конце ст.

7. Мусиенко В.Н. Решение универсальных уравнений механики сплошной среды: материалы междунар. научн. – практ. конф. [«Антропогенные проблемы биосферы»], (Луганск - Алчевск, 11-14 сент. 2004 г.)/ М-во образования и науки, Луганск, гос ун-т им. Т.Г. Шевченка ; вып. 4 / отв. Ред. А.Д. Буянов. – Луганск : Биосфера, 2004. – с. 110 – 117. – Библиогр. в конце ст.

8. Эльсгольц Л.Э. Дифференциальные уравнения и вариационное исчисление / Лев Эрнестович Эльсгольц ; [ред. Совет : Тихонов А.Н. (председатель) и др.] – М. : Наука, 1969.- 324 с. - Библиогр. в подстрочн. примеч.

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

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

## **ОЦЕНКА ЭФФЕКТИВНОСТИ СХЕМ УПРОЧНЕНИЯ НЕУСТОЙЧИВОЙ КРОВЛИ В ЛАВЕ КОМБИНИРОВАННЫМИ СПОСОБАМИ**

*Наведені результати досліджень впливу комбінованих схем зміцнення на напружений стан покрівлі в лаві.*

**Ключові слова:** *комбіновані схеми зміцнення, зони втрати стійкості, еквівалентні напруження.*

*Приведены результаты исследований влияния комбинированных схем упрочнения на напряженное состояние кровли в лаве.*

**Ключевые слова:** *комбинированные схемы упрочнения, эквивалентные напряжения, зоны потери устойчивости.*

Для сохранения темпов подвигания очистных забоев, снижения себестоимости добываемого угля и повышения безопасности ведения работ на участках с неустойчивыми породами, а так же в местах геологических нарушений необходимо применение технологии упрочнения кровли. На шахтах Донбасса наибольшее распространение получили два прогрессивных способа: нагнетание скрепляющих составов и химическое анкерование неустойчивой кровли. Область применения первого способа - мощность неустойчивого слоя кровли более 0,8 м и трещиноватости кровли  $q > 4$  шт/м [1], второго - трещиноватые породы, расстояние между трещинами которых больше 0,25 м ( $q < 4$  шт/м) [2]. В условиях неоднородной неустойчивой кровли, а так же при трещиноватости  $q = 4 - 6$  шт/м, являющейся граничной для обоих способов упрочнения, применения одного из них может оказаться недостаточным для предотвращения вывалообразования. В этом случае более целесообразно использование технологии комбинированного упрочнения кровли в лаве. Кроме нагнетания и химанкерования для упрочнения неустойчивой кровли очистного забоя применяются еще два способа - набрызг составов на поверхность вывала и заполнение пустот над крепью. Эти способы не нашли широкого применения как самостоятельные, а применяются лишь в сочетании с основными способами упрочнения. Анализ литературных источников показал, что недостаточно изучено влия-

ние комбинированных способов упрочнения на состояние кровли в ла-  
ве, особенно неоднородного строения.

Цель работы - оценить эффективность упрочнения кровли в лаве  
комбинированными способами.

Объект исследования - технология комбинированного упрочнения  
неустойчивой кровли в лаве.

Предмет исследования - устойчивость кровли в лаве, упрочненной  
комбинированным способом.

Критерий эффективности - отсутствие зоны потери устойчивости  
кровли, уменьшение ее размеров или изменение места расположения,  
при которых предотвращается образование вывала из кровли.

Для исследования напряженного состояния кровли в окрестности  
очистного забоя решена объемная задача с использованием МКЭ [3].

На рисунке 1 представлены схемы (вид со стороны забоя) вариан-  
тов комбинированного способа упрочнения в зависимости от трещино-  
ватости  $q$  и степени неоднородности неустойчивой кровли.

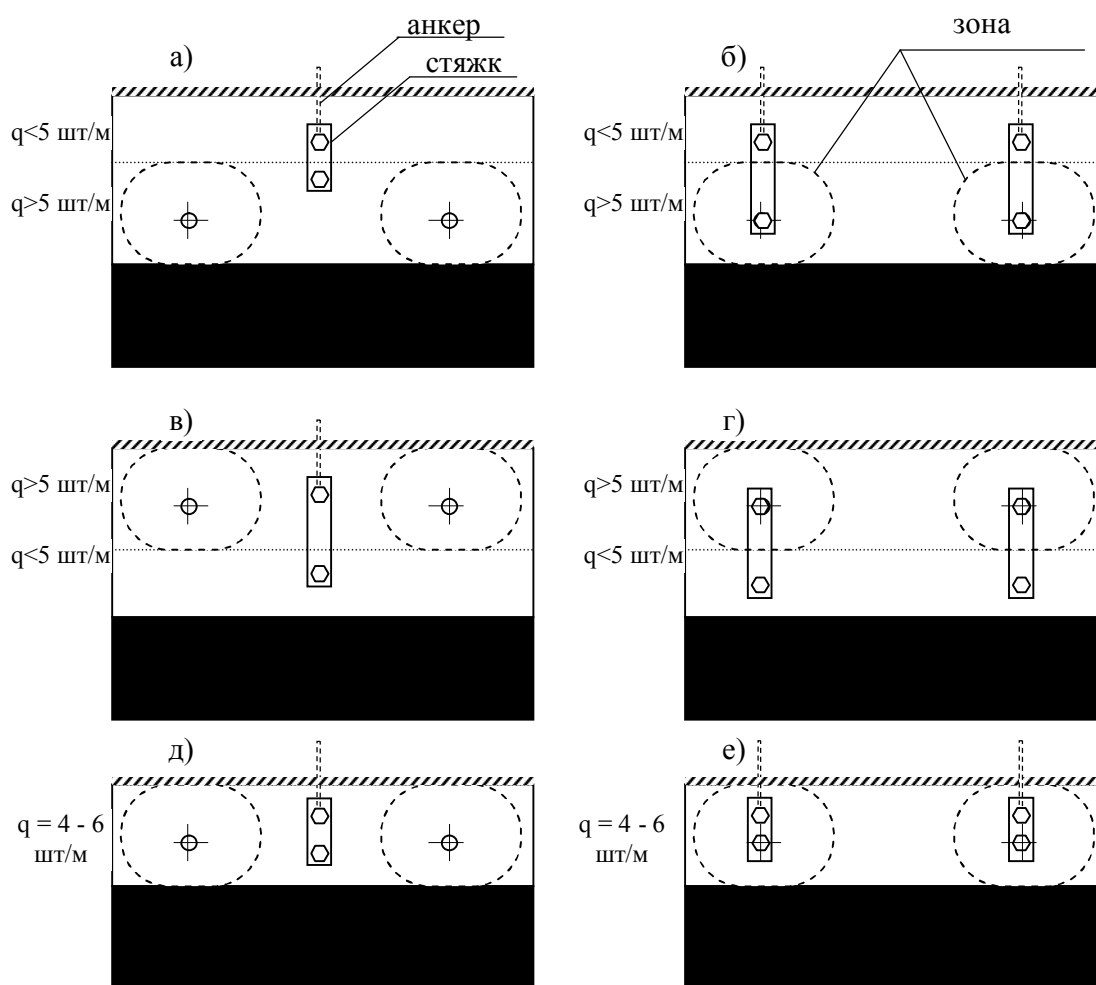


Рисунок 1 - Схемы вариантов комбинированных схем упрочнения: а-г -  
при неоднородной кровле; д, е - при однородной кровле

Задачи решались для следующих условий: высота вывала 1,6 м, расстояние между шпурами для нагнетания - 1,8 м. Мощность нижнего слоя неустойчивой кровли - 0,9 м.

Необходимо оценить влияние неоднородности структуры неустойчивой кровли, а так же каждого способа на состояние кровли. Анализ всех схем упрочнения проведен на основании эквивалентных напряжений, принятых как критерий устойчивости кровли. Для этого анализировались следующие сечения: вертикальное сечение перпендикулярно линии очистного забоя по шпуру нагнетания (А-А); вертикальное сечение перпендикулярно линии очистного забоя в неупрочненной зоне (Б-Б); горизонтальное сечение в плоскости шпуров нагнетания (В-В); вертикальное сечение параллельно линии очистного забоя через границу герметизации (Г-Г).

На рисунке 2 приведены изополя эквивалентных напряжений при неоднородной кровле (нижний слой  $q > 5$  шт/м) и упрочненной только нагнетанием составов.

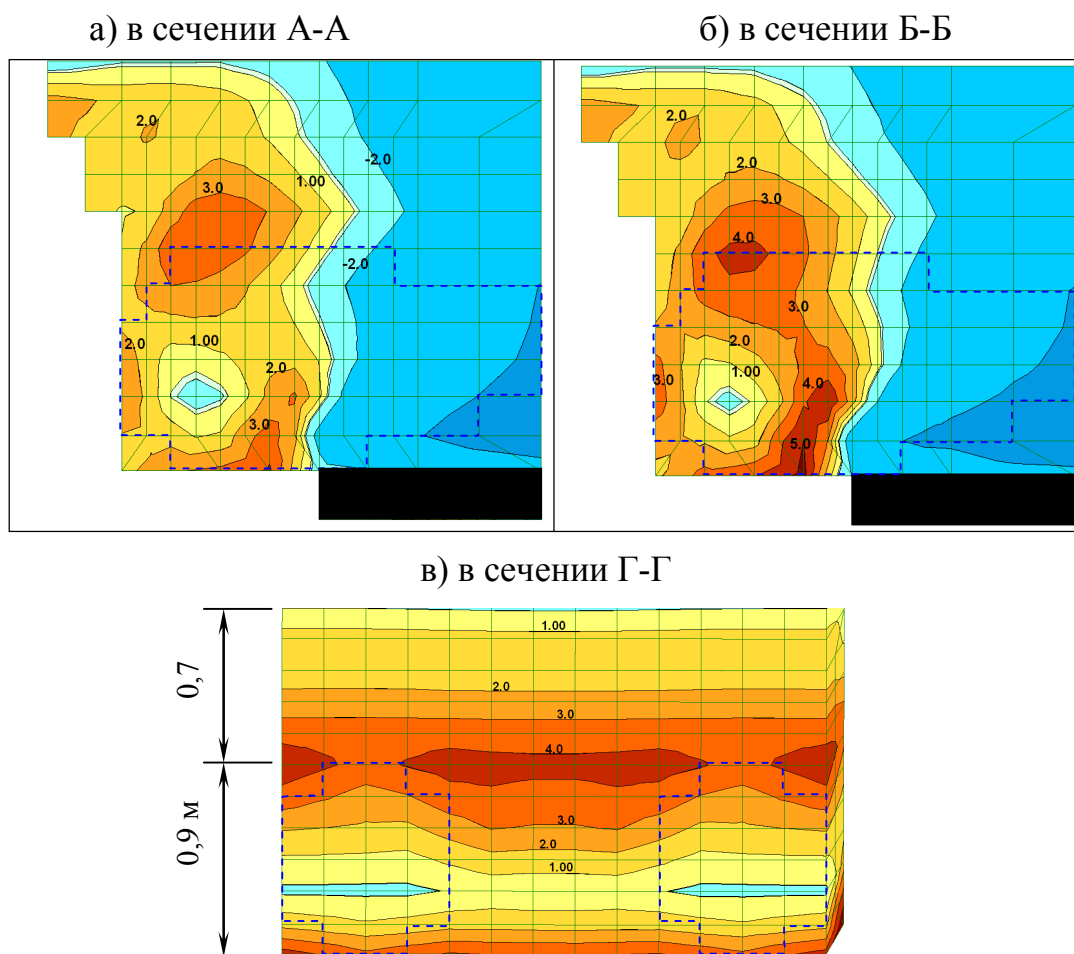


Рисунок 2 - Изополя эквивалентных напряжений при неоднородной кровле, упрочненной нагнетанием составов

Из рисунка 2 видим, что в упрочненных зонах, очерченных пунктирными линиями, эквивалентные напряжения меньше критической величины (4 МПа), а на границе двух слоев кровли, различных по трещиноватости, образуется зона потери устойчивости (изолиния 4 МПа на рисунке 2в).

Дополнительной установкой анкеров решают две задачи: удерживать нарушенные породы от обрушения; уменьшить размеры зон потери устойчивости.

На рисунке 3 представлены изополя эквивалентных напряжений при применении комбинированного способа упрочнения по схеме 1-а.

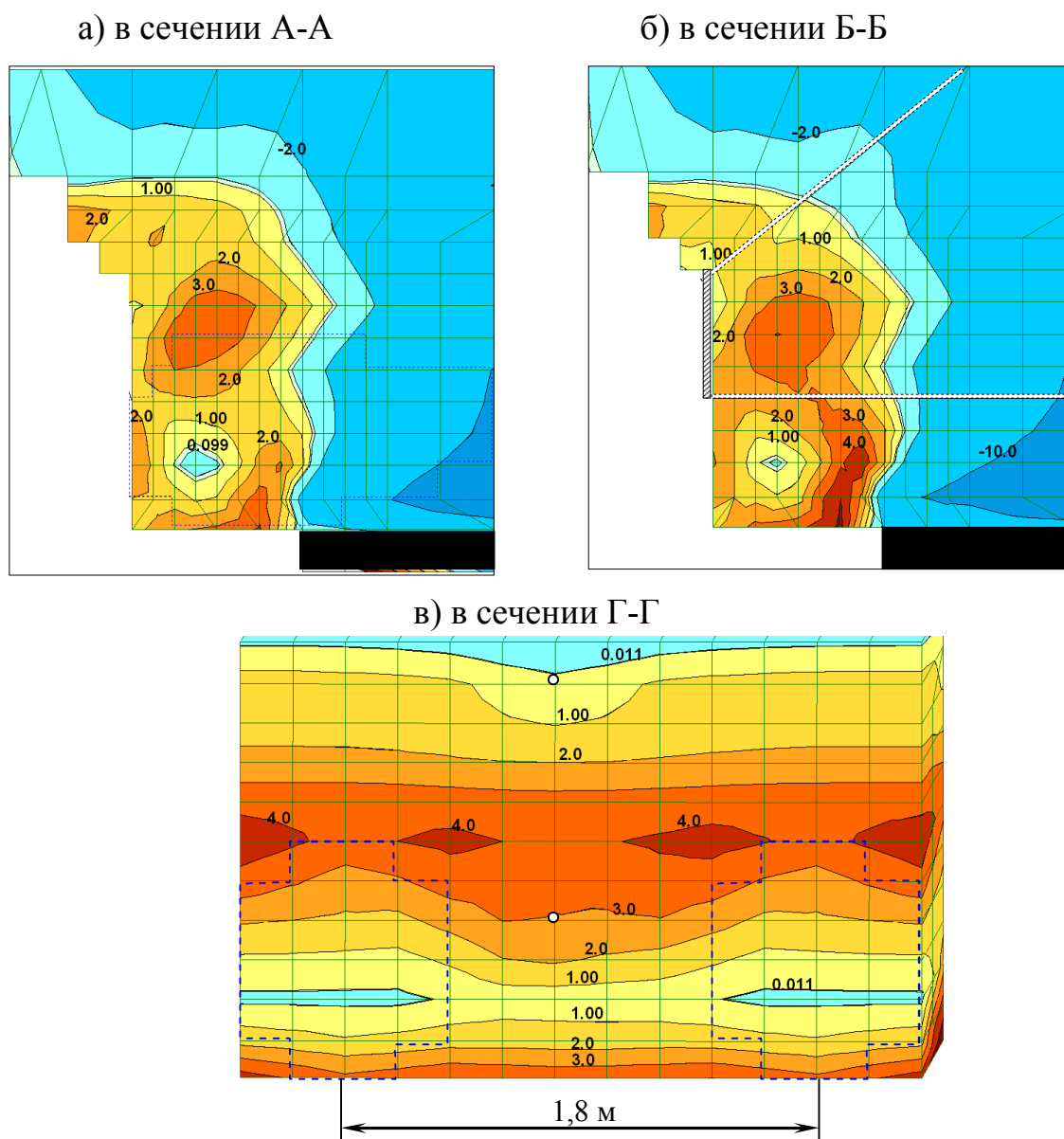


Рисунок 3 - Изополя эквивалентных напряжений при комбинированном способе упрочнения по схеме 1-а



Зоны потери устойчивости наблюдаются только у границ упрочненной кровли и отсутствуют в районе влияния анкеров, что хорошо видно из рисунка 3в. При таком распределении напряжений вывал не произойдет.

На рисунке 4 приведены изополя эквивалентных напряжений при снятой полосе угля в сечении Г-Г для схемы 1-б.

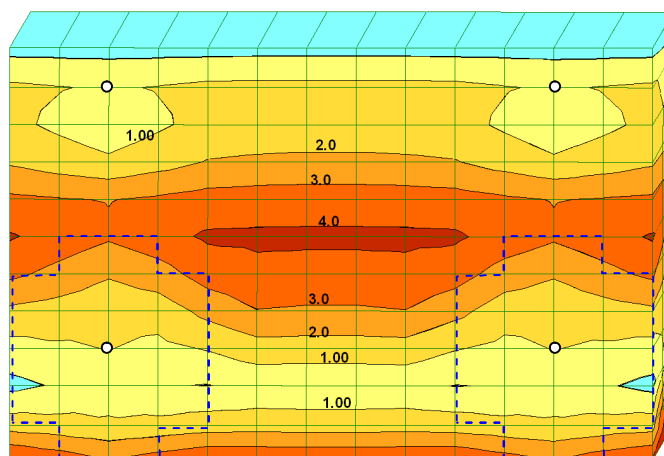


Рисунок 4 - Изополя эквивалентных напряжений в сечении после снятия полосы угля при комбинированном способе упрочнения по схеме 1-б

Схема 1-б не эффективна, так как зона потери устойчивости пород между упрочненными нагнетанием составов зонами практически не изменилась.

Далее рассмотрена схема 1-в. Эта схема применяется при сильно трещиноватой кровле, расположенной в верхней части неустойчивой кровли. На рисунке 5 приведены изополя эквивалентных напряжений в характерных сечениях после снятия полосы угля.

В нижней части образуется большая зона потери устойчивости, т. е. возможно ее обрушение. В связи с незначительной шириной зоны по направлению подвигания лавы возможно образование трещин. Для предотвращения обрушения дополнительно применяют анкерование кровли. При этом, нижний анкер соединяет разрушенные породы, а верхний удерживает от обрушения всю кровлю.

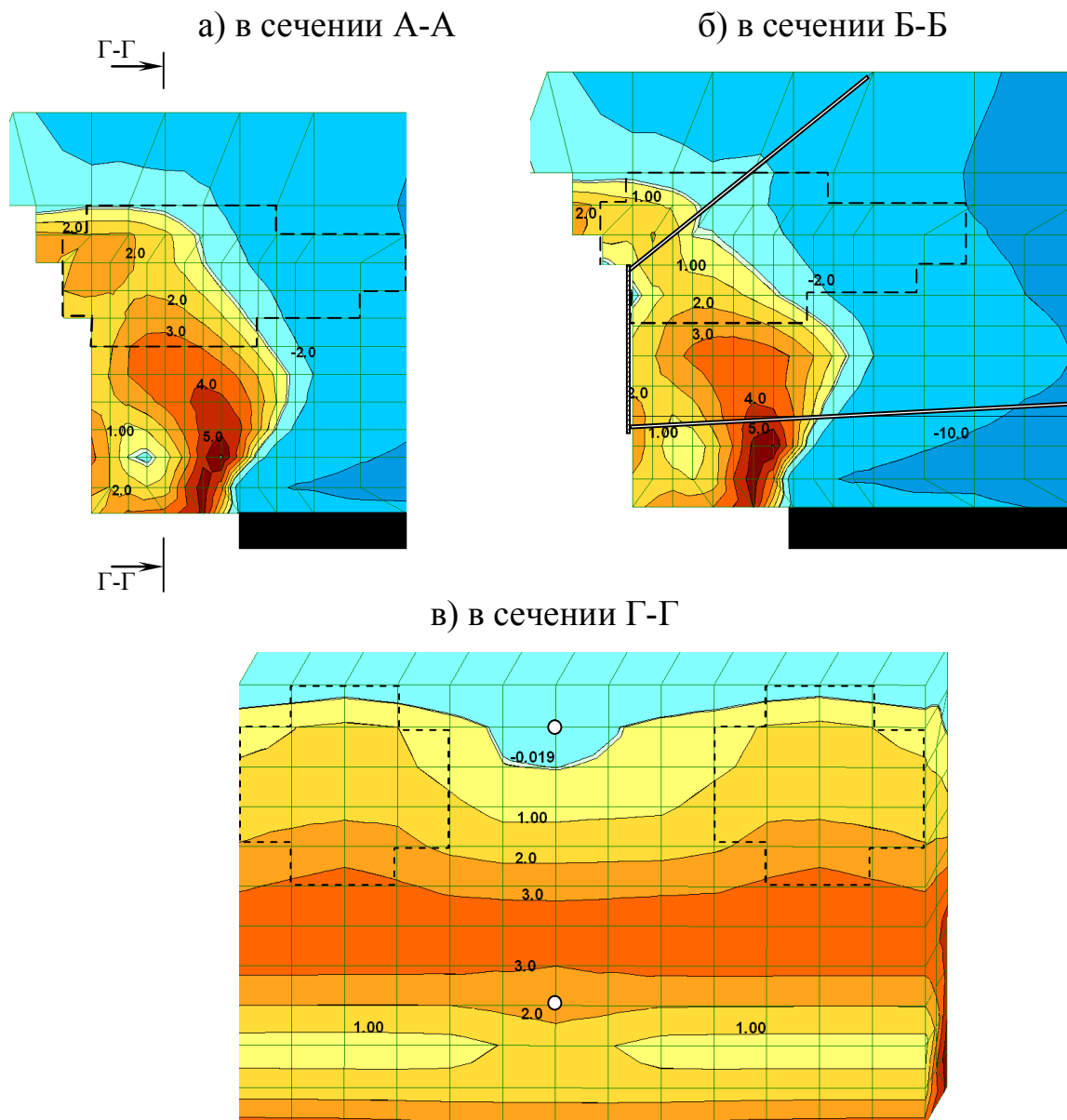


Рисунок 5 - Изополя эквивалентных напряжений после снятия полосы угля при комбинированном способе упрочнения по схеме 1-в

Следующим этапом рассмотрена задача комбинированного упрочнения кровли 1-г. На рисунке 6 представлены изополя напряжений, полученных для этой схемы, где зона потери устойчивости (4 МПа) расположена в нижней части кровли. В этом случае возможно вывалобразование, следовательно эта схема не эффективна.

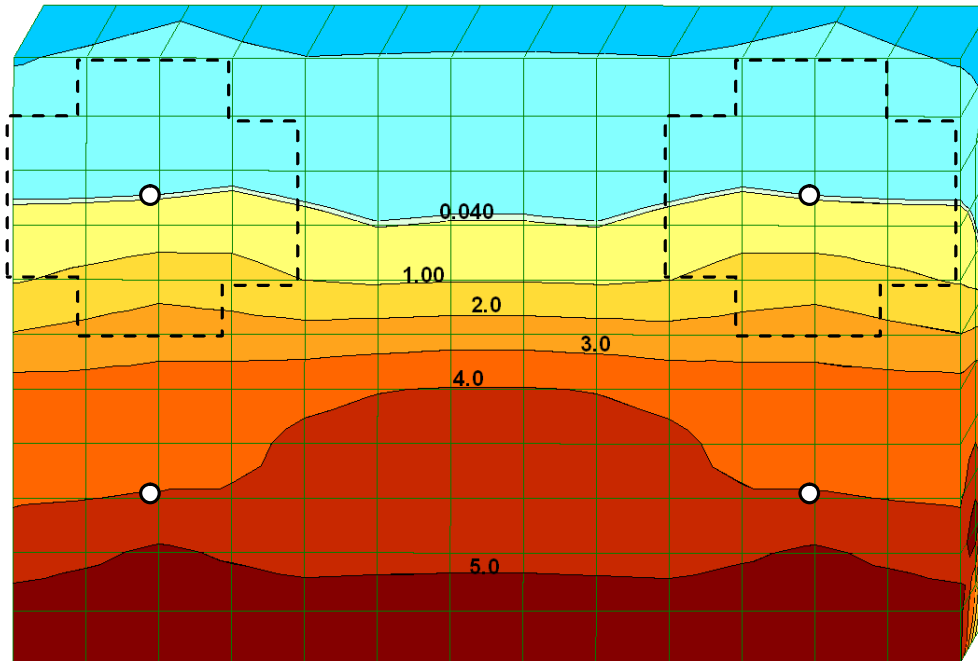


Рисунок 6 - Изополя эквивалентных напряжений в сечении после снятия полосы угля при комбинированном способе упрочнения по схеме 1-г

Исследование распределение эквивалентных напряжений для схемы 1-д проводилось для условий: высота вывала - 1 м, расстояние между шпурами для нагнетания - 2,8 м, трещиноватость неустойчивой кровли  $q = 5$  шт/м. Результаты представлены на рисунке 7.

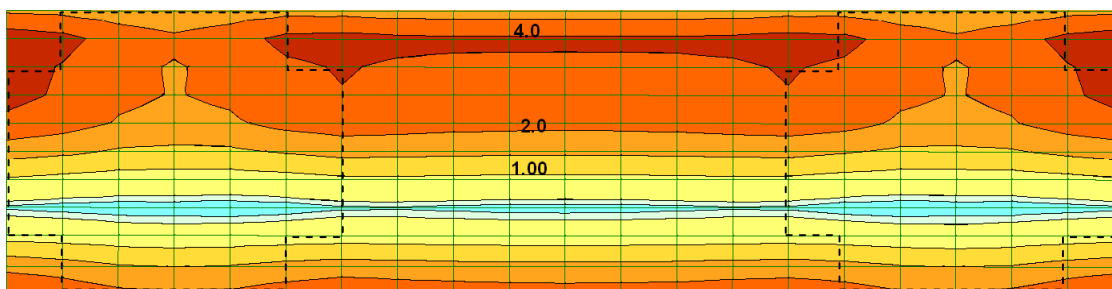
При применении только нагнетания (рисунок 7а) в верхней части упрочняемой кровли образуется зона потери устойчивости. При дополнительной установке двух анкеров между областями упрочнения зона потери устойчивости разбивается на более мелкие части, в связи с чем состояние кровли значительно улучшается (рисунок 7б).

В случае дополнительной установки одного анкера, состояние кровли так же улучшается за счет уменьшения зон потерь устойчивости (рисунок 7в).

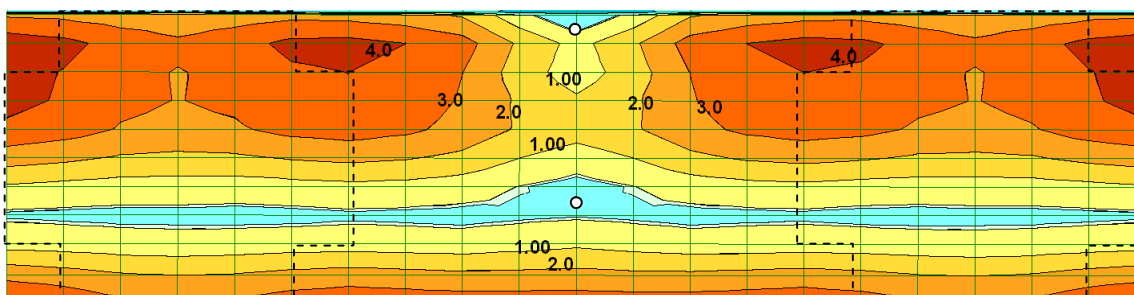
Анализ эквивалентных напряжений для схемы 1е показал, что данная схема не эффективна, в связи с большой зоной потери устойчивости, образовавшейся между зонами упрочнения.

Проанализируем результаты для всех схем упрочнения. В нарушенном слое кровли образуются 2 зоны потери устойчивости: 1- в верхней части вывала, на границе раздела неустойчивой и устойчивой кровли; 2 - в нижней части кровли пласта, вблизи забоя выемки.

а) только нагнетание



б) верхний + нижний анкер



в) нагнетание + верхний анкер

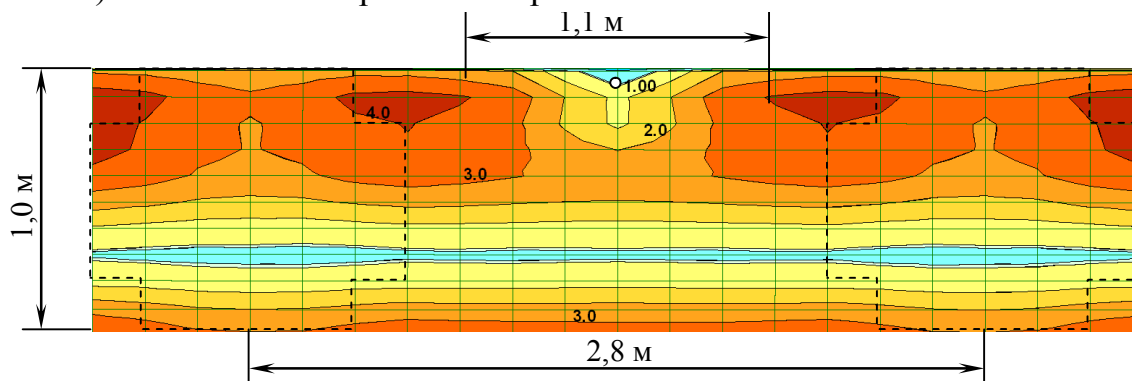


Рисунок 7 - Изополя эквивалентных напряжений для схемы 2-д после снятия полосы угла

При применении нагнетания составов верхняя зона потери устойчивости уменьшается, но не исчезает полностью. В случае применения дополнительного анкерования эта зона разбивается на более мелкие части, что значительно улучшает состояние кровли. Дальнейшими исследованиями установлено, что уменьшения расстояния между шпурами для нагнетания до 2 м с применением дополнительного анкера практически приводит к исчезновению этих зон. Характерной особенностью схемы является то, что устойчивость кровли достигается уже при установке только верхнего анкера. Применение двухрядной установ-

ки анкеров хотя и улучшает состояние кровли, но в отдельных случаях приводит к излишним затратам.

Комбинированная технология упрочнения нагнетанием и анкерованием неустойчивой кровли опробована в 5-бис западной лаве пласта  $l_6$  ГОАО «шахты Белореченская». Горно-геологические условия следующие: мощность пласта 1,6 м, высота вывала 1,4 м. На основании предварительного исследования трещиноватости кровли, осуществляемой прибором ВОТ, а так же сейсмоакустической активности звуковых волн при бурении, измеренных прибором ПСЛ-2 установлено, что проницаемость пород находится на верхней границе области применения нагнетания скрепляющих составов и на нижней - для химического анкерования, т.е. в данных условиях необходимо применение технологии комбинированного упрочнения неустойчивой кровли по схеме 1г. На основании полученных результатов замеров пустотности и трещиноватости кровли определены основные параметры нагнетания составов в кровлю: расход состава  $q = 25$  л/шп, расстояние между шпурами 2,0 м; анкерования: расстояние между анкерами вдоль лавы - 2 м. Проверка устойчивости кровли 5-бис лавы дала положительные результаты, за время проверки на упрочненном участке кровля не обрушалась.

#### **Выводы:**

- схема комбинированного упрочнения нагнетанием составов с анкерами, расположенными между зонами упрочнения более эффективна, чем схема с установкой анкеров в зоне упрочнения нагнетанием для однородного и неоднородного строения кровли;
- при упрочнении комбинированным способом однородной кровли с трещиноватостью  $q = 4 - 6$  шт/м в отдельных случаях достаточно установки только верхних промежуточных анкеров.

Направления дальнейших исследований: обоснование параметров технологии комбинированного упрочнения неустойчивой кровли в очистном забое на основе упрочнения нагнетанием составов и анкерованием.

#### **Библиографический список**

1. *Руководство по упрочнению неустойчивых горных пород и угля нагнетанием пенополиуретанового состава.* - М.: Ин-т горн. дела им. А.А. Скочинского, 1988. - 28 с.
2. *Методическое руководство по укреплению угленородных массивов химическим анкерованием / ИГД им. А.А. Сочинского.* - М.: 1987. - 39 с..
3. *Кизияров О.Л. Модель для исследования параметров технологии комбинированного упрочнения кровли в лавах// Сборник научных трудов.* - Алчевск: 2004, вып. № 18. - С. 87 - 91.

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

*Шабельников С.И.  
(Краснодонский факультет ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ОЦЕНКА СТЕПЕНИ ИЗМЕНЕНИЯ ТЕКТОНИЧЕСКОЙ НАРУШЕННОСТИ ГОРНЫХ ПОРОД КРАСНОДОНСКОГО УГЛЕНОСНОГО РАЙОНА ПО ДАННЫМ ГЕОЛОГОРАЗВЕДОЧНЫХ СКВАЖИН**

*Стаття присвячена вивченню дефектів щільності гірських порід Краснодонського геолого – промислового району, розташованому в північній зоні мілкої складчастості Донбасу, за даними геологорозвідувальних свердловин. Показана закономірність зміни кількості і потужності зон дроблення з глибиною, що надає можливість прогнозування порушеності вугленосного масиву і її інтенсивності з глибиною, а також наявність малоамплітудних диз'юнктивних порушень в підземних гірничих виробках.*

**Ключові слова:** *малоамплітудні тектонічні розриви, тектонічна порушеність, дефекти щільності, геофізичні дослідження.*

*Статья посвящена изучению дефектов плотности горных пород Краснодонского геолого – промышленного района, расположенного в северной зоне мелкой складчатости Донбасса, по данным геологоразведочных скважин. Показана закономерность изменения количества и мощности зон дробления с глубиной, что позволяет прогнозировать нарушенность угленосной толщи и ее интенсивность с глубиной, а также наличие малоамплитудных дизъюнктивных нарушений в подземных горных выработках.*

**Ключевые слова:** *малоамплитудные тектонические разрывы, тектоническая нарушенность, дефекты плотности, геофизические исследования.*

**Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.**  
В связи с сокращением количества угледобывающих предприятий, наблюдается тенденция к увеличению темпов проведения подготовительных выработок и нагрузок на очистные забои. Это обстоятельство, в свою очередь, ведет к повышению требований угольной промышленности к точности и надежности геологоразведочных данных, особенно по вопросам прогнозирования нарушенности пород угленосной толщи.

В этой связи знание количественных закономерностей изменения тектонической нарушенности угленосной толщи с глубиной, амплитуд разрывных нарушений как по простиранию, так и по падению сместите-

лей имеет большое теоретическое и практическое значение, дает возможность шахтной геологической службе более обоснованно прогнозировать местоположение и характер изменения амплитуд разрывов на проектируемых к отработке площадях.

**Анализ последних достижений и публикаций.** Вопрос о количественных характеристиках изменения амплитуд разрывных нарушений Донбасса, в частности, в Краснодонском геолого-промышленном районе изучен недостаточно полно [1,2]. Оценка степени изменения тектонической нарушенности пород угленосной толщи с глубиной по данным геологоразведочных скважин в Краснодонском геолого-промышленном районе ранее не проводилась.

Отсутствие исчерпывающей информации о малоамплитудных тектонических нарушениях в отчетах по результатам геологоразведочных работ не позволяет достоверно определить местоположение разрывных нарушений при составлении горно-геологического прогноза на проектируемый участок отработки угольного пласта. Отчасти это связано с тем, что при интерпретации каротажных диаграмм геологоразведочных скважин не уделяется должного внимания выделению зон дробления (дефектов плотности) горных пород мощностью до десяти метров [3]. Недостаток информации о малоамплитудных тектонических нарушениях может привести к следующим негативным факторам:

- внезапным выбросам угля и газа;
- осложнению ведения очистных и подготовительных работ;
- резкому снижению производительности труда.

Для достоверного выделения зон малоамплитудных геологических нарушений с целью обеспечения безопасного ведения горных работ оценка степени изменения тектонической нарушенности пород угленосной толщи с глубиной по данным геологоразведочных скважин была проведена в Алмазно-Марьевском и Селезневском геолого-промышленных районах [4]. Однако, результаты исследований в этом направлении по одиночным районам не могут предоставить объективной информации о закономерностях формирования малоамплитудных дизъюнктивных тектонических нарушений в пределах всего северного Донбасса. В этой связи оценка изменения степени тектонической нарушенности угольных пластов и вмещающих горных пород с глубиной приобретает особую важность для планирования и безопасного ведения очистных и подготовительных горных работ.

Особую роль в вопросе о механизме образования складчатых структур северного Донбасса играет рассмотрение этой проблемы с точки зрения тектоники плит. При исследовании тектоники в пределах Донбасса разными авторами выделены качественно разные региональные структурные области (районы, зоны). Однако, ими не учитывалось, что эти регио-

нальные структурные области являются составными частями одной геоструктурной единицы – Донбасса и, следовательно, образованы действием единых глобальных геодинамических процессов. В последние годы изучение генезиса дислокаций (от микро- к макро), их количественного распределения по площади и в объеме, образование их на основе единой модели развития Донбасса проводилось отдельными авторами [5,6], но без акцента на направленность дислоцирующих усилий, характерных для Краснодонского геолог – промышленного района.

**Постановка задачи.** Основной целью настоящей работы являлась оценка степени изменения тектонической нарушенности пород угленосной толщи Краснодонского геолого-промышленного района с глубиной по данным геофизических исследований в геологоразведочных скважинах с целью получения информации о закономерностях изменения интенсивности тектонической нарушенности с глубиной, а также с целью проверки этих закономерностей по результатам, полученным при изучении особенностей малоамплитудной тектоники Краснодонского угленосного района в горных выработках угледобывающих предприятий [2].

**Представление основного материала исследования.** Оценка уровня тектонической нарушенности и изменения его с глубиной производилась согласно методике выделения дефектов плотности горных пород в геологоразведочных скважинах [3], которая включает в себя интерпретацию аномальных значений на диаграммах:

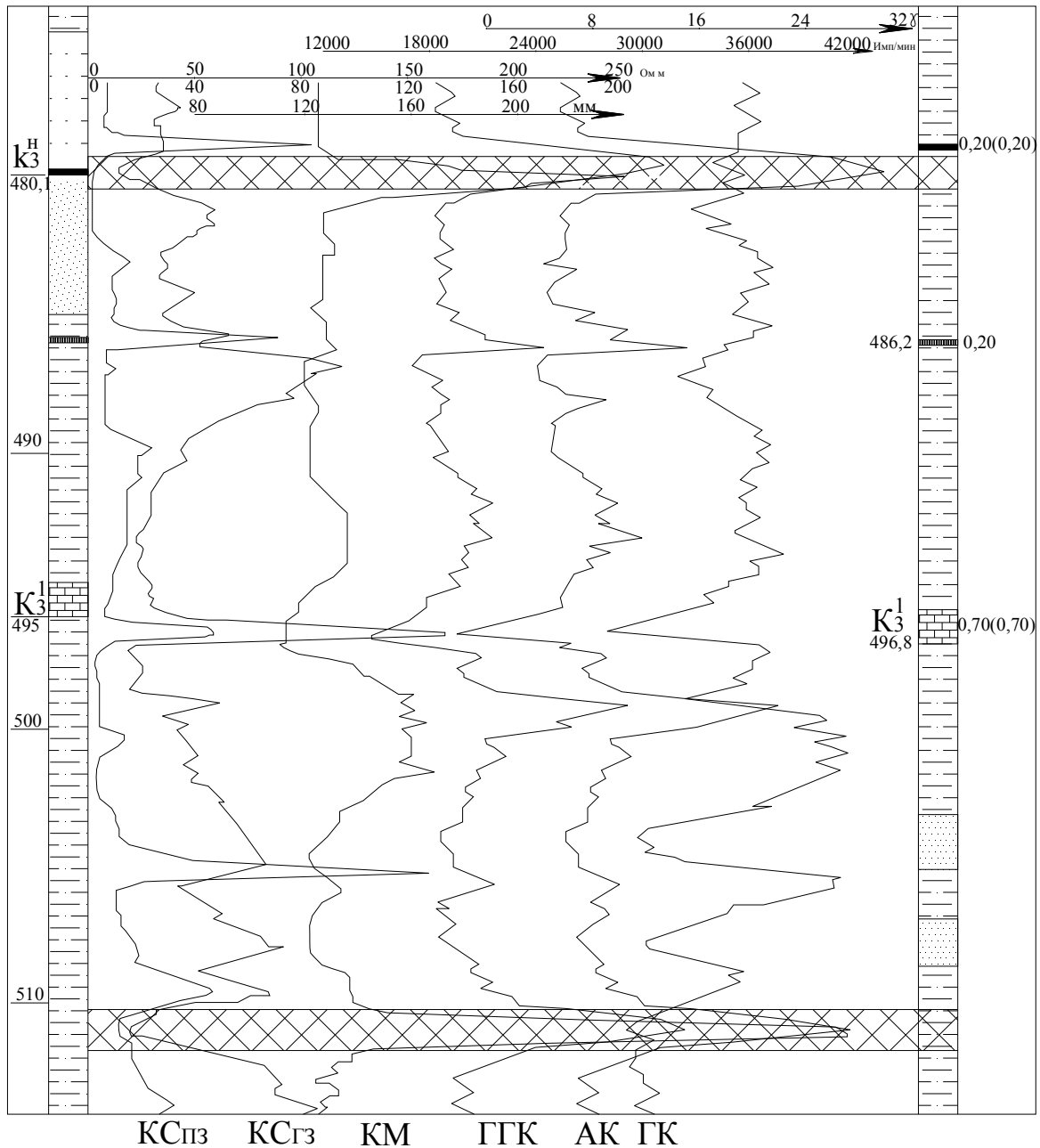
- кажущихся сопротивлений ( $K_{Сгз}$ ,  $K_{Спз}$ );
- акустического каротажа (АК);
- гамма-гамма каротажа (ГГК);
- гамма каротажа (ГК);
- кавернометрии (КМ).

Пример выделения зон тектонической нарушенности горных пород с применением комплекса геофизических данных в геологоразведочных скважинах, пробуренных на территории Краснодонского угленосного района, приведен на рисунке 1.

Для правильной геологической расшифровки геофизических данных использовались материалы всего комплекса геофизических исследований, основанных на различных физических свойствах пород и углей, а также геологические материалы по скважинам изучаемого района.

Электрические методы геофизических исследований в скважинах основаны на использовании различия удельных сопротивлений пород и углей, а также потенциалов самопроизвольно возникающей поляризации. В Краснодонском районе удельное сопротивление плотных известняков составляет 100 – 500, а трещиноватых всего 13 – 15 ом м. На диаграмме КС дефекты плотности выделяются минимумом, практически достигающим нулевой линии диаграммы.






КСпз - каротаж методом кажущихся сопротивлений потенциал-зондом  
 КСгз - каротаж методом кажущихся сопротивлений градиент-зондом  
 КМ - кавернометрия, ГК - гамма-каротаж, ГГК - гамма-гамма-каротаж  
 АК - акустический каротаж  $\lg(A_1/A_2)$  дБ/м  
 - зона тектонической нарушенности

Рисунок 1 – Выделение зон тектонической нарушенности с применением комплекса геофизических данных в геологоразведочной скважине

Метод акустического каротажа позволяет получить еще один параметр – интенсивность затухания упругих колебаний в породах, вскрываемых скважиной. На величину затухания влияние оказывают

трещиноватость, кавернозность пород. Чем выше эти показатели, тем выше значения пиков на диаграмме АК.

Метод ГГК основывается на зависимости интенсивности рассеянного гамма-излучения в горных породах от их плотности. Большая разница в плотности вмещающих пород в зонах их дробления и вмещающих пород в нормальном состоянии обеспечивает аномальное проявление трещиноватых зон на кривой ГГК – в виде интенсивных максимумов на фоне низких значений, соответствующих ненарушенным вмещающим породам.

Метод гамма-каротажа применяется наряду с другими для литологического расчленения разреза, определения мощности и строения угольных пластов, а также с целью поисков пород, содержащих радиоактивные элементы, так как естественная гамма-активность пород зависит исключительно от их литологического состава и совершенно не связана с изменением степени метаморфизма.

Для выяснения технического состояния скважины после окончания ее бурения проводят кавернометрию с целью определения степени разработки диаметра. С увеличением диаметра скважины или образованием локальных каверн в зонах дробления диаграммы КМ характеризуются максимальными значениями.

Соответствующие зонам дефектов плотности интервалы глубин 479 – 481 м и 510 – 512 м, показаны на рисунке 1.

Глубины скважин колебались от 500 до 1500 м. Всего исследовано 1457 дефектов плотности горных пород в сорока пяти геологоразведочных скважинах.

Оценен уровень изменения тектонической нарушенности пород угленосной толщи по данным геологоразведочных скважин. Геологические разрезы скважин разбивались на стометровые интервалы. Данные о количестве тектонически нарушенных зон (дефекты плотности) и их суммарной мощности были сгруппированы по стометровым интервалам глубин и представлены в виде диаграмм изменения уровня тектонической нарушенности с глубиной на рисунке 2.

Анализ распределения зон нарушенности (дефектов плотности) горных пород по данным геологоразведочных скважин показал, что количество и мощность нарушенных зон нарастают с увеличением глубины, достигая максимума в интервале 500 – 700 метров, а затем эти величины начинают уменьшаться по мере углубления. Увеличение и снижение уровня тектонической нарушенности происходит, на первый взгляд, по линейной зависимости. Однако, при проверке соответствия распределения случайной величины, которыми являются глубины зон распространения дефектов плотности горных пород, на изучаемой площади, нормальному закону с применением электронных вычислитель-

ных таблиц Excel и аналитической программы Statistica, было установлено, что полигон (кривая) случайных величин (частот) неоднороден. И при среднем выборочном значении дефектов плотности ( $a=627$ ), встреченных скважинами, выборочной дисперсии ( $\sigma^2 = 89952$ ,  $\sigma = 299,92$ ) и количестве степеней свободы  $k = 12$ , соответствующее критическое значение статистики  $\chi^2_{0,05;12} = 21,03$ .

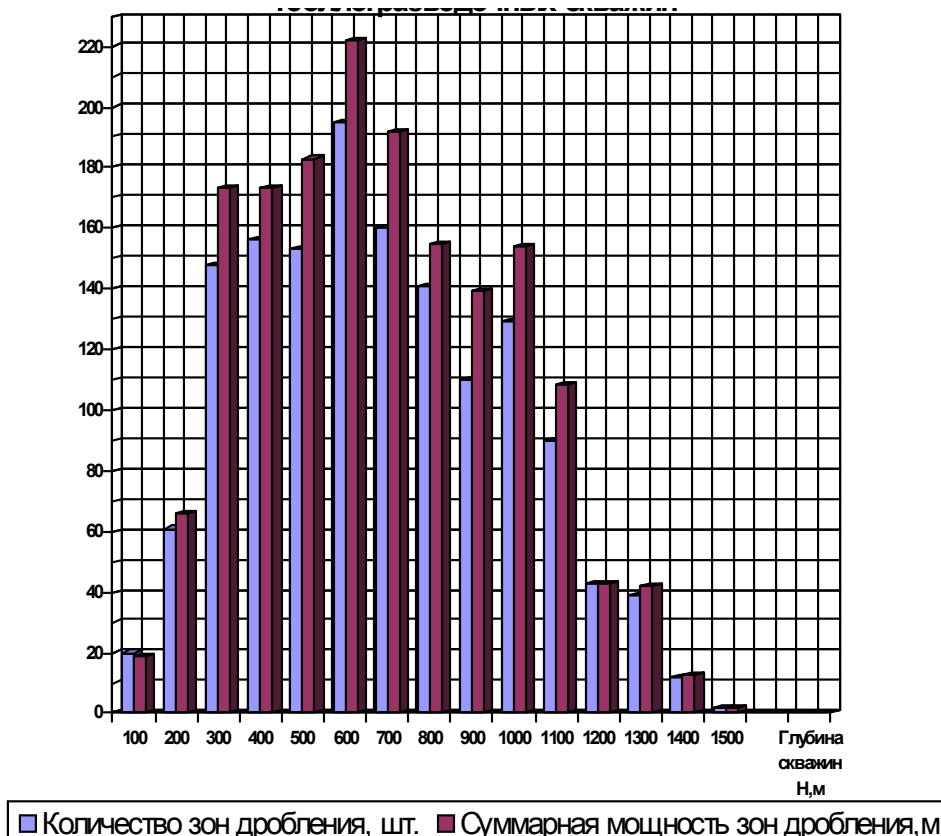


Рисунок 2 – Диаграмма изменения уровня тектонической нарушенности с глубиной по данным геологоразведочных скважинах

Для того, чтобы ответить на вопрос соответствуют ли разные значения признака в эмпирическом и теоретическом распределениях, а также нормальному распределению, необходимо произвести расчет статистической значимости  $\chi^2$  (критерия Пирсона). Величина называется «статистически значимой», если имеются данные, появление которых было бы маловероятно, если предположить, что эта разница отсутствует.

В результате расчетов значения  $\chi^2$  составило 101,4218. Поскольку  $\chi^2_{0,05;12} < \chi^2$ , гипотеза о нормальном распределении с параметрами  $N(627; 299,92)$  не согласуется с опытными данными. Следовательно, распределение случайных величин, которыми являются глубины зон распространения дефектов плотности горных пород во всей их совокуп-

ности, на изучаемой площади, не подчиняются нормальному закону распределения.

Графики эмпирической и нормальной кривых распределения дефектов плотности по интервалам глубин показаны на рисунке 3.

Графики эмпирической и нормальной кривых распределения дефектов плотности по интервалам глубин

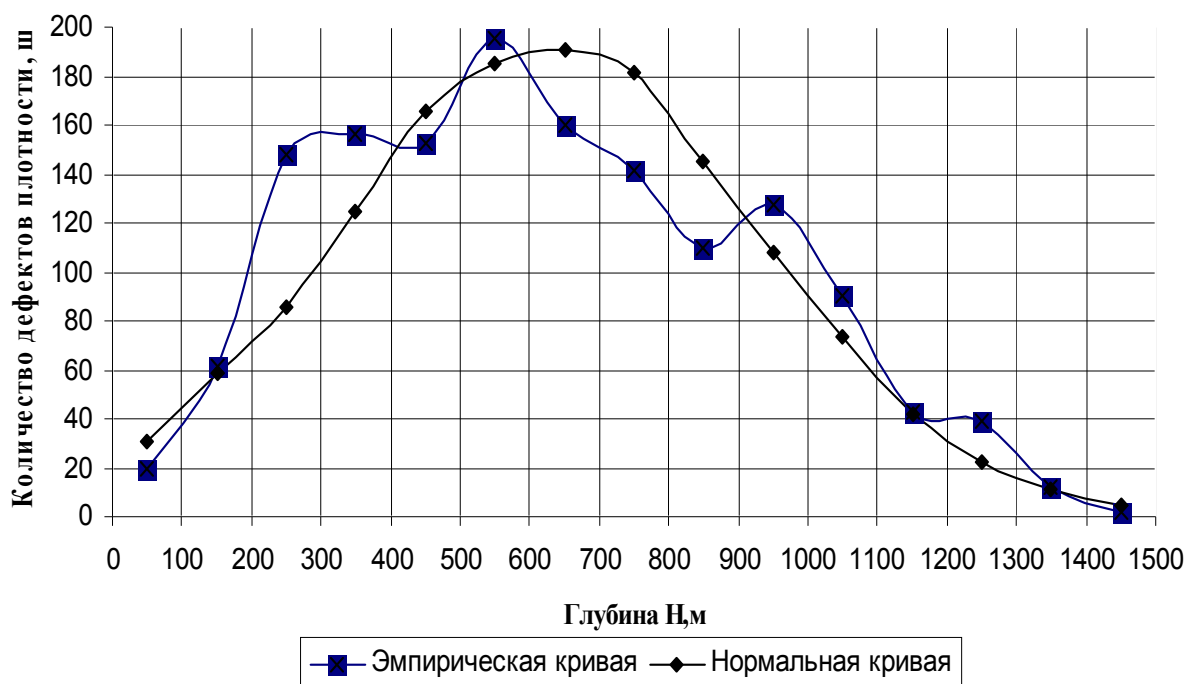


Рисунок 3 – Кривая нормального распределения плотности вероятности случайной величины  $f(x)$  по данным геологоразведочных скважин

Сопоставляя графики эмпирической и нормальной кривых, видим что:

– рассматриваемая совокупность случайных величин неоднородна, она состоит из четырех однородных совокупностей, каждая из которых имеет свою вершину (моду). Причем, при проведении дополнительных расчетов было установлено, что каждая из совокупностей подчиняется нормальному закону распределения;

– влияние на критерий согласия эмпирической и нормальной кривых оказало увеличение количества и мощности зон дефектов плотности в интервалах глубин 200 – 400м, 900 – 1000м и 1200 – 1300м.

Полученные данные позволяют выделить четыре зоны усилий, деформирующих угленосную толщу горных пород Красноднского угленосного района, приходящихся на интервалы глубин 200 – 400м, 500 – 700м, 900 – 1000м и 1200 – 1300м. Причем максимальные деформации приходятся на интервал глубин 500 – 700м.

Немаловажное значение для оценки изменения степени тектонической нарушенности с глубиной имеет среднее количество дефектов плотности в пределах каждых ста метров, на одну исследуемую скважину. Результаты распределения дефектов плотности представлены в таблице 1.

Таблица 1 – Среднее количество дефектов плотности на одну геологоразведочную скважину по интервалам глубин

№ п/п	Интервал глубин от – до, м.	Среднее количество дефектов плотности, шт.
1	0–100	0,4
2	100–200	1,4
3	200–300	3,3
4	300–400	3,5
5	400–500	3,4
6	500–600	4,3
7	600–700	3,6
8	700–800	3,1
9	800–900	2,4
10	900–1000	2,8
11	1000–1100	2,0
12	1100–1200	1,0
13	1200–1300	0,9
14	1300–1400	0,3
15	1400–1500	0,04

Эти значения среднего количества дефектов плотности в пределах каждых ста метров, на одну исследуемую скважину Краснодонского угленосного района, в четыре раза ниже, чем в пределах Алмазно-Марьевского и Селезневского геолого – промышленных районов, расположенных ближе в геологоструктурном отношении к Главной антиклинали Донбасса.

Учитывая тот факт, что геологические структуры северной зоны мелкой складчатости Донбасса формировались и развивались в процессе единого главного события (бокового одностороннего северо-восточного сжатия, возникавшего в результате придвигания и прижатия к нему с юго-запада Черноморско-Закавказского микроконтинента) [7], а также используя полученные данные по Краснодонскому геолого-

промышленному району, можно сделать вывод о некоторых особенностях малоамплитудной тектоники, характерных для этого района:

– выделено четыре зоны деформирующих усилий, приходящихся на интервалы глубин 200 – 400м, 500 – 700м, 900 – 1000м и 1200 – 1300м;

– максимальное количество и мощность зон дробления (дефектов плотности) горных пород по данным геологоразведочных скважин приходится на интервал глубин 500 – 700м;

– интенсивность тектонической активности по мере удаления от Главной антиклинали Донбасса затухает и в пределах Краснодонского угленосного района становится в четыре раза ниже чем в пределах Алмазно-Марьевского и Селезневского геолого – промышленных районов, что свидетельствует о снижении тектонической активности в северо-восточном направлении;

– глубины, на которые приходится максимальная степень нарушения угленосной толщи, уменьшаются (с 700 – 800м в пределах Алмазно-Марьевского и Селезневского геолого – промышленных районов до 500 – 700м по Краснодонскому геолого – промышленному району) по мере удаления от источника деформирующих усилий в северо-восточном направлении.

#### **Библиографический список**

1. Приходченко В.Ф. Малоамплітудна розривна порушеність вугленосної формації Донбасу / В.Ф. Приходченко. – Дніпропетровськ: НГА України, 2001. – 204 с.

2. Шабельников С.И. Особенности малоамплитудной тектоники Краснодонского угленосного района / С.И. Шабельников // Сборник научных трудов ДонГТУ. Вып.29. – Алчевск, 2009 – С. 243 – 253.

3. Гончаренко В.О. Геолого-геофізичні принципи прогнозу малоамплітудної тектоніки шахтних полів у різних районах Донбасу / В.О. Гончаренко, Л.І. Пимоненко, Н.В. Сахневич [та ін.] // Геологія і геохімія горючих копалин. – 1993.

4. Шкурский Е.Ф. Оценка степени изменения тектонической нарушенности пород угленосной толщи с глубиной в северной зоне мелкой складчатости Донбасса / Е.Ф. Шкурский // Сборник научных трудов ДонГТУ. Вып.27. – Алчевск, 2008 – С. 129 – 138.

5. Приходченко В.Ф. Региональные особенности развития малоамплитудных разрывов угленосной толщи Донбасса / В.Ф. Приходченко // Геология угольных месторождений : межвуз. сборник. – Екатеринбург, 1996. – С. 139-145.

6. Пимоненко Л.І. Тектонічні основи прогнозу гірничо-геологічних умов розробки вугільних родовищ Донбасу / Л.І. Пимоненко //

*Автореферат дисертації на здобуття наукового ступеня доктора геологічних наук – Дніпропетровськ, 2005.*

*7. Гиоргобиани Т.В. К вопросу о механизме образования складчатой структуры Большого Кавказа / Т.В. Гиоргобиани // Тектонофизика и актуальные вопросы наук о земле : Научное издание. К 40-летию создания М.В. Гзовским лаборатории тектонофизики в ИФЗ РАН. Т.1. / Институт физики Земли им. О.Ю.Шмидта. – М., 2008 – С. 214 – 216.*

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

# **МЕТАЛУРГИЯ**





*д.т.н. Новохатський О.М.,  
Михайлюк Г.Д., к.т.н. Манаков В.П.  
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

## **ДЕЯКІ ОСОБЛИВОСТІ РОБОТИ ГОРНА ДОМЕННОЇ ПЕЧІ ПРИ ВИПУСКУ ЧАВУНУ І ШЛАКУ ЧЕРЕЗ КАНАЛ ЧАВУННОЇ ЛЬОТКИ**

*Приведены результаты теоретического обоснования математической модели образования воронки в слое чугуна в районе канала чугунной лётки в период выпуска продуктов плавки – чугуна и шлака. Рассмотрено влияние депрессионной воронки чугуна и шлака на изменения уровня жидкого чугуна в горне по окончанию выпуска продуктов плавки.*

***Ключевые слова:** доменная печь, чугунная лётка, продукты плавки, депрессионная воронка, математическая модель, уровень чугуна, коэффициент пропорциональности.*

*Приведені результати теоретичного обґрунтування математичної моделі утворення воронки у слої чавуна в районі каналу чавунної льотки в період випуску продуктів плавки – чавуна та шлаку. Розглянуто вплив депресійної воронки чавуна та шлаку на зміни рівню рідкого чавуна в горні по закінченню випуску продуктів плавки.*

***Ключові слова:** доменна піч, чавунна льотка, продукти плавки, депресивна воронка, математична модель, рівень чавуну, коефіцієнт пропорційності.*

**Проблема і її зв'язок з науковими та практичними задачами.**  
В даний час подальший розвиток доменного виробництва на металургійних підприємствах України відбувається за рахунок впровадження нових технологій, новітнього устаткування і підвищення рівня автоматизації виробничих процесів, реконструкції і модернізації існуючих доменних печей, а також виводу з експлуатації фізично і морально застарілих доменних печей малого об'єму.

При традиційній конструкції засипного пристрою і периферійному підведенні дуття в горн, великі горизонтальні розміри колошника, розпару і горна сучасних печей великого об'єму створюють певні труднощі в розподілі шихтових матеріалів на колошнику, гарячого дуття по фурмам, організації випусків продуктів плавки. Корисна висота таких

печей за розрахунками виявилася надмірно великою, що вимагає значного підвищення міцності коксу і якості шихтових матеріалів.

Порушення раціональності профілю викликає труднощі в роботі горна і в цілому всієї печі. Проблема особливо виявляється, коли робота доменних печей здійснюється на шихті різних постачальників, що має нестабільну якість і високий вміст шлакотворних складових.

Останніми роками на доменних печах скорочена витрата природного газу, технічного кисню, зменшена температура дуття. Велика витрата і невисока якість коксу зменшують місткість горна і, при високому виході шлаку, приводять до переповнювання горна продуктами плавки, частим захаращуванням металоприймача, великій окружній нерівномірності роботи низу печі, що позначається на техніко-економічних показниках плавки і якості чавуну. На ряді підприємств заплановане впровадження технології вдування пилевугільного палива, що ще більш ускладнить роботу нижньої частини доменної печі.

**Аналіз досліджень та публікацій.** Враховуючи важливість процесів, що відбуваються в горні, їх вплив на показники роботи доменних печей, цій проблемі постійно приділялася велика увага.

Найбільш важким завданням є організація хорошої роботи горна, регулювання його місткості, вертикальної і горизонтальної дренажної здатності, яка дозволить без ускладнень і простоїв вести плавку високої інтенсивності і виплавляти якісний чавун [1].

Нестационарність доменної плавки полягає в тому, що чавун і шлак випускають з горна протягом доби кілька разів, причому на деяких печах випуск продуктів плавки через канали чавунних льоток ведуть безперервно.

При розтині каналу чавунної льотки на початку звичайно витікає чавун, але іноді, при порушенні процесів в горні, першим з'являється шлак.

При нормальному режимі роботи печі після випуску від 30 до 80 тонн чавуну з льотки з'являється шлак і надалі їх вихід з горна проходить спільно.

На протязі від 8 до 12 хвилин, у відліку від початку розтину льотки, в шарі чавуну утворюється воронка, в яку захоплюється шлак. Шар шлаку при цьому виконує роль затвора, що запобігає прориву горнових газів, які мають від 200 до 300 кПа надмірного тиску. У випадку, якщо б в печі був відсутній шар шлаку, чавун, що скупчився, не можна було б повністю випустити з металоприймача із-за прориву горнових газів. Для повної видачі чавуну необхідно було б скорочувати витрату дуття, а це приводить до осідання стовпа шихтових матеріалів і втрати продуктивності, що є негативною дією при веденні доменної печі. Тому шар шлаку в горні виконує позитивну роль: дозволяє випустити чавун в повному

об'ємі, стабілізувати тепловий рівень нижньої частини печі і здійснити десульфуріацію чавуну.

**Постановка задачі.** Розробити математичну модель формування воронки у слої чавуну в період випуску продуктів плавки та визначити особливості роботи горна доменної печі.

**Викладення матеріалу та його результати.** При інтенсивному ході доменної печі з витратою дуття від 2 до 2,2 м<sup>3</sup>/хвил. на 1м<sup>3</sup> корисного об'єму, стовп коксу не досягає шару чавуну, а знаходиться в шарі шлаку (рисунок 1а). Свідомством цьому є те, що при зниженні витрати дуття стовп коксу опускається в шар чавуну і шматки коксу виходять спільно з продуктами плавки, при цьому вони часто перекривають канал льотки і випуск мимоволі зупиняється, для його продовження кисневими трубками очищають льотку (рисунок 1б). При повній зупинці ходу доменної печі стовп коксу при неглибокому мертвому шарі, ймовірно, сідає на нього.

При форсованій роботі печі кокс поступає у вогнище горіння зверху і від центру по конусній направляючій кута його природного укосу [2]. Нижня частина стовпа коксу має форму зворотного конуса, оскільки біля стін шматки палива спливають в результаті накопичення чавуну і шлаку після закриття льотки і газифікуються вогнищами горіння. Тому насадка в горні весь час відновлюється за рахунок руху коксу від центру по нижньому конусу до боків. Оновлення насадки в горні забезпечує активну його роботу і задовільні дренажні умови спільно з правильним режимом випусків продуктів плавки. При цьому піч забезпечує інтенсивний хід і максимальну продуктивність чавуну в тих або інших шихтових умовах.

У початковий період випуску формування воронки в чавуні в районі каналу чавунної льотки відбувається у вільному просторі без присутності коксової насадки. Розрахунок воронки виконаний в умовах форсованої роботи печі, коли активна вага стовпа шихти складає не більше 8-10% від всієї маси.

Для розрахунку часу утворення воронки і її профілю необхідно знати лінійну швидкість виходу чавуну через канал льотки і площу каналу чавунної льотки  $S_{ч.л.}$ . Лінії струму чавуну з початку випуску направлені у бік каналу, а лінії рівних швидкостей розташовані по півсферах (рисунок 2). Знаючи площу півсфер  $S_{пi}$ , по їх співвідношенню з площею каналу льотки можна розрахувати вертикальну і горизонтальну швидкість в будь-якій крапці, що знаходиться в районі з радіусом 1м.

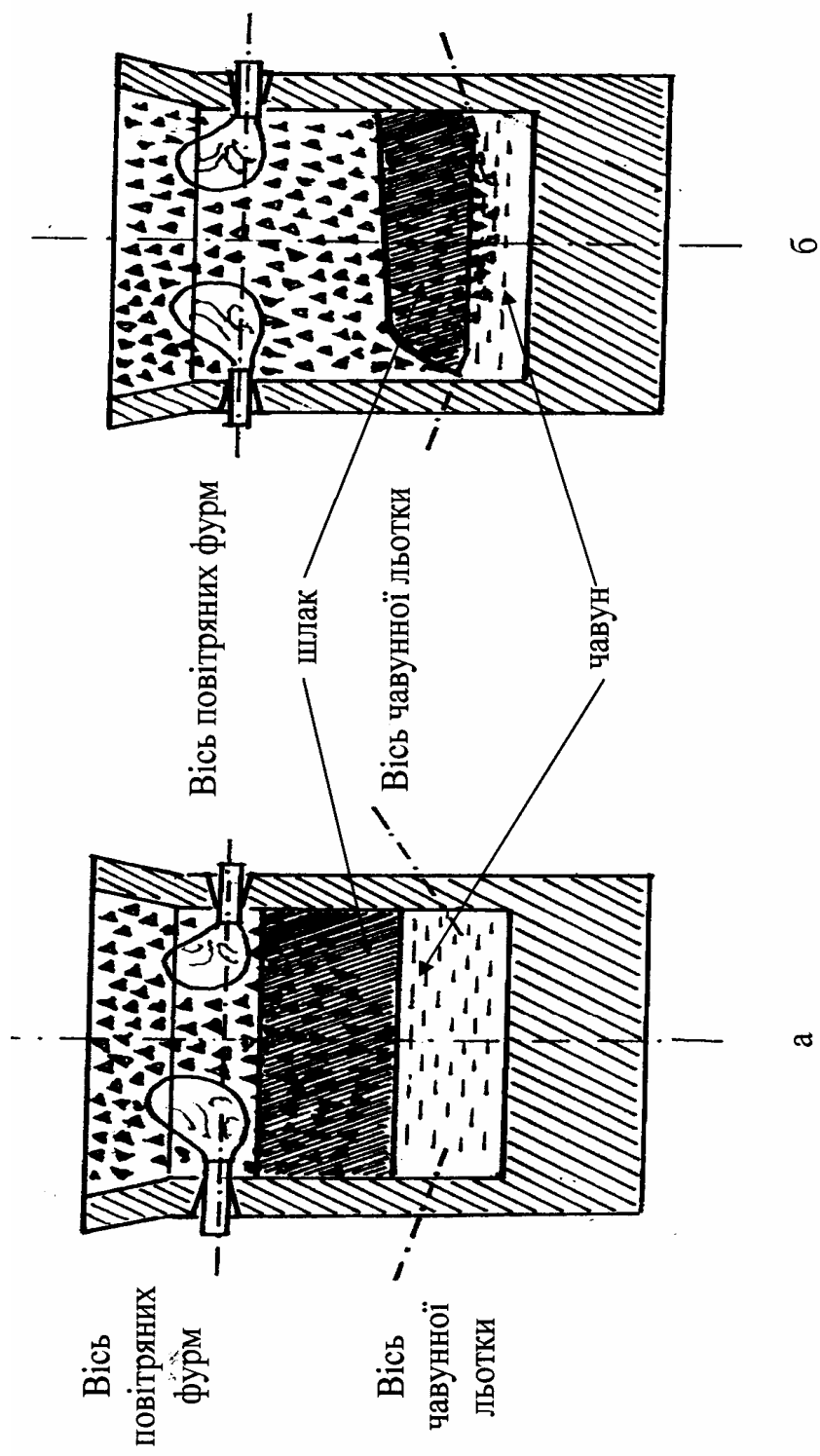


Рисунок 1 – Хід стовпа коксу в горні доменної печі під час випуску

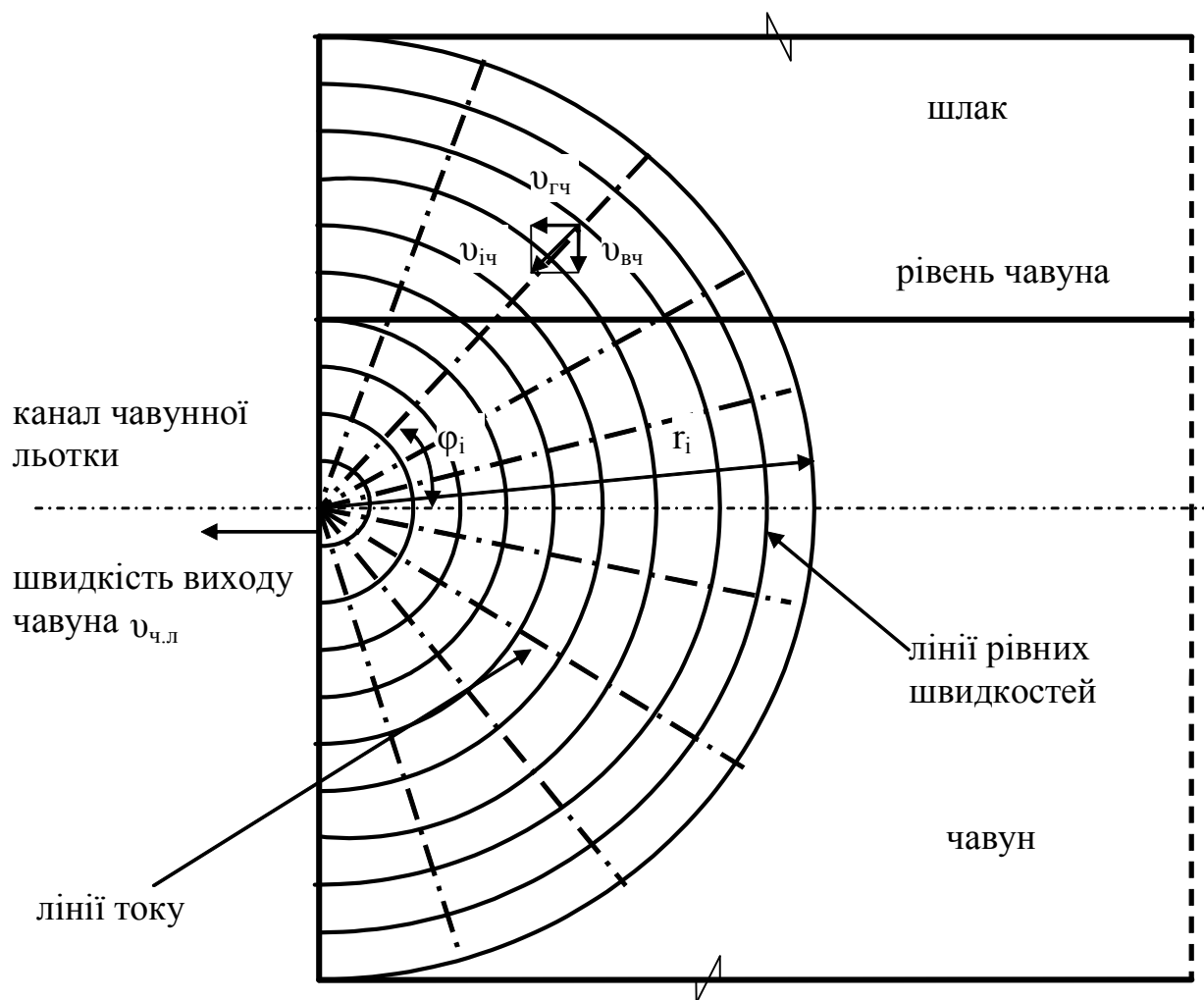


Рисунок 2 – Лінії рівних швидкостей та лінії току при випуску чавуна через канал льотки

Для спрощення методики розрахунку нехтуємо кривизною кола горна і вважатимемо, що витікання чавуну відбувається через канал льотки, розташованої в плоскій стінці. Помилка, що припускається при цьому, може бути визначена таким чином (рисунок 3).

При радіусі горна, припустимо  $r_2 = AO = 5,6\text{ м}$  і хорді (плоска стінка)  $AC = 1\text{ м}$

$$DC = DO - \sqrt{AO^2 - AC^2} = 5,6 - \sqrt{5,6^2 - 1^2} = 0,09\text{ м.} \quad (1)$$

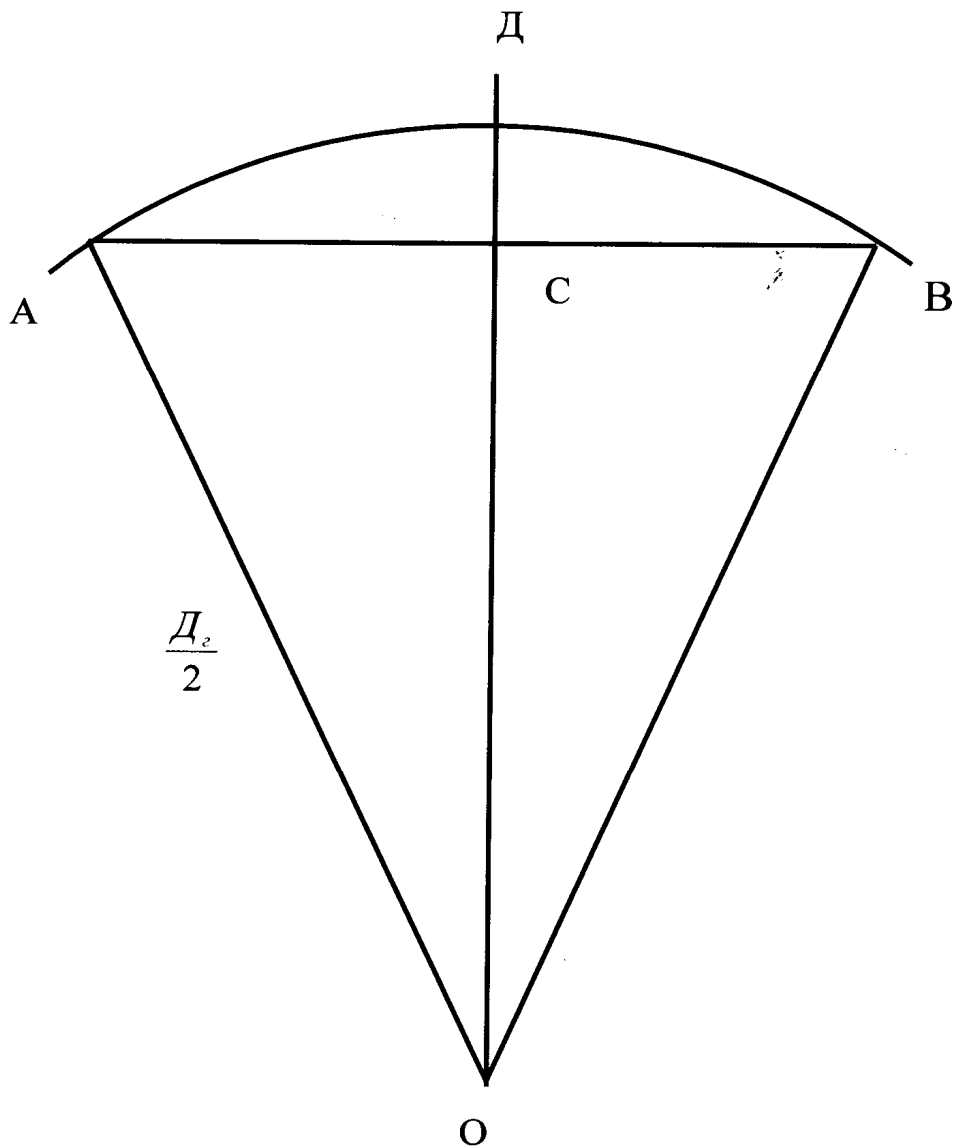


Рисунок 3 – Схема визначення помилки при обчислюванні площі полусфер

Помилка в визначенні площі півсфер ліній рівних швидкостей в шарі чавуну при прийнятих спрощеннях математичної моделі складе

$$\sigma = \frac{DC}{AO} 100\% = \frac{0,09}{5,6} 100\% \approx 1,61\%, \quad (2)$$

тобто не більше 2%, що прийнятне для металургійних розрахунків процесів, що протікають в горні печі.

Для визначення часу утворення чавунної воронки і її форми необхідно знати рівень чавуну перед початком випуску

$$h_{чз} = \frac{\theta_{ч} - q_{ч}\tau_{в}}{\rho_{ч}S_{г}}, \quad (3)$$

де  $h_{чз}$  – рівень чавуну в горні перед випуском, м;

$\theta_{ч}$  – кількість чавуну, виданого за випуск, т;

$q_{ч}$  – прихід чавуну в горн, т/хвил;

$\tau_{в}$  – час випуску чавуну, хвил;

$\rho_{ч}$  – щільність чавуну, т/м<sup>3</sup>;

$S_{г}$  – площа горна, м<sup>2</sup>.

Використовуючи сітку (рисунок 2) ліній рівних швидкостей і ліній струму можна розрахувати площу будь-якої півсфери по формулі

$$S_{н.сф} = 2\pi r_i^2, \quad (4)$$

де  $r_i$  – радіус півсфери у відліку від чавунної льотки, м.

Маючи площу каналу льотки і площу півсфер можна обчислити коефіцієнт пропорційності лінійної швидкості чавуну в горні.

При діаметрі льотки 60 мм в таблиці 1 приведені коефіцієнти пропорційності швидкості руху чавуну в будь-якій точці горна  $\kappa_{np}$  (півсфери з кроком радіусу по 100мм)

$$\kappa_{npi} = \frac{\pi r^2}{S_{н.сф}}, \quad (5)$$

де  $r$  – радіус льотки, м.

Таблиця 1 – Коефіцієнти пропорційності швидкості руху чавуна в горні

№ <sub>п.п</sub> полусфери	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
радіус $r_i$ , м	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0
площа полусфери $S_{н.сф}$ , м <sup>2</sup>	0,063	0,251	0,565	1,005	1,571	2,262	3,079	4,021	5,089	6,283
$\kappa_{np} 10^{-2}$	4,44	1,12	0,50	0,28	0,18	0,12	0,09	0,07	0,06	0,04



Лінійна швидкість в горні на будь-якій лінії рівних швидкостей у напрямі до каналу чавунної льотки матиме вигляд

$$v_{i\chi} = v_{\text{чл}} K_{np}. \quad (6)$$

Знаючи лінійну швидкість в шарі чавуну в горні печі можна визначити вертикальну швидкість в будь-якій фіксованій точці об'єму горна

$$v_{i\text{вч}} = v_{i\chi} \sin \varphi_i, \quad (7)$$

де  $\varphi_i$  – кут нахилу вектора лінійної швидкості  $v_i$  у напрямі до каналу льотки.

Для визначення динаміки зміни розмірів чавунної воронки в період випуску продуктів плавки необхідно по висоті шару чавуну визначити середню лінійну вертикальну швидкість зменшення рівня чавуну в будь-якому секторі воронки, що утворюється.

Вертикальні лінійні швидкості апроксимуються виразом

$$v_{i\text{вч}} = a H^{-\epsilon}. \quad (8)$$

Визначаємо вираз для середнього коефіцієнта пропорційності, використовуючи теорему про середнє для визначеного інтеграла

$$\overline{v_{i\text{вч}}} = \frac{a}{(H_2 - H_1)} \int_{H_1}^{H_2} H^{-\epsilon} dH = \frac{a}{(H_2 - H_1)(1-\epsilon)} (H_2^{1-\epsilon} - H_1^{1-\epsilon}). \quad (9)$$

Час утворення воронки в шарі чавуну визначається виразом

$$\tau_{\epsilon} = \frac{h_{\text{ч}}}{\overline{v_{i\text{вч}}}}, \quad (10)$$

де  $h_{\text{ч}}$  – рівень чавуну в горні, м;

$v_{\text{чл}}$  – швидкість виходу чавуну, м/хвил;

$\overline{v_{i\text{вч}}}$  – значення середнього коефіцієнта пропорційності.

Чавун під шаром шлаку практично витікає майже до горизонтальної поверхні. За випуск в шлаку утворюється депресивна воронка [3], і при прориві газів через канал льотки випуск закривають.

У горні залишається шлак з найбільшим рівнем з протилежної від льотки сторони (рисунок 4а).

Після закриття льотки похила поверхня шлаку зберігається. Вирівнюванню поверхні шлаку перешкоджає його порівняно висока в'язкість і недостатня дренажна здатність коксової насадки. Під дією гідростатичних сил тиску шлаку поверхня чавуну скривлюється. Рівень чавуну піднімається з боку льотки, через яку здійснювали випуск (рисунок 4б). При нормальній дренажній здатності коксової насадки в горні депресивна воронка вирівнюється до початку наступного випуску, і поверхня чавуну і шлаку стає горизонтальною.

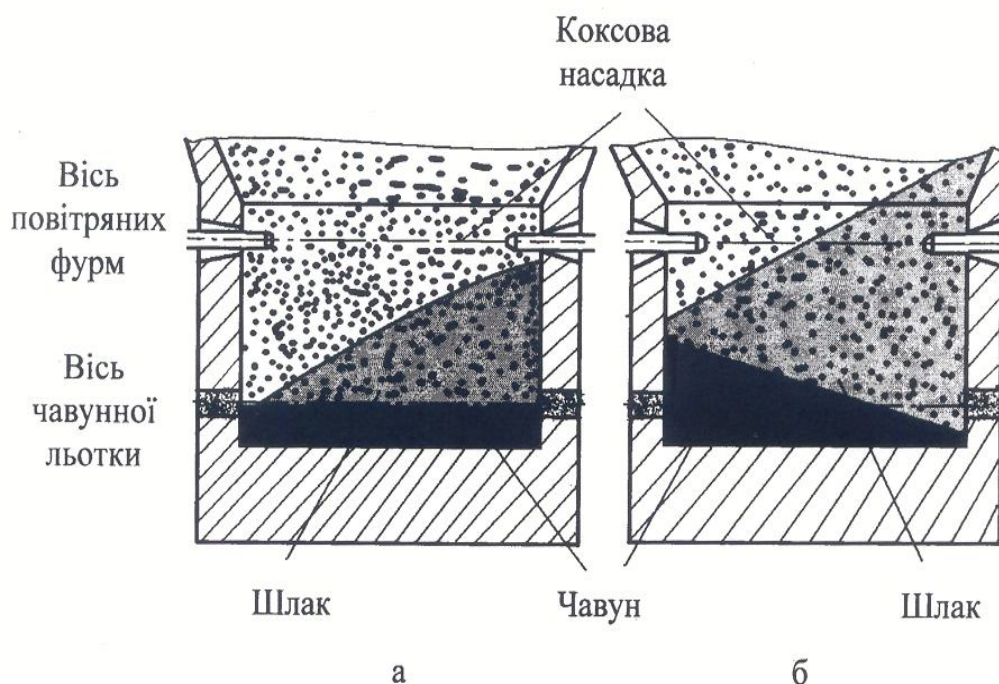


Рисунок 4 – Вплив депресивної воронки шлаку на зміни рівню рідкого чавуна в горні

При низькій міцності і дренажній здатності коксу шлак поволі перетікає із зони з вищим рівнем в зону з низьким рівнем поверхні. Депресивна воронка не встигає вирівнятися до наступного випуску. При накопиченні розплаву в горні рівень шлаку із сторони, протилежній льотці, досягає осі повітряних фурм. Шлак відкидається потоком повітря з периферійної зони горна з високими температурами в його центральну частину, де температури нижчі. В результаті охолодження в'язкість шлаку підвищується, і захаращування горна посилюється. Рівень чавуну з боку льотки, через яку проводився випуск, піднімається швидше, ніж в інших зонах, і може досягти повітряних фурм. Торкання чавуном фурми приводить до її негайного прогару. Цим пояснюється велика кількість

прогарів фурм над люткою. Спарений випуск дозволяє видалити шлак, що скупчився з протилежної сторони, і повернути горизонтальну поверхню чавуну і шлаку. При цьому знижується вірогідність прогара повітряних фурм над люткою і припиняється перекидання шлаку в центральну непрогріту частину горна. По суті, друга чавунна лютка при спареному випуску виконує функції шлакової лютки. При спареному випуску слід чекати переважний вихід шлаку через другу лютку.

**Висновки та напрямлення подальших досліджень.** Отримані закономірності зміни товщини слою чавуну та шлаку в період їх випуску. Знайдений вплив зміни рівня продуктів плавки на стійкість повітряних фурм. Подалі необхідно проведення досліджень впливу особливостей роботи горна на техніко-економічні показники доменної печі.

### **Бібліографічний список**

1. Новохатский А.М. Проблемы доменного производства Украины / А.М. Новохатский // Сборник научных трудов Донбасского горно-металлургического института. – Алчевск, 2001. – № 13. – С. 156-158.

2. Маханек Н.Г. О соотношении сил, действующих на столб шихтовых материалов в доменной печи / Н.Г. Маханек, О.П. Онорин., К.Д. Коновалов // Изв. ВУЗов. Чёрная металлургия. – 1966. – №10. – С. 8-10.

3. Новохатский А.М. Аналитический метод определения изменения размеров шлаковой депрессионной воронки в период выпуска продуктов плавки из горна доменной печи / А.М. Новохатский // Металл и литьё Украины. – 2008. – №5. – С.47-50.

*д.т.н. Радзівський В.М.,  
к.т.н. Будник А.Ф.  
(Концерн «Укрросметал», Сумський державний університет,  
м.Суми, Україна)*

## **ФОРМУВАННЯ КОМПОЗИЦІЙНОГО МЕТАЛУ В НЕРОЗ'ЄМНИХ З'ЄДНАННЯХ**

*Розглянуті особливості формування композиційного металу при просочуванні розплавом металу порошоків в зазорі між сталевими деталями для створення нероз'ємного з'єднання. Приведені дані про різновид структур, що утворюються при різних комбінаціях складів порошоків - розплав, механічні і фізичні властивості композиційного металу. Показані приклади практичного застосування процесу при його виконанні нагріванням в вакуумі або з використанням автовакуумного ефекту.*

**Ключові слова:** *Композиційний метал, металевий порошок, просочування розплавом, структура, властивості, нагрівання, вакуум, автовакуумний ефект.*

*Рассмотрены особенности формирования композиционного металла при пропитке расплавом металла порошков в зазоре между стальными деталями для создания неразъемного соединения. Приведены данные о разновидностях структур, которые образуются при разных комбинациях составов порошков - расплав, механические и физические свойства композиционного металла. Показаны примеры практического применения процесса при его выполнении нагреванием в вакууме или с использованием автовакуумного эффекта.*

**Ключевые слова:** *Композиционный металл, металлический порошок, пропитка расплавом, структура, свойства, нагревание, вакуум, автовакуумный эффект.*

В порошковой металлургии широко застосовується метод формування композиційного матеріалу за допомогою просочування спечених порошоків розплавом металу [1, 2]. Від складу порошку, в тому числі від суміші різних порошоків, складу розплавленого металу, що просочує каркас із спеченого порошку, залежать властивості сформованого композиційного матеріалу. До того ж на його властивості впливають температура процесу просочування, його ізотермічна тривалість та середовище, в якому відбувається процес. Цей багатофакторний процес створює широкі можливості для досліджень і практичного застосування з врахуванням то-

го, що в теперішній час галузь порошкової металургії має сучасні високопродуктивні технології виготовлення різноманітних порошків [3, 4].

Розширення застосування металевих порошків при виготовленні різноманітних деталей, що значно знижує металоємність машинобудівного виробництва, є актуальним і входить в діючі державні програми збереження матеріальних і енергетичних ресурсів.

Цікавим і перспективним є процес просочування порошків розплавом металів, що мають невисоку, в межах 900...1100<sup>0</sup>С, температуру плавлення. В такому разі процес створення деталей може здійснюватись в звичайному стандартному термічному обладнанні. До таких металів належать сплави на основі міді – латуні, бронзи, мельхіори, що є основою широкого переліку промислових високотемпературних припоїв [5].

В роботах [6, 7, 8, 9] показано, що застосування металевих порошків дозволяє виконувати високотемпературне паяння при наявності широкого, нетрадиційного за розмірами зазору між деталями, що з'єднуються. В них в загальному окреслена можливість такого процесу, однак для його практичного застосування необхідно проведення комплексу досліджень його фізичних і металургійних особливостей.

Застосування просочування розплавом припою металевих порошків на основі заліза може бути основою процесу формування комбінованого нероз'ємного з'єднання елементів сталевих конструкцій, що має деякі ознаки зварювання і паяння. Сталеві деталі, які необхідно з'єднати, збирають з довільним за розміром зазором, заповнюють його металевим порошком і просочують розплавом припою в умовах, що запобігають окисленню поверхні металу деталей і порошку, та забезпечують змочування і розтікання з утворенням металевих зв'язків. Після кристалізації розплаву створюється нероз'ємне з'єднання.

З причини того, що немає необхідності створення зазору з розмірами меншими десятих частин міліметра, при якому розплав припою переміщується під дією капілярних сил, як того вимагає технологія паяння, процес має ознаки зварювання. Однак по основній причині – відсутність плавлення поверхні металу, що з'єднується, процес не може бути віднесеним до зварювання. По суті заповнення зазору між деталями металевим порошком, що має здатність змочуватись розплавом припою, створює розгалужену мережу капілярних каналів, властивості яких залежать від складу порошку, розмірів і форми його часток. Просочування цієї мережі капілярних каналів розплавом припою в повній мірі відноситься до процесу паяння, а властивості з'єднання в основному залежать від властивостей композиційного металу, що утворюється в зазорі.

В цій статті розглянуто основні особливості формування з'єднання за допомогою композиційного металу, що створюється при просоченні різних за складом порошків сплавами на мідній основі в до-

вільному за розмірами зазорі між деталями. Мета публікації зосереджена на показі можливості формування в деяких умовах композиційного металу з необхідними передбачуваними властивостями.

Для дослідження процесу провели ряд експериментів.

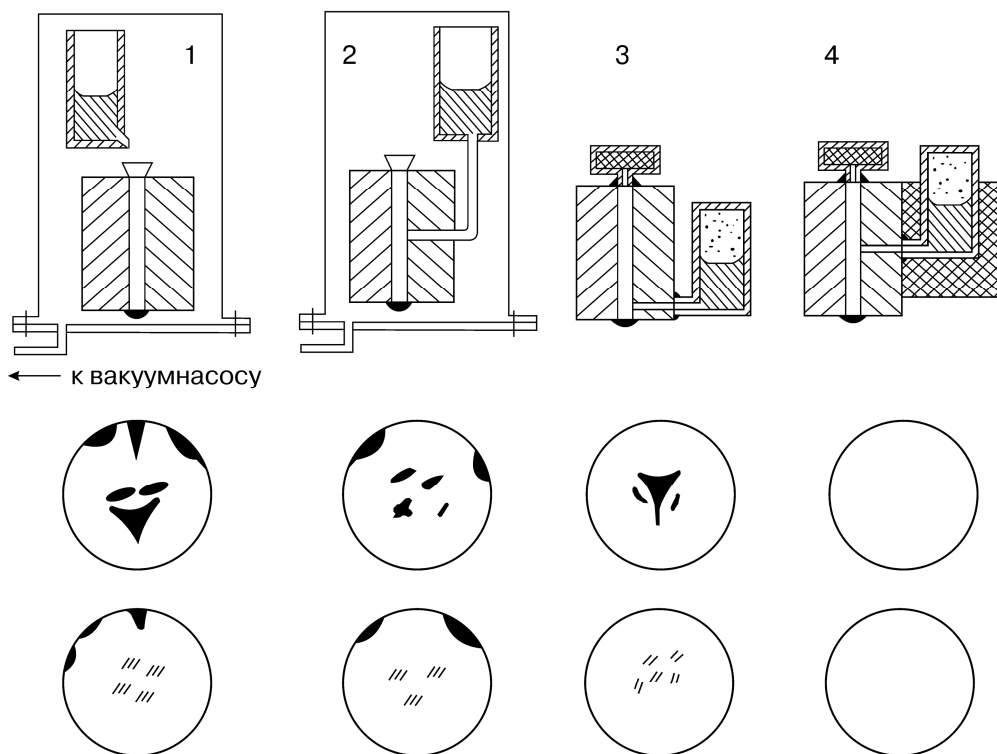


Рисунок 1- Схеми з'єднання зразків і макроструктура відповідних швів при відсутності в зазорі порошку (середній ряд) і з порошком (нижній ряд)

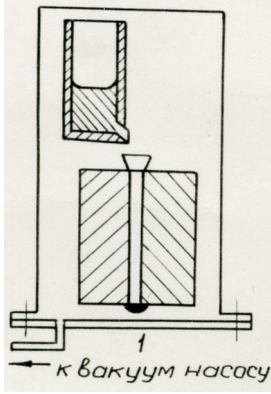





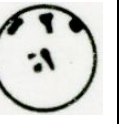
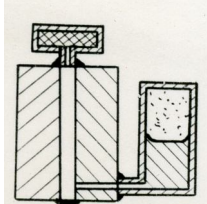






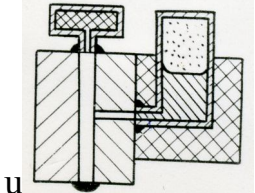






На рисунку 1 показані схеми з'єднання циліндричних зразків діаметром 100 мм, зібраних із зазором 2,5 мм. Зазор вибраний досить великим, невласним паяному з'єднанню, для посилення явищ, що виникають при заповненні й кристалізації припою. Зазор заповнювали розплавом при нагріванні у вакуумній печі (схеми 1,2) і при автовакуумному нагріванні (схеми 3,4). При цьому зазор заповнювали розплавом під дією ваги (схема 1), при невеликому гідростатичному тиску 0,01 МПа (схема 2) і під тиском 0,4 МПа (схеми 3,4). Як показало дослідження макроструктури швів, виконаних мідно-марганцевим припоєм без порошку в зазорі, нагнітання припою в зазор не усуває утворення усадкових дефектів у тих випадках, коли припій уводиться в зазор на периферії шва й коли припій кристалізується в сполучному каналі раніше, ніж у паяльному зазорі. Заповнення некапілярного зазору порошком з дискретних волокон розміром  $\varnothing 0,4 \times 1$  мм із сталі 20 усуває більші усадкові

раковини, але при цьому метал шва в центральній зоні має велику кількість усадкових мікродефектів. У зонах усадки частки порошку полужені припоєм, з'єднані між собою, але в порожнинах між частками припою немає. Крім усадкових дефектів при заповненні зазору з порошком розплавом припою у верхній і центральній зонах перетину шва утворюються ділянки із замкнутими залишковими газами, незважаючи на їх невеликий парціальний тиск при виконанні процесу у вакуумі й автовакуумі. Усуває макро й мікро усадкові дефекти нагнітання розплаву протягом усього періоду кристалізації металу шва в зоні її завершення. Для цього передбачається відповідна теплоізоляція вузла, що з'єднується, і живильника з розплавом (схема 4) [6, 7].

На розміри й кількість усадкових дефектів впливає величина об'ємної усадки розплаву. Дослідження формування з'єднання припоями Cu-Zn (Л63), Cu-Mn-Ni, Cu, об'ємна усадка яких становить 1,7; 1,96; 2,1 %, показала наступні відмінності в структурі, представлені в таблиці 1. Істотних відмінностей у формуванні паяного шва припоями, що мають різний інтервал кристалізації й різну об'ємну усадку при застосуванні нерозчинного й незначно розчинного в припої порошку немає. При застосуванні мідно-цинкового припою не виявляються макродефекти при нагнітанні розплаву припою на периферії шва. Однак на мікрорівні неоднорідність структури виявляється по всьому перетині шва. Мікропористість у зонах завершення кристалізації металу без підживлення припоєм обумовлює значну неоднорідність механічних властивостей з'єднання: межа міцності 270 - 300 МПа, ударна в'язкість 4 - 8 Дж/см<sup>2</sup>. При наявності підживлення шва, що кристалізується, припоєм під тиском механічні властивості значно підвищуються: межа міцності 380 - 390 МПа, ударна в'язкість 31 - 47 Дж/см<sup>2</sup>.

У загальному випадку можливість утворення дефектів і неоднорідність металу шва є характерною рисою формування з'єднання з нерозчинним у припої порошком. Практично шви мають різний перетин і різне розташування в просторі, що утруднює або унеможлиблює організацію підживлення розплавом припою протягом усього періоду кристалізації металу. У реальних умовах при підживленні розплавом припою під дією капілярних сил без зовнішнього тиску на припій імовірність утворення дефектів значна.

Таблиця - 1 Вплив складу припою на формування макроструктури металу паяного шва

Схема з'єднання	Cu-Zn без порошку	Cu-Zn з порошком	Cu-Mn-Ni без порошку	Cu-Mn-Ni з порошком	Cu без порошку	Cu з порошком
						
						
						

Істотно змінюється формування металу шва при застосуванні порошку частково розчинного в розплаві припою. У цьому випадку відбувається ізотермічна кристалізація металу шва при температурі просочування. На рисунку 2 показана схема з'єднання зразка з зазором змінного перетину з об'ємом 430 см<sup>3</sup>. Для заповнення зазору використано 1600 г залізонікелевого порошку й 2200 г мідно-марганцевого припою. Місце введення припою було в зоні найменшого перетину на периферії зазору.



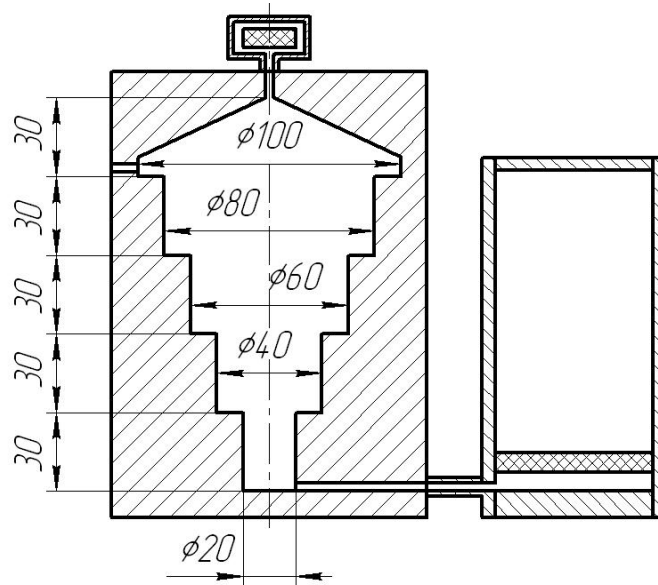


Рисунок 2 - Схема зразка зі змінним перетином і об'ємом зазору

Сполучний канал і живильник не мали теплоізоляції. Час ізотермічної витримки становив 1 годину. При охолодженні першим кристалізувався припій у сполучному каналі, виконаному із трубки малого діаметра. Підживлення припоем шва під тиском припинилося на початковій стадії кристалізації. Однак, як показало дослідження макрошліфа (рисунок 3), усадкових дефектів немає по всьому перетині "шва". Таким чином, при виборі композиції взаєморозчинних порошку й припою при відповідній ізотермічній витримці при температурі просочування можна сформувати бездефектну структуру металу шва.

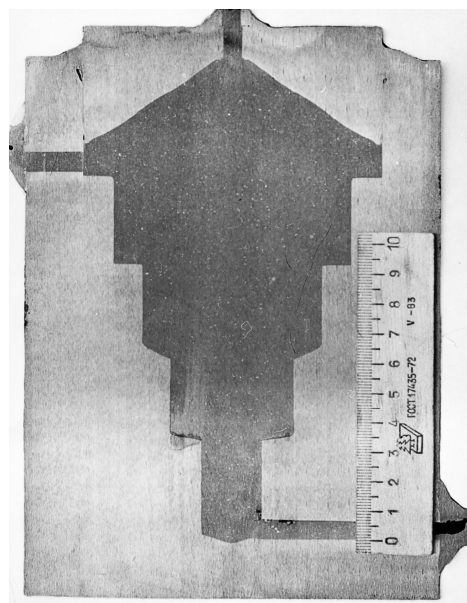


Рисунок 3 - Макрошліф зразку без усадкових дефектів

Експерименти багатьох дослідників з нагнітанням припою в зазор підтвердили позитивний вплив тиску на кристалізацію металу шва [10,11]. Однак практичне застосування тиску утруднене складністю виконання. Високотемпературні печі, у робочій камері яких можна підвищувати тиск, промисловість не виготовляє для широкого застосування.

Застосувати тиск над розплавом металу при просочуванні порошку можна за допомогою способу і пристрою, схему яких в загальних рисах ілюструє рисунок 2 [8, 9]. Заповнений порошком зазор між деталями герметизують по периметру і приєднують до нього сорбційний насос і живильник розплавленого металу за допомогою дугового зварювання. В сорбційному насосі розміщують порошки активних металів – Ti, Mn, Cr, які при нагріванні в звичайних термічних печах поглинають кисень, азот, оксиди вуглецю і створюють автовакуумний ефект зниження тиску до рівня низького вакууму (приблизно 133 Па) [12]. В живильнику газ, розташований над поверхнею розплаву, при підвищенні тиску при нагріванні нагнітає розплав в зазор. Особливістю пристроїв з нагнітанням розплаву стисненим газом є наявність у сполучному каналі герметичної перегородки, що відокремлює камеру живильника від зазору. Перегородка відокремлює живильник доти, поки припій у ньому повністю не розплавиться й не розчинить її. Це виключає можливість проникнення стисненого газу в паяльний зазор раніше розплаву припою.

Відомо, що при кристалізації виливків тиск над поверхнею розплаву величиною  $> 0,35$  МПа є достатнім для усунення усадкової пористості. Такого ж тиску достатньо і при просочуванні порошку для того, щоб при правильній організації уведення розплаву в зазор виключити утворення усадкових дефектів і пористості в металі шва. Результати експериментів з'єднання сталі 20 мідно-марганцевим припоєм швами шириною 2,5 мм, заповнених залізо-нікелевим порошком, наведені в таблиці 2.

Таблиця - 2 Вплив величини тиску нагнітання розплаву на механічні властивості з'єднання сталі 20

Механічні властивості	Тиск на припій, МПа				
	0	0,2	0,4	0,9	1,3
Межа міцності, МПа	330-360	440*	440*	440*	440*
Ударна вязкість, Дж/см <sup>2</sup>	28-44	45-94	96-108	83-103	68-100

Примітка \* Руйнування по основному металу

Наряду з технологічними чинниками процесу – температурою, тиском – основне значення має формування структури композиційного металу в зазорі, що дозволяє створити з'єднання, рівномірне по всім показникам з основним металом.

При просочуванні в зазорі порошоків на основі заліза і нікелю мідними припоями можна сформувати ряд різновидів структури (рисунок 4).

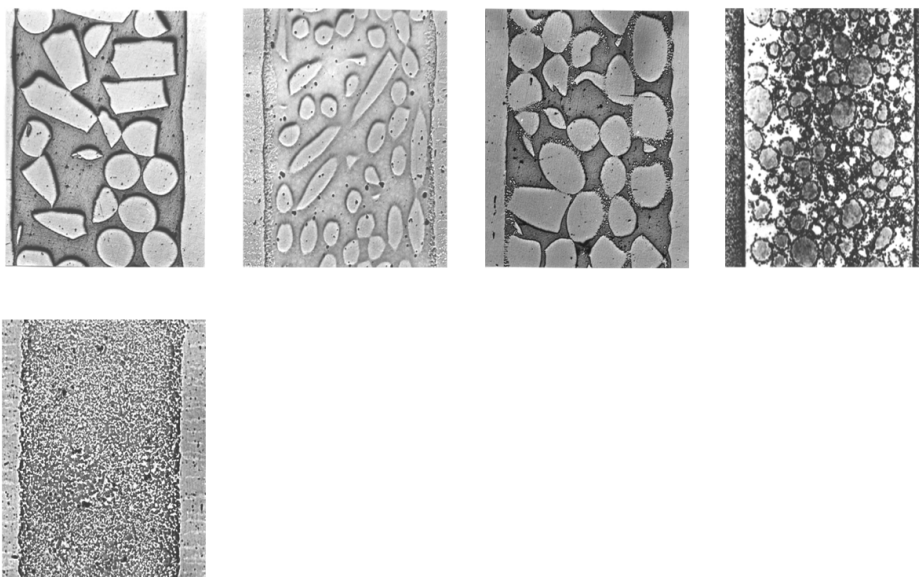


Рисунок 4 - Мікроструктура (x20) паяного мідними припоями з'єднання з порошком в зазорі:

а - нерозчинним у припої (порошок сталь 20 + припій Cu); б - частково розчинним (нікель + припій Cu-Zn); в – зрощующогося через дендрити (суміш низько- і високовуглецевої сталі + припій Cu); г - частково диспергованим (залізонікель + припій Cu-Mn); д - диспергованим (залізонікель + припій Cu -Mn).

При застосуванні порошку, нерозчинного або незначно розчинного в розплаві припою, формується гетерогенна структура, що обумовлює невисокі пластичні властивості металу шва. Форма часток порошку (кристал, куля, циліндр) мало впливає на властивості. Втомлювана міцність такого з'єднання низька. Експерименти підтверджують дані роботи [13], у якій показано, що криві втомлюваної міцності просоченого міддю залізного порошку нагадують криві для сірого чавуну. Аналогічну гетерогенну структуру має метал шва при просоченні залізного порошку латунню. Підтверджуються дані роботи [14], що при розмірі часток порошку  $> 50$  мкм його можна вважати нерозчинним у латуні.

Разом з тим мала розчинність заліза в розплавленій міді або латуні обумовлює протікання процесу розчинення-осадження, що дозволяє істотно змінювати структуру металу шва. На рисунку 4,в показана структура металу шва, що утворилася при взаємодії розплавленої міді з сумішшю порошоків низько- і високовуглецевої сталей. Зрощування часток

чок порошку між собою й з основним металом при утворенні стовпчастих кристалів фази Fe-Cu-C істотно підвищує механічні характеристики металу шва. Ефект армування металу шва проявляється й при просоченні композиційного порошку латунню.

При застосуванні порошку, розчинного в припої, утворюється структура з оплавленими частками (рисунок 4,б). При формуванні металу шва розплавом латуні з нікелевим порошком розчинення його в латуні утворює однофазну матрицю шва, а активна дифузія міді й цинку в часточки порошку приводить до ізотермічної кристалізації із зникненням рідкої фази при температурі просочування. У таких композиціях порошок - припій збільшення часу витримки при температурі просочування відводить депресант із матриці з істотним підвищенням її міцності. При певному складі композиції можливий епітаксціальний перехід на границі порошок-припій, що в порівнянні з гетерогенною структурою може підвищити механічні властивості металу шва.

При значній взаємній розчинності припою й порошку можна сформувати метал шва зі структурою, близькою до однорідного твердого розчину. При певній композиції порошку і розплаву можна активізувати процес диспергації часток порошку розміром 300...400 мкм і перетворити їх при ізотермічній витримці в мілкодисперсні глобулі розміром 20...30 мкм.

Застосування означених вище металургійних реакцій для формування структури композиційного металу дає можливість створити з'єднання, що має комплекс механічних властивостей рівних з основним металом, або ж має специфічні, відповідно до потреби, властивості. Наприклад, метал шву може бути м'яким прошарком, або міцнішим основного металу. При потребі він може мати властивості демпферного прошарку [15].

Композицію можна вибрати такою, при якій метал прошарку буде мати інший, ніж основний метал, термічний коефіцієнт лінійного розширення. В такому разі в з'єднанні можна створити залишкове напруження потрібного знаку. В таблиці 3 наведено приклад коефіцієнту лінійного розширення композиційного металу, сформованого із залізо нікелевого порошку і мідно-марганцевого припою в порівнянні з маловуглецевою сталлю.

Таблиця - 3 Коефіцієнт термічного розширення складових з'єднання,  $\alpha \cdot 10^{-6}$  мм/°С

T, °C	100	200	300	400	500	600	700	800
Сталь 20	11,9	12,4	13,0	13,3	14,1	14,6	14,8	15,2
Метал шву	18,4	18,7	18,9	19,2	19,8	19,9	20,3	20,8

Такий композиційний метал шва має такі механічні характеристики:

$\sigma_T = 300 \div 350$  МПа;  $\sigma_B = 590 \div 640$  МПа;  $\delta = 22 \div 30$  %;  $\psi = 48 \div 60$  %;  $KCU = 50 \div 100$  Дж/см<sup>2</sup>;  $HB = 100 \div 160$ . Ці властивості є рівними або перевищують властивості вуглецевих і низьколегованих конструкційних сталей. В таблиці 4 приведені механічні властивості деяких композиційних металів, сформованих просоченням різних порошків розплавом припоїв.

Таблиця - 4 Механічні властивості композиційного металу

Порошок	Припій	Межа плинності, МПа	Межа міцності, МПа	Відносне подовження, %	Відносне звуження, %	Ударна вязкість, Дж/см <sup>2</sup>	HB
Fe 76Ni24	Cu64Mn30Ni6	260	490	36	46	100	145
Fe 50Ni50	Cu64зMn30Ni6	310	520	26	54	155	170
Fe 76Ni24	Cu63Mn30Ni5Mo	310	560	25	44	103	164
Fe 76Ni24	Cu63Mn30Ni5Zn	290	550	31	60	123	164

Властивості промислових і експериментальних порошків, їх газонасиченість, металургійні реакції взаємодії з розплавом різного складу, структура і властивості різних композиційних металів ґрунтовно розглянуто в роботі [16].

Металургійні особливості формування паяного шва з порошком у широкому зазорі дозволяють забезпечити високі механічні властивості з'єднанню. Однак для досягнення комплексу механічних властивостей - міцності й пластичності - необхідна інша, не властива паянню концепція. Паяльний зазор не повинен бути капілярним, а мати розмір, який вимірюється цілими числами міліметра. Такий зазор варто називати широким. Для виконання паяння із широким зазором необхідний ряд способів і специфічних технологічних операцій для рішення декількох завдань. Одним з них є заповнення без порожнеч і фіксування порошку в зазорі при зборці й паянні. Інше завдання - розміщення необхідної кількості припою для повного просочення порошку в зазорі.

Одна з типових схем підготовки до паяння із широким зазором представлена на рисунку 5.

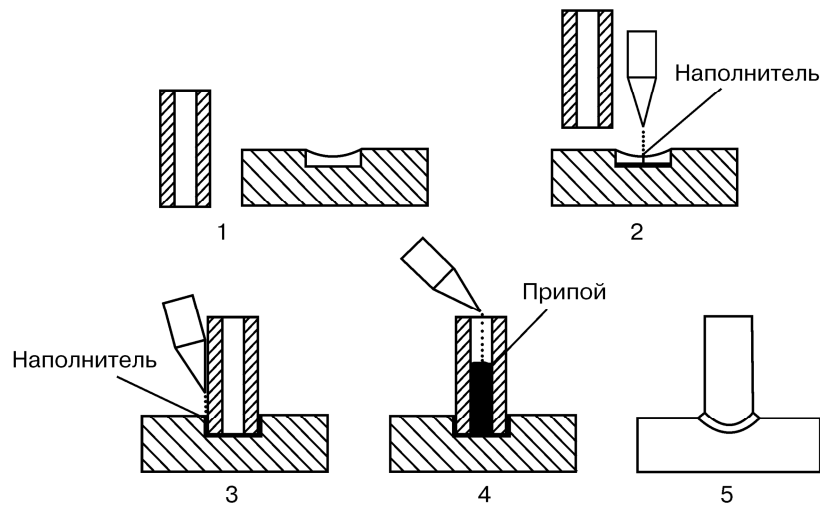


Рисунок 5 - Схема зборки деталей для паяння при широкому зазорі з порошком

Дозовану кількість порошку розміщують на дні поглиблення в одній з деталей. Шар порошку забезпечує необхідний розмір зазору при розташуванні іншої деталі. Кільцевий зазор установлюють за допомогою центруючого пристрою й заповнюють порошком. Дозовану кількість припою розміщують у технологічній порожнині. Розплавлений припій просочує шар порошку, витісняючи з нього газів й підживлює композиційний метал, що кристалізується, у шві. За такою схемою виконується паяння в вакуумних печах корпусів сталевих трійників, відводів, косинців арматури високого тиску компресорних установок (рисунок 6).

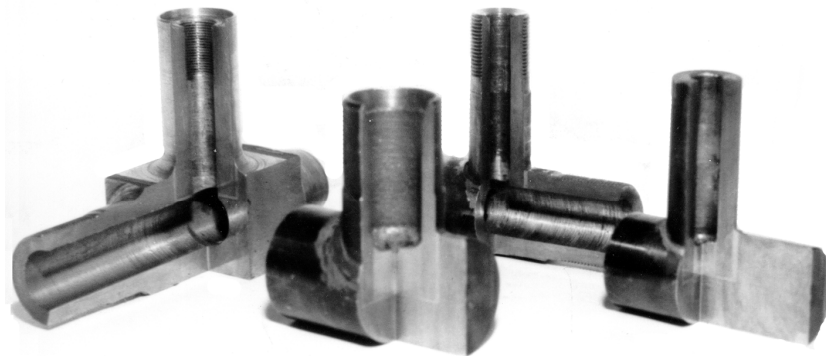


Рисунок 6 - Паяні корпуси трійників і кутників арматури високого тиску

При застосуванні автовакуумного нагрівання для паяння із широким зазором передбачається герметизація зварюванням периметра шва, видалення газів сорбентом і подача розплаву припою з допоміжної камери. Одна зі схем автовакуумного паяння представлена на рисунку 7.

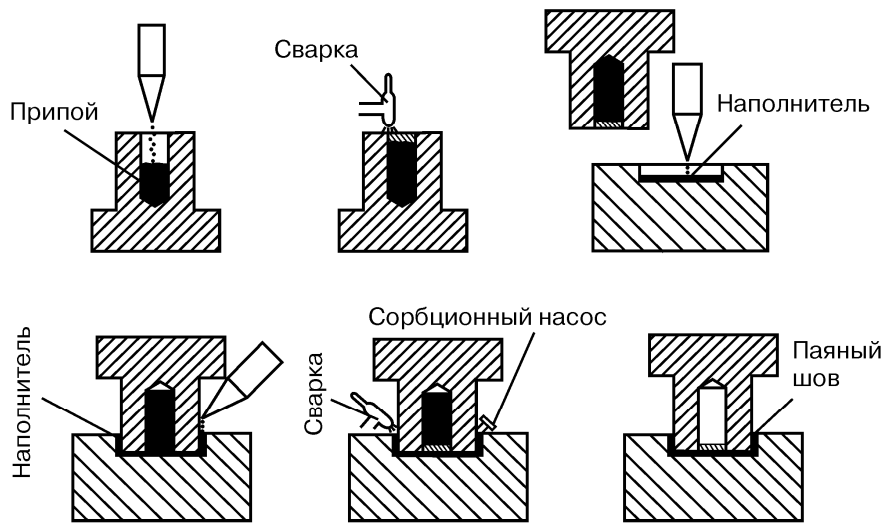


Рисунок 7 - Схема зборки деталей при широкому зазорі для автовакуумного паяння

При такій схемі припій, перебуваючи в технологічній порожнині усередині деталі, розплавляється після нагрівання всієї зборки до температури паяння, причому одночасно із зазору сорбент видаляє газ. Залишкові, не поглинені сорбентом газу, розплавлений припій витісняє в технологічну порожнину із сорбентом. При охолодженні розплавлений припій підживлює метал шва й кристалізується останнім. За такою схемою виконують паяння корпусів сталевих циліндрів компресорів високого тиску (рисунок 8).



Рисунок 8 - Заготовки сталевих циліндрів компресорів, підготовлені для автовакуумного паяння

## **Висновки**

Просочуванням розплавом каркасу із металевих порошків можна сформуванати при відповідному складі композиції метал різноманітної структури для стикового з'єднання, що має міцність рівну або вищу ніж основний метал. При необхідності композиційний метал в необмеженому розмірами зазорі може відігравати роль м'якого демпфуюого прошарку, що є важливим при з'єднанні різнорідних матеріалів.

Розглянуті особливості формування композиційного металу при створенні нероз'ємних з'єднань сталевих деталей просочуванням різних металевих порошків розплавом металу, що має нижчу, ніж порошок, температуру плавлення, можуть бути застосовані не тільки в нетрадиційних способах зварювання і паяння. Вибір комбінації технологічних матеріалів – порошку, розплаву і речовин, що утворюють при нагріванні захисне активне газове середовище, дозволяє вважати перспективним створення композиційного матеріалу і технології плакування деталей шаром з специфічними властивостями.

Суттєві перспективи створює застосування наноматеріалів [17] в технологіях з'єднання і плакування, що дозволить за допомогою незначної кількості модифікаторів надати розплаву, який просочує порошки і створює матрицю композиційного металу, нових недосліджених можливостей.

## **Бібліографічний список**

1. Еременко В.Н., Найдич Ю.В., Лавриненко И.А. *Спекание в присутствии жидкой металлической фазы.*- Киев. Наукова думка.- 1968.-12 с.

2. Еременко В.Н. *Поверхностные явления и их роль в процессах жидкофазного спекания // Сб. Современные проблемы порошковой металлургии*–Киев. Наукова думка.- 1970.- С.101-122.

3. Федорченко И.М., Андриевский Р.В. *Основы порошковой металлургии.* Изд. АН УССР.: -Киев.-1961.-420 с.

4. . *Порошковая металлургия: Справочник.* И.М.Федорченко, И.Н.Францевич,

*И.Д. Радомысльский и др.,- Киев: Наукова думка, 1985.-624 с.*

5. *Справочник по пайке / Под ред. И.Е. Петрунина. 3-е изд., М.: Машиностроение, 2003.- 480 с.*

6. *Радзиевский В.Н., Рымарь В.И. Автовакуумная пайка крупногабаритных деталей с кристаллизацией под давлением. Сб.Повышение эффективности производства паяных конструкций. «Знание». М.: 1983. с.74-80.*

7. *Радзиевский В.Н., Рымарь В.И. Влияние давления нагнетания припоя на формирование соединения при автовакуумной пайке*



крупногабаритных деталей с некапиллярными зазорами. Сб. Экономия материалов в технологических процессах пайки. Киев. ИЭС им. Е.О.Патона, 1983. с.15-21.

8. Радзиевский В.Н., Рымарь В.И., Дудченко В.Л. Способ автовакуумной пайки крупногабаритных деталей с некапиллярными сборочными зазорами. Авт. свид. СССР №831446. Оpubл. 30.05.81.

9. Радзиевский В.Н., Рымарь В.И. Устройство для автовакуумной пайки крупногабаритных деталей. Авт. свид. СССР №846150. Оpubл. 15.07.81.

10. Шибалов М.В. Пайка с кристаллизацией под давлением.-М.: -Металлургия.-1980.-68 с.

11. Батышев А.И. Кристаллизация металлов и сплавов под давлением. -М.: Металлургия.-1977.-150 с.

12. . Рымарь В.И., Лоцманов С.Н., Радзиевский В.Н., Плеханов В.Г. Сорбент для автовакуумного нагрева. Авт. свид. СССР №508263.

13. Усталостная прочность железа, пропитанного медью. Konda Tsao, Yagi Hidetsugu, Nakagawa Toshiyuki. // J. Jap. Soc. Power and Powder Met., 1976, N 2, p.48-54.

14. Шапиро А.Е., Савельева М.И., Каракозов Э.С. Интенсивность растворения железного наполнителя в латунном припое. // Автоматическая сварка.-1978.-№ 2.- С.28-30.

15. Цуда Масатеси. Припой на основе меди с высокой прочностью и амортизационной способностью. Япон. патент №52-113578, опубл. 24.12.80.

16. Радзиевский В.Н., Ткаченко Г.Г. Высокотемпературная вакуумная пайка в компрессоростроении.- К.: «Екотехнологія».- 2009.- 400 с.

17. Цветков Ю.В., Самохин А.В. Плазменная нанопорошковая металлургия //Автоматическая сварка.-2008.-№ 8.- С.171-175.

*к.т.н. Куберский С.В.,  
д.т.н. Луценко В.А.,  
к.т.н. Боровик П.В.  
(ДонГТУ, Алчевск, Украина)*

## **ВЛИЯНИЕ СОДЕРЖАНИЯ ОСНОВНЫХ ПРИМЕСЕЙ И ПАРАМЕТРОВ НЕПРЕРЫВНОЙ РАЗЛИВКИ НА РАЗВИТИЕ ЛИКВАЦИОННЫХ ПРОЦЕССОВ И КАЧЕСТВО МЕТАЛЛА**

*Досліджено вплив різноманітних факторів на розвиток ліквідації домішок у безперервно литому металі, властивості і якість заготовок, та визначені вихідні дані для створення математичної моделі напружено-деформованого стану слябів МБЛЗ.*

***Ключові слова:** безперервне розливання, сляб, домішки, ліквіація, вміст елементів, математична модель, напружено-деформований стан.*

*Исследовано влияние различных факторов на развитие ликвации примесей в непрерывно литом металле, свойства и качество заготовок, а также определены исходные данные для создания математической модели напряженно-деформированного состояния слябов МНЛЗ.*

***Ключевые слова:** непрерывная разливка, сляб, примеси, ликвация, содержание элементов, математическая модель, напряженно-деформированное состояние.*

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

Развитие современного металлургического комплекса Украины характеризуется внедрением новых высокоэффективных технологических схем и оборудования для производства качественной металлопродукции способной конкурировать с лучшими образцами передовых мировых производителей.

Одним их основных технологических решений способствующих снижению издержек отечественного производства и повышающих его эффективность является непрерывная разливка стали.

Сегодня большая часть крупнейших металлургических предприятий Украины имеет в своем составе современные сталеплавильные комплексы включающие выплавку стали в кислородных конвертерах, внепечную обработку на агрегатах типа ковш-печь и непрерывную разливку в сортовые либо слябовые заготовки.

Основным направлением улучшения технико-экономических показателей получения металлопродукции в современных условиях является снижение ресурсо- и энергозатрат, а также повышение ее эксплуатационных и качественных показателей. В тоже время эффективность процесса непрерывной разливки существенно зависит от технологических параметров жидкого металла обеспечиваемых внепечной подготовкой к разливке, а также организации и строгого соблюдения заданных параметров и условий поведения металла в промежуточном ковше, кристаллизаторе и зоне вторичного охлаждения.

Высокое качество непрерывно литого металла в значительной степени зависит от возможности прогнозирования и управления его внутренней структурой на основании сведений о параметрах разливки и химическом составе стали.

Поэтому, создание эффективных систем прогнозирования механических характеристик стали в любой точке технологической оси МНЛЗ, а также способных обеспечивать управление процессами кристаллизации и структурообразования является весьма актуальной научной задачей. Кроме того, необходимо создание систем учитывающих влияние на процессы формирования непрерывно литой заготовки высокоэффективных методов электромагнитного перемешивания и мягкого обжатия применяемых на большинстве современных МНЛЗ.

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

Среди многообразия математических моделей процесса непрерывной разливки [1-3] отсутствуют модели, которые позволяют определить параметры напряженно-деформированного состояния в различных точках заготовки и тем самым оценить вероятность образования дефектов с учетом двух и трехмерного течения металла.

Авторами работы для прогнозирования напряженно-деформированного состояния непрерывно литых заготовок предложено использовать метод конечных элементов в его программной интерпретации Abaqus, который в полной мере позволяет учесть двух и трехмерный характер течения металла при оценке его механических характеристик и склонности к образованию грубых дефектов поверхности и внутренней структуры [4].

Для создания математической модели напряженно-деформированного состояния непрерывно литого металла при обработке давлением важное значение имеет целый ряд технологических параметров, таких как температурно-скоростной режим разливки, организация вторичного охлаждения и настройка элементов ЗВО, толщина слитка, химический состав разливаемого металла, а также его изменение по сечению в процессе формирования непрерывно литых заготовок.

### Постановка задачи.

Целью данной работы является определение исходных данных по распределению примесей и уровню их ликвации, которые необходимы для создания математической модели напряженно-деформированного состояния металла при обработке давлением, а также исследованию влияния различных элементов на качество непрерывного слитка.

### Изложение материала и результаты.

Химический состав разливаемого непрерывным способом металла в значительной степени определяет характер кристаллизации слитка, образование химической неоднородности по его сечению, склонность к дефектообразованию и в дальнейшем эксплуатационные характеристики.

Почти все элементы в той или иной степени растворимы в жидком железе. В твердом железе растворимость многих элементов ограничена. Различная растворимость элементов в жидкой и твердой фазах обуславливает химическую неоднородность слитка.

В процессе роста твердой фазы на фронте кристаллизации происходит накопление ликвирующих примесей. Это связано с тем, что скорость диффузионного перемещения примесей, выделившихся в результате ограниченной растворимости в твердой фазе, на два-три порядка меньше скорости продвижения фронта кристаллизации.

На рисунке 1 представлено наиболее характерное распределение примесей по сечению непрерывно литого металла, которое может быть использовано при разработке математической модели напряженно-деформированного состояния [5].

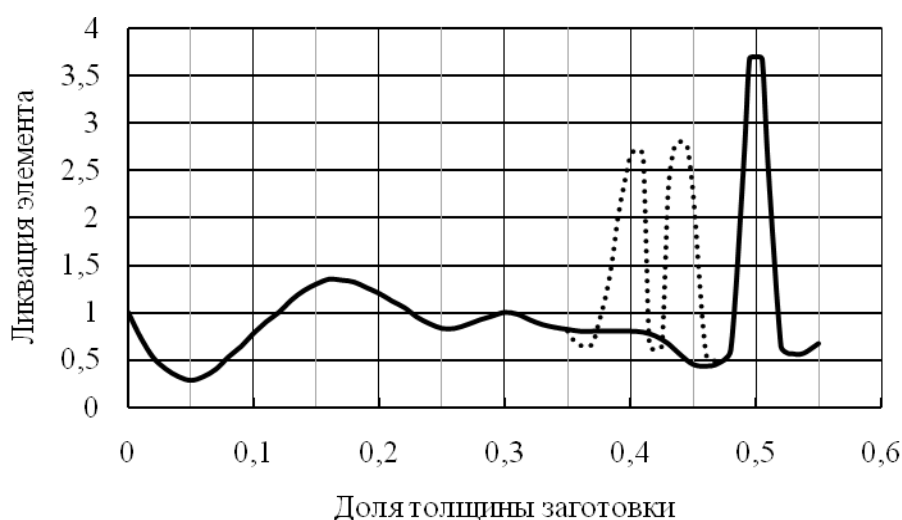


Рисунок 1 – Типичное распределение примесей по сечению непрерывнолитой заготовки

Концентрация растворенного элемента, как следует из рисунка 1, вначале постепенно снижается от поверхности заготовки, и минимальное значение ее соответствует участку, расположенному на расстоянии, составляющем 0,03 – 0,07 толщины заготовки от ее поверхности. Этот участок заготовки кристаллизуется в условиях приближенных к мгновенному затвердеванию и слабо развитой зоны двухфазного состояния, что и предопределяет получение обедненной ликватами структуры из-за различной их растворимости в твердом и жидком железе. После этого концентрация увеличивается, причем за отрицательной ликвацией отмечается положительная на участке шириной 0,07 – 0,18 толщины заготовки. Затем происходит плавное снижение концентрации до исходной и далее она имеет примерно постоянное значение по направлению к оси заготовки.

В узкой осевой зоне, как правило, наблюдается более или менее ярко выраженная положительная ликвация (индекс ликвации от 1,3 до 4,5), непосредственно перед которой расположена зона, обедненная примесями.

Аналогичные результаты были получены при исследовании темплетов вырезанных из непрерывнолитого сляба сечением 220\*1260 мм стали С091ТМ разлитой на двухручьева слябовой МНЛЗ ОАО «Алчевский металлургический комбинат» (ОАО «АМК»). Ширина осевой ликвации составила 1-2% от толщины сляба.

Внецентренная область, примыкающая к осевой зоне, может быть поражена полосчатой неоднородностью – чередованием полос толщиной 0,02 – 0,03 толщины заготовки с повышенным и пониженным содержанием элементов.

При определенных условиях в слитках непрерывной разливки прямоугольного сечения с большим соотношением сторон химическая неоднородность может иметь значительное развитие (осевая и внецентренная ликвация) и содержание ликвирующих примесей в осевой зоне превышает марочный показатель в 1,3 – 1,7 раза, а содержание серы и фосфора может быть значительно выше этого показателя. Чем сильнее осевая ликвация, тем больше «штриховатость» по оси листов. Грубая осевая ликвация приводит к расслоению. Механические испытания стандартных образцов, вырезанных из осевой зоны листов вдоль направления прокатки, показали, что усиление дефекта «штриховатости» приводит к снижению предела прочности до 16,7 %, предела текучести до 28 %, ударной вязкости до 13,8 %.

Анализ ликвации в центре слитка и на периферии показывает, что осевая часть имеет значительно больший индекс ликвации (рисунок 2).

Так содержание серы в центральной зоне слитка толщиной 150 мм из ст.3 более чем в 3 раза превышает марочное значение, тогда как лик-

вазия серы по толщине в образцах, отобранных на расстоянии 20 мм от узкой грани не превышала индекса 1,4. Повышение концентрации серы в металле способствует увеличению индекса ликвации.

Повышение температуры металла вызывает усиление ликвации на 40 – 45% по фосфору и сере и на 30 % по углероду.

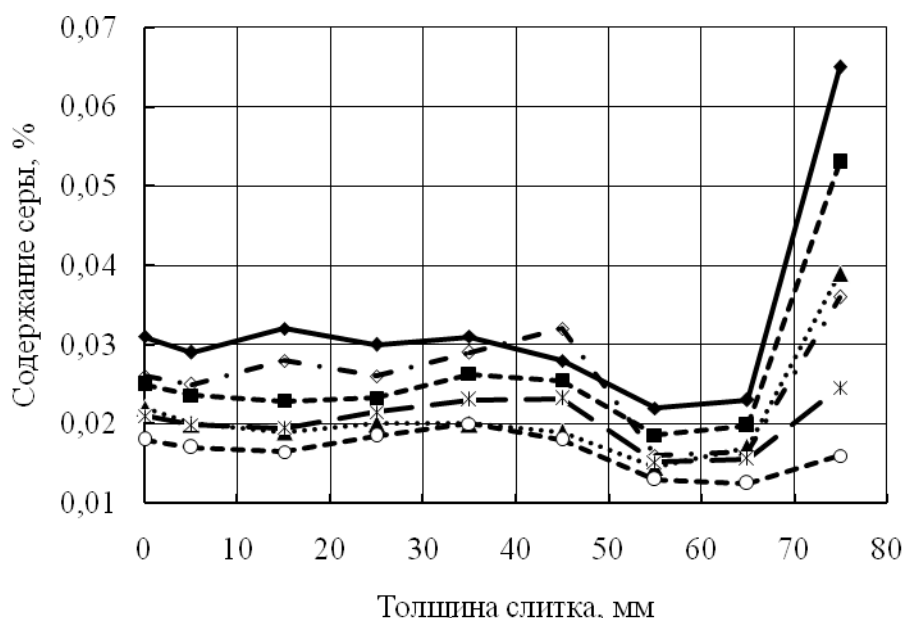


Рисунок 2 – Изменение содержания серы по толщине непрерывнолитой заготовки в зависимости от ее начальной концентрации

Значительное влияние на индекс ликвации примесей оказывает углерод, способствующий его повышению относительно практически всех основных примесных элементов (рисунок 3). Увеличение содержания углерода в диапазоне 0,05–0,10% практически не влияет на ликвацию основных примесей кроме фосфора. В интервале содержания углерода 0,10–0,70% индекс ликвации углерода, меди, ниобия и марганца возрастает до 1,5–2. В этом же интервале изменения концентрации углерода наблюдается резкое возрастание ликвации серы, которая достигает 3,8 и более. Высокий индекс ликвации с повышением содержания углерода характерен также фосфору. Наиболее опасным интервалом концентраций углерода в этом случае является 0,05–0,10%, в котором ликвация фосфора резко возрастает с 2 до 3,1, а при повышении содержания углерода с 0,10% до 0,70% индекс ликвации фосфора возрастает до 3,7.

С повышением скорости разливки в интервале 0,3 – 0,55 м/мин осевая ликвация возрастает на 30 % (по балльной оценке с 1,5 до 3,5) для всех марок стали [6]. При разливке углеродистой стали с повышением скорости осевая ликвация снижается, а при разливке стали марок

20X, 40X – возрастает [7]. Увеличение толщины слитка в диапазоне от 150 мм до 200 мм ведет к усилению осевой ликвации на 0,4 – 1,5 балла.

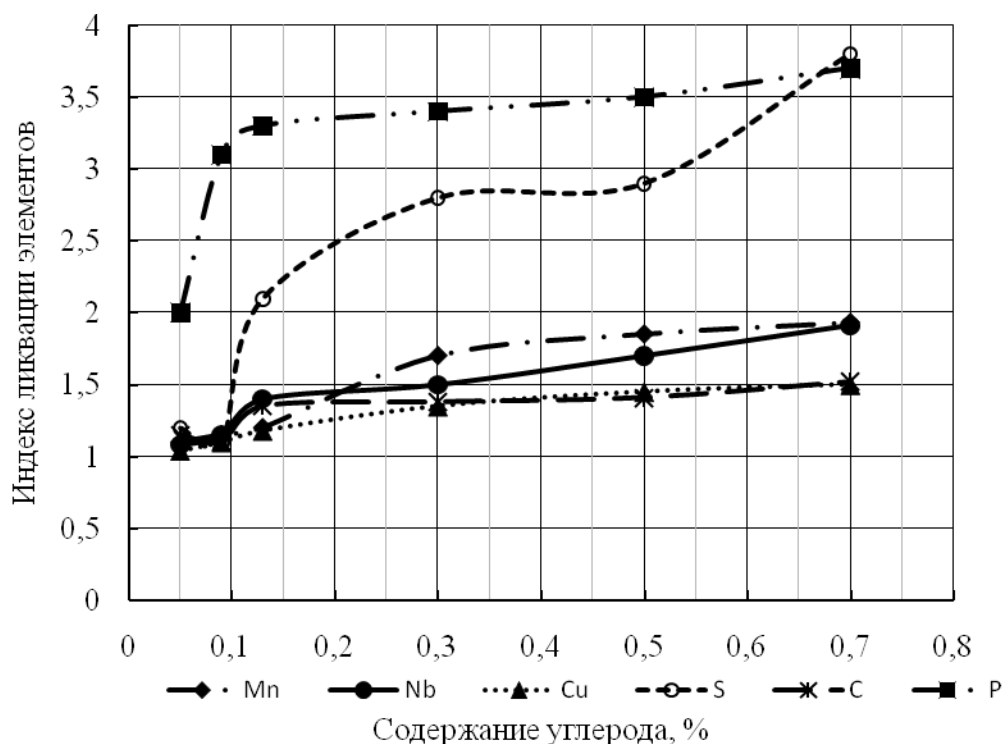


Рисунок 3 – Влияние содержания углерода на ликвацию основных примесей стали

Ликвация, главным образом, зависит от перегрева стали выше температуры ликвидуса. При повышении перегрева с 5 до 20 °С степень ликвации по сере увеличивается с 16 до 60 %.

Кроме того, можно отметить, что увеличение интенсивности охлаждения и некоторое обжатие заготовки в вытягивающей машине способствует снижению степени ликвации, а неравномерное вторичное охлаждение вызывает образование ликвационных полос.

В заготовках из малоуглеродистой стали присутствуют две зоны ликвации по сечению – поверхностная (до 15 – 20% от толщины слитка) и центральная (2 – 3% от толщины слитка) [8]. Максимальные отклонения (по отношению фактической концентрации к средней) составили: в поверхностной зоне – 0,85 (углерод и сера), а в центральной – 2,2 по углероду и до 5 по сере. Отрицательная ликвация у поверхности сляба больше развита у узкой грани, что предположительно связывается с действием потока струи из стакана. Развитие центральной ликвации объясняется характером структуры (развитием зоны равноосных кри-

сталлов) и степенью отраженного потока от механического воздействия на сляб.

При разливке открытой струей область отрицательной ликвации в поверхностном слое более ярко выражена в средней части широкой грани заготовки – коэффициент ликвации серы 0,55 при протяженности до 10% от толщины слитка, чем на периферии (0,85 и 12% соответственно). При разливке через погружной стакан область отрицательной ликвации более ярко выражена ближе к узким граням – коэффициент ликвации 0,78 при протяженности до 17% от толщины заготовки, чем в середине заготовки (0,85 и 23% соответственно).

Кроме того, в условиях кислородно-конвертерного цеха ОАО «АМК» были проведены исследования влияния концентраций водорода, азота и алюминия на ход технологического процесса непрерывной разливки и качество слябов.

Наличие высокого содержания растворенного водорода в стали является причиной ряда дефектов, таких как наружные звездообразные трещины и газовые пузыри, что способствует увеличению отбраковки металлопродукции. Эти дефекты являются следствием внутреннего давления возникающего когда атомы водорода спариваются для образования стабильных молекул  $H_2$  большего объема. Негативным проявлением водорода в стали также являются флокены, они появляются при температуре менее  $200\text{ }^{\circ}\text{C}$  и приводят к трещинам в стальных конструкциях.

Различные источники подтверждают наличие связи между содержанием водорода в стали и прорывами на МНЛЗ. Эти прорывы имеют вид залипания и объясняются адсорбцией водорода в смазку кристаллизатора. Пузыри газа вызывают кристаллизацию смазки и увеличивают ее вязкость. Риск прорывов становится критичным, когда уровень водорода превышает 9 ppm или  $9,7\text{ см}^3/100\text{ г}$ .

Для исследования влияния водорода на технологию непрерывной разливки и возникновения аварийных ситуаций была проведена статистическая обработка 171 плавки стали марки 1006 по данным разливочных журналов. Установлено, что содержание водорода в металле оказывает немаловажное влияние на ход технологического процесса. Подвижение слитка в кристаллизаторе и вероятность возникновения аварийных ситуаций возрастает с ростом содержания растворенного в стали водорода. При содержании водорода до 4,9 ppm количество аварийных плавков не превышает 10%, а дальнейшее повышение его концентрации приводит к увеличению этого числа до 82%.

Установлено, что содержание водорода в металле существенно повышается с увеличением расходов извести и алюмосодержащих материалов.



Высокие содержания азота ( $6-8 \times 10^{-3} \%$  или 60-80 ppm и более) не допустимы в стали для металлоконструкций, служащих при минусовых температурах, в листовом металле, предназначенном для глубокой вытяжки, а также в изделиях, служащих при высоких температурах. Вредное влияние азота особенно отчетливо сказывается на свойствах низкоуглеродистых безкремнистых сталей, от которых требуются высокие пластические свойства. Такие марки сталей (1006, 1008, 1010 и другие) занимают значительную долю в сортаменте предприятия, поэтому процессы сорбции между азотом воздуха и металлом в технологических условиях нового кислородно-конвертерного цеха требуют скорейшего и всестороннего изучения.

Было установлено, что химический состав низкоуглеродистых сталей сортамента ОАО «АМК» (низкое содержание углерода, серы и кислорода, легирование марганцем) в значительной степени способствует процессам сорбции азота между металлом и газовой фазой.

По данным исследования показателей 65 конвертерных и 68 мартеновских плавов была изучена динамика изменения содержания азота в стали по ходу технологического процесса. В обоих случаях содержание азота в кристаллизаторе МНЛЗ превышало допустимые значения, причем прирост содержания азота происходит, в том числе, и после обработки стали на вакууматоре, то есть при разливке стали на МНЛЗ, и составляет в среднем около 15 ppm. Установлено, что удаление азота из металла вследствие медленного протекания процесса десорбции – задача весьма сложная. Вакуумирование или продувка инертным газом, как показал опыт, в отношении азота являются операциями малоэффективными, особенно если металл низкоуглеродистый, безкремнистый и содержит нитридообразующие элементы.

При подготовке к непрерывной разливке в условиях ОАО «АМК» безкремнистых низкоуглеродистых сталей (SAE 1006÷1020, HSLA, 1M23, 1P12 и др.) на установке ковш-печь применяется раскисление стали алюминием.

Раскисление алюминием является одним из самых сложных вопросов производства стали для холоднокатаного листа. Это связано с тем, что один из самых применяемых раскислителей спокойной стали кремний ухудшает пластические свойства металла, вызывая образование дефектов при холодной обработке давлением. Поэтому предназначенную для производства тонкого автолиста сталь ряда марок раскисляют только алюминием, доводя его содержание в металле до 0,02-0,07%.

При наличии в стали такого большого количества алюминия наблюдается ряд негативных явлений: восстановление ухудшающего свойства стали кремния из ( $\text{SiO}_2$ ), образование большого количества неметаллических включений на основе ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ), которые являются при-

чиной дефектов в листе (расслоение и т. п.) и значительно затрудняют условия разливки из-за затягивания разливочного канала, стаканов-дозаторов и погружных стаканов МНЛЗ.

Угар алюминия при непрерывной разливке сравним с угаром при внепечной обработке на УКП. Исходя из опыта работы отделения непрерывной разливки ОАО «АМК», при раскислении стали алюминием очень сложно получить необходимую чистоту непрерывнолитой заготовки по неметаллическим включениям без применения вакуумирования на этапе подготовки стали к разливке. Было установлено, что количество алюминия, введенного для раскисления металла, прямо пропорционально влияет на отсортировку готового листа по неметаллическим включениям.

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

Проведенные исследования позволили оценить характер распределения основных элементов (углерода, марганца, кремния, серы, фосфора) по толщине непрерывно литого слитка, параметры оказывающие наибольшее влияние на развитие осевой ликвации и качество заготовки, что позволяет разработать математическую модель напряженно-деформированного состояния металла при обработке давлением различных марок сталей. Кроме того, произведена оценка влияния содержания отдельных элементов на ход технологического процесса непрерывной разливки и качество стали.

Дальнейшие исследования будут посвящены изучению влияния температурно-скоростных параметров непрерывного литья на качество металла, разработке эффективной технологии раскисления и легирования стали алюмосодержащими материалами и созданию математической модели напряженно деформированного состояния непрерывно литого слитка в зоне вторичного охлаждения.

### **Библиографический список**

1. *Логунова О.С. Исследование качественных зависимостей образования внутренних дефектов и теплового состояния непрерывно литых заготовок / О.С. Логунова // Сталь. 2008. –№10. –С.60-63.*

2. *Юрковский Н.А. Расчетный анализ влияния параметров непрерывной разливки на порообразование слитка / Н.А. Юрковский, Л.В. Буланов // Сталь. 2005. –№9. –С.14-16.*

3. *Паршин В.М. Интеллектуальные системы управления качеством непрерывнолитой заготовки / В.М. Паршин, А.Д.Чертов // Сталь. 2005. –№20. –С.37-43.*

4. *Lutsenko V.A. Development of mathematical modeling for hot rolling of continuous-casted slabs / V.A. Lutsenco, P.V. Borovik, N.N.*

*Zablodskiy, S.V. Kuberskiy, J. Csizmadia, Zs. Csepeli, V. Gonda // Сбор. науч. трудов. Вып. №29 – Алчевск: ДонГТУ. 2009. – С.119–124.*

5. Дюдкин Д.А. Производство стали. Том 4. Непрерывная разливка металла / Д.А.Дюдкин, В.В.Кисиленко, А.Н.Смирнов // – М.: «Теплотехник», 2009. – С. 130.

6. Мурасов Ф.М. Влияние технологии непрерывной разливки на развитие осевой ликвации в широких слябах / Ф. М. Мурасов, В. Е. Гирский, В. А. Есюнина и др. // Проблемы стального слитка. – М., 1974. – С. 673 – 677.

7. Бутаков Д.К. Влияние скорости разливки стали на качество , непрерывных слитков / Д. К. Бутаков, С. М. Олерская, С. В. Гальперина и др. // Проблемы стального слитка. – М., 1976. – С. 388 – 390.

8. Chashi T. Study on Solidification, Segregation and Fluid Flow of Molten Steel in Continuously Cast Slabs. I. N. E. // Trails. Iron and Steel Insf. Jараа. 1975. – № 1. – P. 571, 579.

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

*к.т.н. Чебан В.Г.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ПРАКТИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ ФИЛЬТРОЭЛЕМЕНТА С ГРУШЕОБРАЗНЫМ ПРОФИЛЕМ ФИЛЬТРУЮЩЕЙ ПОВЕРХНОСТИ ОЧИСТИТЕЛЯ МАЛОВЯЗКИХ ЖИДКОСТЕЙ**

*Запропонований розрахунок фільтроелементу, який забезпечує постійну швидкість руху рідини у проточних каналах очисника, що призводить до зменшення втрат напору та стабільності тонкості очистки рідини по всій поверхні фільтроелементу.*

***Ключові слова:** очисник, фільтроелемент, технічна вода, тонкість очистки.*

*Предложен расчет фильтроэлемента, обеспечивающего постоянную скорость движения жидкости в проточных каналах очистителя, приводящую до снижения потерь напора и стабильности тонкости очистки жидкости по всей поверхности фильтроэлемента.*

***Ключевые слова:** очиститель, фильтроэлемент, техническая вода, тонкость очистки.*

Проблема очистки технической воды от механических примесей является актуальной во многих отраслях промышленности.

На ТЭС, химических, металлургических и др. предприятиях применяется огромное разнообразие различных по типу и производительности очистителей. В настоящее время большое распространение получили самоочищающиеся очистители с обратной промывкой [1, 2, 3], и постепенно занимающие все большее место гидродинамические фильтры с неподвижным фильтроэлементом [4].

Принцип работы очистителя с обратной промывкой основан на механической задержке частиц загрязнения, размер которых больше размера ячеек сетки фильтроэлемента. В процессе работы очистителя, сетка фильтроэлемента постепенно забивается частицами загрязнения. Для очистки поверхности фильтроэлемента осуществляется обратная промывка сетки фильтратом, через пустотелый очиститель, соединенный со сливом. При этом очиститель постепенно перемещается по всей поверхности фильтроэлемента. Включение обратной промывки производится, как правило, автоматически по достижению критического перепада давления на фильтроэлементе [3].

Анализ работы подобных очистителей, позволил выявить ряд их недостатков, таких как: сложность в их изготовлении; износ и необходимость периодической замены трущихся узлов; наличие дополнительного привода для осуществления обратной промывки и необходимость в его обслуживании; нестабильный и достаточно большой перепад давления на фильтроэлементе в процессе работы очистителя; потеря части фильтрата для осуществления процесса обратной промывки фильтроэлемента.

Самоочищающаяся способность гидродинамических фильтров с неподвижным фильтроэлементом типа «цилиндр в цилиндре» основана на использовании гидродинамического эффекта смывной части жидкости, движущейся в серповидных каналах над фильтрующей поверхностью [4]. При этом очищается большая часть исходной жидкости, а оставшаяся – используется для самоочистки очистителя и обогащенная загрязнениями сливается в оборотный цикл, канализацию или подвергается рециркуляции. При очистке маловязких жидкостей она составляет не более 6-20% от объема исходной жидкости с загрязненностью до 3,5 г/л в зависимости от размера загрязнений, способности ее к очистке и производительности очистителя.

По сравнению с очистителями с обратной промывкой гидродинамические фильтры с неподвижным фильтроэлементом имеют ряд существенных преимуществ: простота в изготовлении; отсутствие или минимальные затраты на обслуживание; стабильный и достаточно низкий перепад давления на фильтроэлементе; надежность в работе из-за отсутствия подвижных узлов и т.д. Однако наряду с достоинствами, этим фильтрам также присущи и недостатки: противоречивая зависимость количества сливаемой жидкости от максимального размера загрязнения и наоборот; в момент пуска фильтра в работу, т.е. когда принцип гидродинамической очистки еще не работает, а размер ячейки сетки в несколько раз больше допустимого размера загрязнений в фильтрате, возможно кратковременное попадание в фильтрат загрязнений, размер которых не регламентирован техническими условиями; неравномерность тонкости очистки по всей поверхности фильтроэлемента.

Для устранения последнего недостатка, необходимо обеспечить линейное изменение площади сечения серповидных каналов, образованных наружной поверхностью фильтроэлемента и внутренней поверхностью корпуса очистителя. Авторами работ [5, 6] обоснована необходимость грушеобразного профиля фильтроэлемента гидродинамических фильтров с неподвижным фильтроэлементом типа «цилиндр в цилиндре».

В работе [6] показано, что грушеобразная перфорированная часть корпуса фильтроэлемента, покрытая фильтровальной сеткой, должен

иметь такие параметры поточного радиуса, который при круговом цилиндре корпуса очистителя обеспечит образование двух серповидных каналов, причем каждый с линейно изменяющейся шириной и постоянной высотой. После этого скорость жидкости в каналах станет стабильной и будет получен двойной эффект – минимальные потери давления жидкости и постоянство тонкости очистки по всей поверхности фильтроэлемента.

Но как достичь конкретных параметров такого профиля фильтроэлемента в работе [5] ничего не сказано, а в работе [6] показан только общий теоретический подход к этому вопросу.

Целью статьи является обоснование и предложение метода расчета гидродинамического фильтра с неподвижным фильтроэлементом с грушеобразным профилем, обеспечивающим стабильную по всей поверхности тонкость очистки.

Достижение этого во многом зависит от правильного расчета очистителя, в частности, его фильтроэлемента, построенного на основе теоретических и практических знаний, а сам расчет - от тонкостей подхода и должного понимания принципа гидродинамической очистки жидкости. Несмотря на огромные возможности вычислительной техники, простота расчета по-прежнему остается не менее актуальной, особенно это важно для четкого его восприятия при отсутствии специальных методических пособий по расчету таких очистителей.

Известно, что в основе большинства практических расчетов лежат исходные и рекомендательные параметры: отраслевые, нормативные, опытные, стандартные и т.п. Расчет должен учитывать то, что важно для конструкции и технологии очистки, и в данном случае, это исходные данные: производительность очистителя по входу  $Q$  [ $m^3/c$ ], что в начале одного серповидного канала составляет  $Q_{n1} = \frac{Q}{2}$  [ $m^3/c$ ]; количество сливаемой из очистителя жидкости  $Q_k$  [ $m^3/c$ ], принимаемое равным 6–20% от  $Q$ , что в конце каждого канала составляет  $Q_{k1} = n \cdot Q_{n1}$  [ $m^3/c$ ], где  $n = 0,06 \div 0,2$ ; производительность очистителя по фильтрату  $Q_0 = Q - Q_k$  [ $m^3/c$ ], с производительностью по фильтрату на один канал  $Q_{01} = Q_{n1} - Q_{k1}$  [ $m^3/c$ ]; тонкость очистки  $d_0$  [ $mm$ ]; максимальный размер частиц загрязнений в исходной жидкости  $d_{max}$  [ $m$ ] и степень загрязненности жидкости в г/л.

Так как гидродинамическая очистка жидкости предусматривает непрерывное удаление из очистителя загрязнений, то очевидно, что через очиститель должны пройти частицы загрязнений с размером  $d_{max}$ , поэтому самая малая ширина его канала должна быть больше размера частицы загрязнения. Учитывая то, что это имеет место в конце серпо-

видного канала прямоугольного сечения, из практических соображений, принимаем ширину в конце канала  $h_k = (1,1 \div 1,5) \cdot d_{\max}$ . Она является одним из основных параметров для продолжения расчета фильтроэлемента во взаимосвязи с его остальными параметрами. Поэтому, с учетом выше принятого соотношения расходов в начале и в конце канала и постоянства скорости в нем, ширина в начале канала должна быть равной  $h_n = \frac{h_k}{n}$ . Под понятием начало и конец серповидного канала приня-

то начало и конец перфорированной части половины профиля фильтроэлемента. При наличии всех выше перечисленных параметров и поставленной цели, состоящей в получении максимально возможной простоты расчета поточного радиуса профиля фильтроэлемента и его должного понимания, принимаем схему расчета, представленную на рисунке 1.

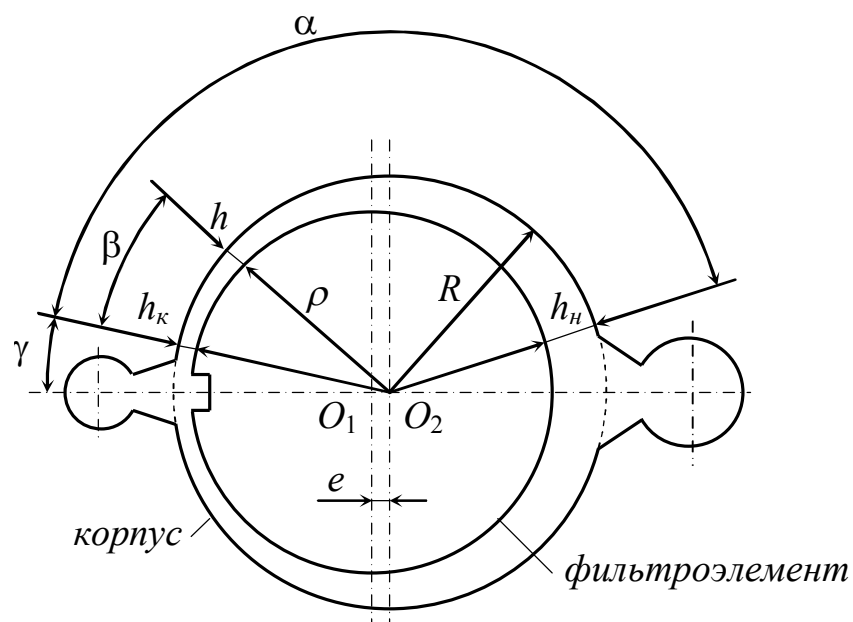


Рисунок 1 – Схема расчета

Она отличается от расчетной схемы представленной в работе [6] тем, что начало поточного радиуса  $\rho$ , формирующего грушеобразный профиль поверхности фильтроэлемента, предусмотрено не из центра  $O_1$  этого профиля, а из центра  $O_2$  корпуса очистителя радиусом  $R$ , что позволило получить простую формулу для расчета его значения

$$\rho = R - h, \text{ м} \quad (1)$$

или, с учетом линейности изменения ширины  $h$  канала и показанной выше зависимости ширины в начале  $h_n$  и в конце  $h_k$  канала, выражение (1) для определения поточного радиуса примет следующий вид:

$$\rho = R - h_k - h_k \cdot \frac{1-n}{\alpha \cdot n} \cdot \beta, \text{ м} \quad (2)$$

а для составления программы расчета

$$\rho = A - B \cdot \beta, \text{ м} \quad (3)$$

где  $A = R - h_k, \text{ м}; \quad B = h_k \cdot \frac{1-n}{\alpha \cdot n}, \text{ м/град};$

$\alpha$  – угол, определяющий длину пронизываемой части поверхности фильтроэлемента одного канала с линейно изменяющейся шириной  $h$ ;

$\beta$  – переменная величина угла  $\alpha$  от конца канала в сторону его начала, т.е. от 0 до  $\alpha$ .

Из выражения (3) видно, что для определения поточных радиусов, формирующих требуемый профиль поверхности фильтроэлемента, необходимо знать радиус  $R$  корпуса очистителя.

Но, одного знания значения этого радиуса без учета особенностей его определения не достаточно для того, чтобы утверждать о том, что очиститель с рассчитанным по нему фильтроэлементом будет работоспособным. Суть сказанного скрывается в особенностях всех типов гидродинамических очистителей. Она заключается в том, что они работоспособны только в том случае, если значение отношения продольной скорости  $v$  жидкости в канале над пронизываемой поверхностью фильтроэлемента к ортогональной скорости  $v_0$  фильтрата через эту поверхность будет равно значению  $i = \frac{v}{v_0}$ , отвечающему очистке конкретной очи-

щаемой жидкости или группе жидкостей, предварительно устанавливаемому опытным путем. При этом, в очистителях жидкости этого типа, но с постоянной продольной скоростью в каналах очистителя, значение последней принимают равным  $v = 0,5 \div 1,5 \text{ м/с}$ .

Опытами установлено [7], что в случае очистки потока технической воды от твердых загрязнений с загрязненностью до  $3,5 \text{ г/л}$ , отношение  $i > 3$ , и в зависимости от степени загрязненности и ряда других факторов оно лежит в пределах от 3 до 12. Условно можно считать, что если  $i = 4 \div 6$ , то надежная работа очистителя будет обеспечена при очистке воды с малой степенью загрязненности, равной  $0,75 \div 1,25 \text{ г/л}$ ; если  $i = 6 \div 8$  – при очистке воды со средней степенью загрязненности, равной



1,5÷2,5 г/л; а если  $i = 8\div 12$  – при очистке воды с высокой степенью загрязненности, равной 2,75÷3,5 г/л. Если же  $i = 3\div 4$ , то работа очистителя находится в зоне риска или он будет работоспособен при очень низкой степени загрязненности воды, например, до 0,5 г/л. При значениях  $i > 12$  будут иметь место завышенные потери давления, габариты и стоимость очистителя. Остальные значения загрязненности воды носят переходной характер. Поэтому, вторым важным параметром в расчетах гидродинамических очистителей является отношение  $i = \frac{v}{v_0}$ .

Понятие загрязненности технической воды на производстве довольно сложное, так как в полной мере зависит от соблюдения норм и методов отбора проб воды на анализ, средств отбора и квалификации исполнителя, что по состоянию на данный момент требует значительно совершенства. Но даже при наличии стандартизированных средств отбора проб и соблюдении норм и методов их отбора, невозможно получить реальной картины загрязненности такой воды при отсутствии соблюдения нормативного ее загрязнения перед подачей в сеть водоводов. Поэтому, следует иметь в виду, что указанные выше пределы загрязненности воды обозначены без учета веса крупных загрязнений в ней, загрязнений растительного происхождения и прочих, т.е. не попавших в пробу, и в каждом конкретном случае требуют дополнительного осмысления или апробирования.

Очевидно, что при постоянной продольной скорости  $v$  жидкости в канале изменить значение  $i$  можно за счет изменения ортогональной скорости  $v_0$  фильтрации путем изменения следующих параметров: коэффициента живого сечения проницаемой поверхности фильтроэлемента  $k_\phi$ ; количества сливаемой жидкости  $Q_{к1}$ ; поточного радиуса за счет изменения радиуса  $R$  корпуса очистителя; высоты  $H$  проницаемой части грушеобразной поверхности фильтроэлемента. Т.е., параметры  $k_\phi$ ,  $Q_{к1}$ ,  $R$ ,  $H$  взаимосвязаны между собой и зависят от параметра  $i$ , поэтому их значения должны определяться с учетом предварительно принимаемого его значения.

Коэффициент живого сечения фильтроэлемента, выполненного в виде перфорированного корпуса без покрытия проницаемым материалом определяется количеством перфораций на его боковой поверхности, выполненных в виде отверстий, и принимается как  $k_\phi$ . Если же фильтроэлемент выполнен в виде перфорированного корпуса с живым сечением  $k_k$  боковой поверхности, прокрытой, например, тканой сеткой с живым сечением  $k_c$ , то его общий коэффициент живого сечения будет равен  $k_\phi = k_k \cdot k_c$ .

Количество сливаемой жидкости  $Q_{к1}$  задано в исходных данных.

При известных значениях  $Q_{н1}$ ,  $h_{к}$ ,  $n$ ,  $\nu$  высота проницаемой части фильтроэлемента является величиной постоянной и может быть определена по выражению:

$$H = \frac{n \cdot Q_{н1}}{h_{к} \cdot \nu}, \text{ м.}$$

Ортогональная скорость фильтрата через проницаемую поверхность фильтроэлемента определяется из следующего выражения:

$$\nu_0 = \frac{Q_{01}}{S_{01}}, \text{ м/с}$$

где  $S_{01} = L_1 \cdot H \cdot k_{\phi}$  – площадь живого сечения проницаемой поверхности одного серповидного канала фильтроэлемента,  $\text{м}^2$ ;

$L_1$  – дугообразная длина этой поверхности,  $\text{м}$ .

Расчет дугообразной длины  $L_1$  делается по среднему значению формирующих ее поточных радиусов. При этом, учитывая линейный характер изменения ширины канала, среднее значение поточного радиуса определяется не из всей массы значений поточных радиусов на дуге угла  $\alpha$ , а только по двум из них – в начале и конце канала по выражению:

$$\rho_{cp} = R - h_{к} \cdot \frac{1+n}{2 \cdot n}, \text{ м.}$$

Принимая это значение поточного радиуса, находим длину проницаемой части дугообразной поверхности одного канала:

$$L_1 = \pi \cdot \rho_{cp} \cdot \frac{\alpha}{180}, \text{ м.}$$

Зная значения  $L_1$ ,  $H$ , и  $k_{\phi}$ , находим:  
площадь живого сечения проницаемой поверхности одного серповидного канала фильтроэлемента

$$S_{01} = L_1 \cdot H \cdot k_{\phi}, \text{ м}^2$$

ортогональную скорость фильтрата через проницаемую поверхность фильтроэлемента

$$v_0 = \frac{Q_{01}}{S_{01}} = \frac{180 \cdot Q_{01}}{\pi \cdot \alpha \cdot H \cdot k_{\phi} \cdot \rho_{cp}}, \text{ м/с}$$

отношение продольной и ортогональной скоростей

$$i = \frac{v}{v_0} = \frac{v \cdot \pi \cdot \alpha \cdot H \cdot k_{\phi} \cdot \rho_{cp}}{180 \cdot Q_{01}} = \frac{v \cdot \pi \cdot \alpha \cdot H \cdot k_{\phi} \cdot \left[ R - h_k \cdot \frac{1+n}{2 \cdot n} \right]}{180 \cdot Q_{01}}. \quad (4)$$

Из выражения (4) находим радиус корпуса очистителя

$$R = \frac{180 \cdot Q_{01} \cdot i}{v \cdot \pi \cdot \alpha \cdot H \cdot k_{\phi}} + h_k \cdot \frac{1+n}{2 \cdot n}, \text{ м} \quad (5)$$

где  $i = 3 \div 12$  в зависимости от степени загрязненности воды, которая задается заказчиком в исходных данных.

Задавая конкретным значением отношения  $i$ , соответствующим заданной в исходных данных степени загрязненности жидкости, определяем радиус  $R$  корпуса очистителя. Далее, по известным постоянным параметрам и переменном от  $0$  до  $\alpha$  угле  $\beta$ , по выражениям (2) или (3) определяем ряд поточных радиусов профиля фильтроэлемента. Например, делаем это через каждые  $10^0$  и результаты сводим в таблицу, используемую в дальнейшем при разметке грушеобразного профиля на основаниях корпуса фильтроэлемента при его сборке.

Так как в выражении для определения длины  $L_1$  используются значения в градусах, а в формулах (2) и (3) угол  $\beta$  является величиной переменной, то при расчете удобнее все углы выражать в градусах. Опытном проектировании так же установлено, что угол  $\alpha$ , определяющий длину канала и проницаемую часть поверхности фильтроэлемента, примерно равен  $150 \pm 5^0$ . Остальные два участка половины длины профиля фильтроэлемента выполняются непроницаемыми и играют не менее важную роль в работе очистителя. Один из них расположен перед входом в канал и должен обеспечивать вхождение жидкости в него по касательной к поточному радиусу, т.е. обеспечивать условия гидродинамической очистки, а другой – после выхода из него, определяется углом  $\gamma$  и должен исключать отсос фильтрата из фильтроэлемента в слив. При этом угол  $\gamma$  обычно не превышает  $10^0$  от продольной оси очистителя. Наряду с этим, эти участки профиля фильтроэлемента рационально используются и для других не менее важных целей [8].

Для изготовления корпуса фильтроэлемента необходимо знать положение центра  $O_1$  его профиля относительно центра  $O_2$  профиля корпуса очистителя, т.е. эксцентриситет  $e$ , который при этом определяется по выражению:

$$e = 90 \cdot h_k \cdot \frac{1-n}{\alpha \cdot n} = 90 \cdot B, \text{ м} \quad (6)$$

Так как речь идет о гидродинамическом очистителе, следует всегда учитывать, что при его разработке фильтрующую сетку следует выбирать из условия, что размер ее ячейки может быть, например, в 2–3 раза больше максимально допустимого значения диаметра частицы загрязнения в фильтрате, т.е.  $c = (2 \div 3) \cdot d_0$ . Это обеспечивает уменьшение габаритов очистителя и его стоимости. В особых случаях размер ячейки сетки может иметь значения как меньше размера допустимого диаметра частицы загрязнения  $c < d_0$ , так и больше рекомендуемого диапазона  $c = (3 \div 10) \cdot d_0$ . Первый случай исключает вероятность попадания в фильтрат частиц загрязнения, крупнее допустимого, в момент нарушения гидродинамических условий очистки, но приводит к увеличению габаритов очистителя. Второй случай – резко снижает габариты и стоимость очистителя, но требует высоких скоростей жидкости в канале или больших ее потерь.

Расчет любого изделия должен способствовать высокой степени стандартизации при проектировании изделия, т.е. обеспечивать конструктору возможность как можно больше использовать стандартно выпускаемых изделий. В данном случае, при расчете фильтроэлемента, должны быть учтены стандарты на сетки и профили металла, причем сам фильтроэлемент должен обеспечить возможность использования стандартных изделий и при последующем проектировании корпуса очистителя, куда он будет монтироваться, таких как: трубы, днища, крышки, фланцы, прокладки и прочее. Поэтому, даже после удовлетворительного расчета фильтроэлемента, возможна еще и его корректировка.

На конкретном примере убедимся, что предложенная методика расчета проста, доступна и не столь объемна. Сделаем это на примере расчета фильтроэлемента гидродинамического очистителя для очистки непрерывного потока технической воды от твердых загрязнений при следующих исходных данных: производительность по входу в очиститель  $Q = 2000 \text{ м}^3/\text{час}$  или  $0,556 \text{ м}^3/\text{с}$ , что в начале одного канала составляет  $Q_{н1} = 0,278 \text{ м}^3/\text{с}$ ; количество сливаемой из очистителя жидкости – 10%, т.е.  $n = 0,1$ ; производительность очистителя по фильтрату  $Q_0 = 0,5 \text{ м}^3/\text{с}$ , что на один канал составляет  $Q_{01} = 0,25 \text{ м}^3/\text{с}$ ; максималь-

ный размер частиц загрязнений в исходной воде  $d_{\max} = 0,012$  м; тонкость очистки  $d_0 = 0,300$  мм; степень загрязненности воды – до 2 г/л.

С учетом выше изложенного и средней загрязненности воды, принимаем отношение  $i = 7$ , а продольную скорость  $v = 1,0$  м/с. Ширину в конце канала находим из условия, что  $h = (1,1 \div 1,5) \cdot d_{\max} = (1,1 \div 1,5) \cdot 0,012 = 0,013 \div 0,018$  м. Принимаем  $h_k = 0,015$  м. По известным значениям расхода, скорости и ширине в конце канала определяем его высоту  $H = \frac{n \cdot Q_{н1}}{h_k \cdot v} = \frac{0,1 \cdot 0,278}{0,015 \cdot 1,0} = 1,85$  м.

Так как стандартные сетки, например, по ГОСТ 3826-82 предусмотрены шириной  $1,0 \div 1,3$  м, то корпус фильтроэлемента по высоте будет покрыт двумя сетками шириной  $1,0$  м. В такой ситуации обрезка сеток не целесообразна. Поэтому, учитывая это и необходимость крепления сеток на корпусе фильтроэлемента, принимаем рабочую часть каждой сетки равной  $0,96$  м. Тогда общая высота рабочей части фильтроэлемента, т.е. высота канала  $H = 1,92$  м, а не  $1,85$  м, а скорость воды в канале  $v = 0,96$  м/с.

Исходя из выше сказанного, определяем размер ячейки сетки  $c = (2 \div 3) \cdot d_0 = (2 \div 3) \cdot 0,300 = 0,6 \div 0,9$  мм, принимаем  $c = 0,9$  мм. Из таблицы ГОСТ 3826-82 очевидно, что сетка с такой ячейкой выпускается и коэффициент ее живого сечения при диаметре проволоки  $0,36$  мм составляет  $k_c = 0,51$ .

В работе [9] показано, а практикой изготовления фильтроэлементов доказано, что при определенных условиях изготовления таких корпусов, их боковая перфорированная поверхность может иметь очень высокий коэффициент живого сечения  $k_k = 0,84 \div 0,86$ . Принимаем  $k_k = 0,85$  и находим общий коэффициент живого сечения проницаемой поверхности фильтроэлемента  $k_\phi = k_k \cdot k_c = 0,51 \cdot 0,85 = 0,434$ .

При наличии имеющихся данных по выражению (5) определяем радиус корпуса очистителя:

$$R = \frac{180 \cdot Q_{01} \cdot i}{v \cdot \pi \cdot \alpha \cdot H \cdot k_\phi} + h_k \cdot \frac{1+n}{2 \cdot n} =$$

$$= \frac{180 \cdot 0,25 \cdot 7}{0,96 \cdot 3,14 \cdot 150 \cdot 1,92 \cdot 0,434} + 0,015 \cdot \frac{1+0,1}{2 \cdot 0,1} = 0,918 \text{ м.}$$

Из таблиц ГОСТ 28759.2-90 на фланцы очевидно, что самым близким к этому радиусу является фланец с диаметром  $1800$  мм, поэто-

му принимаем  $R = 0,9$  м. При этом перерасчет показывает, что отношение  $i = 6,88$ , т.е. очиститель с таким радиусом корпуса и фильтроэлементом при заданных исходных данных остается работоспособным.

Для изготовления фильтроэлемента с известной высотой для корпуса очистителя с известным радиусом необходимо еще найти формирующие его грушеобразный профиль поточные радиусы и эксцентриситет. Для этого определяем значения составляющих из выражения (3)

$$A = R - h_k = 0,9 - 0,015 = 0,885 \text{ м};$$

$$B = h_k \cdot \frac{1-n}{\alpha \cdot n} = 0,015 \cdot \frac{1-0,1}{150 \cdot 0,1} = 0,0009 \text{ м/град},$$

с помощью которых, по выражению (3) находим ряд значений поточных радиусов на дуге с углом  $\alpha = 150^\circ$

$$\rho = 0,885 - 0,0009 \cdot \beta, \text{ м}$$

например, через каждые  $10^\circ$ , и сводим их в таблицу (не показана), а по выражению (6) определяем эксцентриситет

$$e = 90 \cdot B = 90 \cdot 0,0009 = 0,081 \text{ м}.$$

Следует обратить внимание на то, что в расчете при средней загрязненности воды в 2 г/л приняты также среднее значение скорости в канале  $v = 0,96$  м/с и среднее значение отношения скоростей  $i = 7$ , но слив воды при этом принят ближе к минимальному значению – 10%. Это противоречие позволяет иметь запас работоспособности очистителя в случае непредвиденного повышения степени загрязненности воды на производстве или случайно заниженной ее загрязненности при отборе проб для исходных данных, обусловленной временным понижением степени загрязнения или недостоверностью проб воды.

Таким образом, очевидно, что предложенный расчет является простым в исполнении и доступным в понимании. Он может быть полезным для инженерно-технических работников предприятий, конструкторов проектных организаций, студентов вузов и учащихся техникумов, а также послужить основой для разработки очистителей жидкостей с другими свойствами и не только от твердых загрязнений.

### **Библиографический список**

1. *Высокоскоростные самоочищающиеся фильтры ЕРЖ и ЕЗЖ Кемеровского химмаша.* <http://www.kemhimmash.ru>.

2. *Высокоскоростные самоочищающиеся фильтры ФРГ.*  
<http://www.taprogge.ru/en> IN - TA - ST® - Filtration - PR-BW-100.

3. *Автоматизированные фильтры ООО «Океанмашэнерго».*  
<http://www.oceanmas.dp.ua>.

4. *Финкельштейн З.Л. Опыт применения фильтров сверхвысокой производительности для очистки промышленных стоков / Финкельштейн З.Л., Финкельштейн Л.З. – Вестник МАНЭБ, т.8, № 5 (65), С-Пб., 2003 - С. 94-97.*

5. *UK Patent Application GB 2110554 A. Fig 6, 7. B01D 29/20, 35/02, pub. 22 Jun 1983.*

6. *Денищик С.С. Определение профиля поверхности фильтроэлемента для обеспечения постоянства тонкости очистки / Денищик С.С., Финкельштейн Л.З. – Всеукраїнський науково-технічний журнал "Промислова гідроліка і пневматика", № 4, 2006. - С. 45-47.*

7. *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.*

8. *Пат. 46507 Україна, МПК<sup>б</sup> B01D 29/23, 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.*

9. *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.*

**Рекомендовано к печати проф. В.Н. Ульяницім**

*к.т.н. Семирягин С.В.,  
к.х.н. Смирнова И.В.,  
Божанова Е.С.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ИЗУЧЕНИЕ ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКОГО ПОВЕДЕНИЯ ИОНОВ МЕТАЛЛОВ НА ПРИМЕРЕ $Pb^{2+}$ И $Y^{3+}$ МЕТОДОМ ИНВЕРСИОННОЙ ВОЛЬТАМПЕРОМЕТРИИ**

*Наведені результати експериментальних досліджень залежностей електрохімічної поведінки іонів металів від різних факторів в інверсійній вольтамперометрії.*

***Ключові слова:** амальгамний метод, фон, деполяризатор, інверсійна вольтамперометрія, ртутно-плівковий електрод, розряд-іонізація, багатокомпонентні металовмісні відходи.*

*Приведены результаты экспериментальных исследований зависимости электрохимического поведения ионов металлов от различных факторов в инверсионной вольтамперометрии.*

***Ключевые слова:** амальгамный метод, фон, деполяризатор, инверсионная вольтамперометрия, ртутно-пленочный электрод, разряд-ионизация, многокомпонентные металлосодержащие отходы.*

**Постановка проблемы в общем виде.** Проблемы оптимального использования отходов и побочной продукции в черной металлургии и экономические предпосылки создания безотходной технологии и безотходного производства тесно связаны с определением точного состава отходов. Современная металлургия ставит перед аналитическим контролем сложные задачи, решить которые можно только при комплексном подходе к анализу, как к системе получения информации о химическом составе объектов металлургического производства. В первую очередь, это относится к многокомпонентным металлосодержащим отходам, которые могут служить вторсырьем, т.к. информация о наличии определенных ценных компонентов позволит разработать технологию их извлечения.

**Анализ последних достижений и публикаций.** При исследовании отходов титано-магниевого производства, которые представляют собой многокомпонентную смесь хлоридов, содержание металлов определялось методом инверсионной вольтамперометрии с амальгамными



электродами [1]. Особенности амальгамного метода и преимущества использованных электродов представлены в работах [2,3]. Следует отметить, что вольтамперометрическому определению металлов посвящено много работ. Тем не менее, в настоящее время проводятся обширные исследования по усовершенствованию различных вольтамперометрических (ВА) методик (инверсионная ВА, адсорбционная ВА, контактная ВА и т.д.) [4-6 и др.].

Преимущества вольтамперометрических методов:

- возможность определения веществ при их совместном присутствии без предварительного разделения;
- осуществление повторных определений при использовании одной и той же пробы;
- быстрота выполнения анализа;
- простота аппаратного оформления и возможность автоматизации.

Аналитические возможности вольтамперометрии очень широки. Она позволяет определять практически все катионы металлов из водных и неводных растворов, а также из расплавов электролитов.

Для определения следовых количеств металлов особенно удобен метод инверсионной вольтамперометрии. Инверсионные методы являются самыми чувствительными среди всех электрохимических методов и наиболее пригодны для анализа растворов металлов низких концентраций (до  $10^{-9}$ М) [7]. В инверсионной вольтамперометрии достаточно хорошо изучено электрохимическое поведение многих тяжелых металлов (Cd, Cu, Zn, Pb и др.). Но изучением электрохимического поведения редкоземельных элементов занимались мало. Поэтому представлялось интересным изучить влияние различных факторов на степень электрохимического концентрирования  $Y^{3+}$ ,  $Cr^{3+}$ ,  $In^{3+}$  и др. редких металлов, сравнить их поведение с уже изученными ионами тяжелых металлов при совместном присутствии, а также исследовать их взаимное влияние на степень электрохимического извлечения.

**Целью данной работы является** изучение электрохимического поведения ионов металлов на физико-химических моделях для определения их концентраций методом инверсионной вольтамперометрии с использованием ртутно-пленочных электродов.

**Изложение основного материала исследования и обоснование полученных научных результатов.** Нами изучено электрохимическое поведение ионов  $Pb^{2+}$  и  $Y^{3+}$  в водных системах в зависимости от концентрации фонового электролита.

Экспериментальные исследования проводились на многоканальном вольтамперном анализаторе МВА-2.

В качестве индикаторного (рабочего) электрода использовался ртутно-пленочный электрод на серебряной подложке со стержневым серебряным контактом ( $d=0,8$  мм).

Ртутная пленка наращивалась из насыщенного раствора нитрата ртути (I). Для проверки чистоты ртутной пленки электрод тщательно промывали дистиллированной водой, помещали в ячейку с индифферентным электролитом и регистрировали вольтамперную кривую. Если на вольтамперограмме отсутствовали пики, то ртутная пленка считалась чистой.

В качестве электрода сравнения использовался хлорсеребряный электрод.

Удаление кислорода из раствора и перемешивание раствора осуществляли пропуском аргона или азота через электролитическую ячейку. Скорость подачи газа регулировалась газовым редуктором.

Перед началом каждой серии опытов обязательно ставили «холостой» опыт с индифферентным электролитом для контроля чистоты фона и посуды.

В качестве фонов использовались растворы KCl в интервале концентраций  $0,25 \dots 2,5$  М. Исследовали электрохимическое поведение ионов тяжелых металлов на примере  $Pb^{2+}$  и  $Y^{3+}$ .

Выбор условий эксперимента (потенциал накопления, время накопления, начальный потенциал, скорость развертки) и снятие кривой осуществляли с использованием программы IVA, разработанной сотрудниками НИПКИ «Параметр» [8].

В результате исследований было выяснено:

1. В водных системах нет выраженной зависимости анодного тока  $Y^{3+}$  от концентрации металла. Это может объясняться природой d-металла Y и d-сжатием, которое способно ингибировать процесс разряда-ионизации при низких концентрациях Y.

2. С увеличением концентрации фонового электролита аналитический сигнал (анодный ток) тоже увеличивается, достигая максимальных значений при концентрации фона  $2 \dots 3$  М. Это, вероятно, обусловлено уменьшением толщины двойного электрического слоя, что в свою очередь катализирует процесс разряда-ионизации.

3. С увеличением концентрации фонового электролита число переноса  $\beta$  принимает значение больше 0,5. Это свидетельствует о том, что стадия анодного растворения металла вносит основной вклад в процесс разряда-ионизации.

**Выводы.** Изучение электрохимического поведения ионов тяжелых металлов при различных условиях вольтамперометрии (природа и концентрация фонового электролита, потенциал накопления, время накопления, скорость развертки) дает возможность разобраться в сложном

механизме процесса разряда-ионизации на ртутно-пленочных электродах, что имеет большое значение для разработки технологий электрохимического извлечения малых количеств металлов из отходов металлургического производства.

### **Библиографический список**

1. Божанова Е.С. Амальгамное извлечение металлов из отходов / Е.С. Божанова, С.В. Семирягин // Зб.тез доповідей Третьої Всеукраїнської наукової конференції студентів, аспірантів і молодих учених «Хімічні проблеми сьогодення» 17-19 березня 2009. - ДонНУ. – 2009 - С. 123.

2. Смирнова И.В. Закономерности влияния объемных и поверхностных химических стадий в инверсионной вольтамперометрии хелатов и их использование в анализе некоторых пищевых продуктов: дис. ... кандидата хим.наук : 02.00.02 / Ирина Владимировна Смирнова. - Томск, 1996. –132с.

3. Семирягин С.В., Смирнова И.В., Божанова Е.С. Использование электролиза в металлургических технологиях/ С.В. Семирягин, И.В. Смирнова, Е.С. Божанова // Сборник научных трудов ДонГТУ. – Алчевск 2009. – №28- С.232-238.

4. Физико-химические методы анализа. Практическое руководство: учеб. пособие для вузов / [В.Б. Алесковский, В.В Бардин, М.И.Булатов и др.]; под. ред. В.Б. Алесковского –Л.: Химия, 1988.– 376 с.: ил.

5. Ф.Выдра, К. Штулик, Э. Юлакова Инверсионная вольтамперометрия / Выдра Ф., Штулик К., Юлакова Э.; пер. с чешск. В.А.Немова ; под ред. Б.Я. Каплана. – М. :Изд-во «Мир»,1980.— С. 274.

6. Сечина А.А. Возможность совместного определения осмия и рения в молибденовых рудах / А.А. Сечина, Л.Г. Гольц, Н.А. Колпакова // Материалы XVIII Междун. Черняевской конф. по химии, аналитике и технологии платиновых металлов - Москва. - 2006 - С. 82-83.

7. Карпов Ю.А. Аналитический контроль в металлургическом производстве: уч. пос. / Карпов Ю.А., Савостин А.П., Сальников В.Д. – М.:ИКЦ «Академкнига», 2006. – 352с.

8. Идентификация параметров кинетики массообменных процессов в жидких многокомпонентных гетерофазных системах: ГБ 173, №ГР 0109U002510.

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

*к.т.н. Мушегян В.О.  
(НТЦ «ПАТОН-АРМЕНИЯ», г. Ереван, Армения)*

## УПРАВЛЕНИЕ ЭЛЕКТРОННЫМ НАГРЕВОМ ПРИ ПЛАВКЕ МОЛИБДЕНА В УСТАНОВКЕ МВ-1

*Розроблено устаткування та технологічну схему для ефективного керування електронно-променевим нагріванням при плавці тугоплавких металів з проміжною ємністю. Схема успішно застосовується при плавці злитків молибдену в електронно-променевій установці МВ-1 і дозволяє одержувати якісні злитки необхідного хімічного складу.*

**Ключові слова:** молибден, злиток, електронно-променевий переплав, кристалізація.

*Разработаны оборудование и технологическая схема для эффективного управления электронно-лучевым нагревом при плавке тугоплавких металлов с промежуточной емкостью. Схема успешно применяется при плавке слитков молибдена в электронно-лучевой установке МВ-1 и позволяет получать качественные слитки требуемого химического состава.*

**Ключевые слова:** молибден, слиток, электронно-лучевой переплав, кристаллизация.

Електронно-лучева плавка (ЕЛП) наряду с вакуумно-дуговым переплавом (ВДП) является классическим методом для рафинирования расплава и получения слитков тугоплавких металлов [1, 2]. Благодаря высокой концентрации энергии, гибкости и прецизионности управления, электронный луч способен плавить и перегревать металлы с самыми высокими тугоплавкими свойствами, в том числе молибден, температура плавления которого составляет 2617 °С.

В отличие от ВДП, для которой существенно ограничен выбор переплавляемого материала как по размерам, так и по чистоте от примесей, при ЕЛП происходит максимальная очистка от вредных примесей и газов даже самого загрязненного металла, практически отсутствуют ограничения по подготовке и характеру исходного переплавляемого сырья [3]. ЕЛП молибдена традиционно производят непосредственно в кристаллизатор при вертикальной или горизонтальной подаче прутковой заготовки, чаще в виде спрессованных, а затем спеченных «штабиков» [4]. Для достижения высокой степени чистоты металла от примесей

иногда применяют двойной капельный переплав молибдена в кристаллизатор. Электронно-лучевая плавка с промежуточной емкостью (ЭЛПЕ) предоставляет еще большие возможности по плавке низкосортной молибденовой шихты: благодаря независимости процессов плавления и кристаллизации элементы шихты не нужно соединять между собой, а эффективность рафинирования металла от примесей повышается за счет дополнительной выдержки в промежуточной емкости [5]. Вместе с тем, для эффективного управления процессом ЭЛПЕ необходим эффективный контроль за распределением мощности электронных лучей по всем элементам технологической оснастки: зоне плавления шихты в устройстве подачи, промежуточной емкости и кристаллизаторе. Для этого применяют методы сканирования и развертки электронных лучей различной конфигурации.

На заводе ОАО «Чистое железо», г. Ереван, Армения, восстановленный из концентрата молибден в виде спеченных брикетов ТУ РА28-54-529-61-661-2007 переплавляют в электронно-лучевой установке МВ-1 (рисунок 1) в слитки диаметром от 70 до 130 мм [6]. В этой установке впервые применена технология плавки молибдена с использованием промежуточной емкости и электронных пушек тлеющего разряда [7]. Это вызвано необходимостью максимальной степени очистки нетрадиционной исходной шихты – спеченные брикеты молибдена диаметром 50 мм, длиной 50 - 100 мм, чистотой 98,5 %.

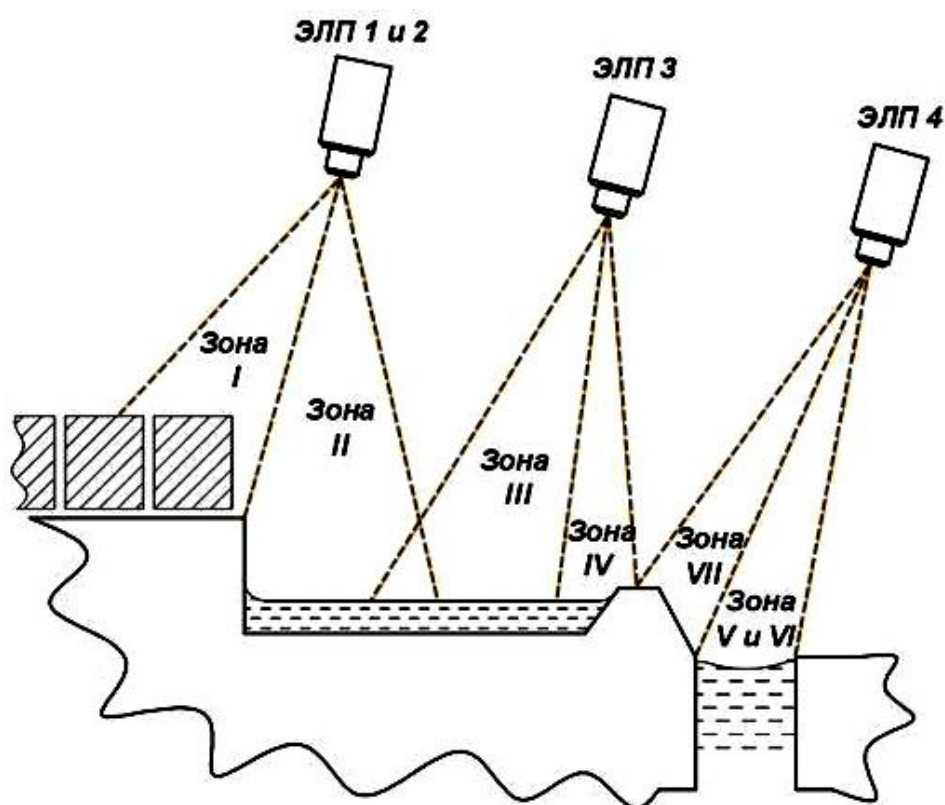


Рисунок 1 – Электронно-лучевая установка МВ-1:  
пульт управления и 4 электронные пушки

Процесс переплава молибдена в установке МВ-1 можно условно разделить на несколько стадий: предварительный нагрев брикетов с целью выделения газов, плавление брикетов в промежуточную емкость и

поддержание в ней металла в расплавленном состоянии, перелив металла в кристаллизатор и нагрев поверхности металла в кристаллизаторе для формирования качественного слитка.

С учетом тугоплавкости молибдена для реализации заданных параметров производительности плавки и эффективности очистки металла от примесей установка содержит четыре электронно-лучевые пушки мощностью 100 кВт каждая, которые функционально обеспечивают указанные выше стадии нагрева в динамическом режиме. Схема нагрева металла при ЭЛПЕ молибдена в установке МВ-1 приведена на рисунке 2.



- зона I – нагрев брикетов Мо;
- зона II – плавление в промежуточной емкости;
- зона III – поддержание жидкой ванны в промежуточной емкости;
- зона IV – поддержание слива в кристаллизатор;
- зона V и VI – нагрев Мо в кристаллизаторе;
- зона VII – нагрев барьера при сливе и чистке носика

Рисунок 2 – Схема нагрева рабочих зон

Для каждой пушки или групп пушек (1, 2) имеется набор необходимых программ, которые реализуются в виде разверток электронных лучей в пределах заданных параметров и модулированием распределения мощности в соответствии с выбранным технологическим режимом плавки.

Для выбора и программирования технологических режимов управления нагревом применяется блок управления пушками ARME 01. Блок ARME 01 обеспечивает следующие режимы работы управления 4-х канальными устройствами:

- «точка» – режим формирует фокусировку лучей в точке;
- «кольцо» – режим 4-го канала формирует кольцеобразную развертку луча;
- «нагрев емкости» – режим 3-го канала формирует развертку для покрытия прямоугольной площадки;
- «нагрев кристаллизатора» – режим 4-го канала формирует последовательно кольца различного диаметра для покрытия, соответствующего развертке заполненного круга;
- «частота» – режим, при котором выбирается необходимая частота повторения развертки (диапазон частот регулируется формированием развертки от 1 до 200 Гц);
- «распределение мощности» – режим, при котором происходит перераспределение мощности между двумя видами развертки (распределение мощности между развертками выбирается в соотношении 25 % : 75 %, 50 % : 50 %, 0 % : 100 %);
- «сброс» – режим перехода программы контроллера в первоначальное состояние;
- «центр» – установка развертки в центре.

Блок-схема устройства ARME 01 приведена на рисунке 3.

Принцип формирования развертки основан на последовательном потактовом одновременном считывании кодов координат X и Y, предварительно записанных в ПЗУ и сгруппированных по фрагментам, из последовательности которых формируются траектории развертки. В состав устройства входят:

- панель управления с регуляторами;
- блок клавиатуры, установленной на панели;
- контроллер управления, установленный на блоке клавиатуры;
- блок цифро-аналоговых преобразователей в количестве 4 шт. по числу каналов;
- блок ограничителей тока;
- блок распределения питания;
- блок питания.

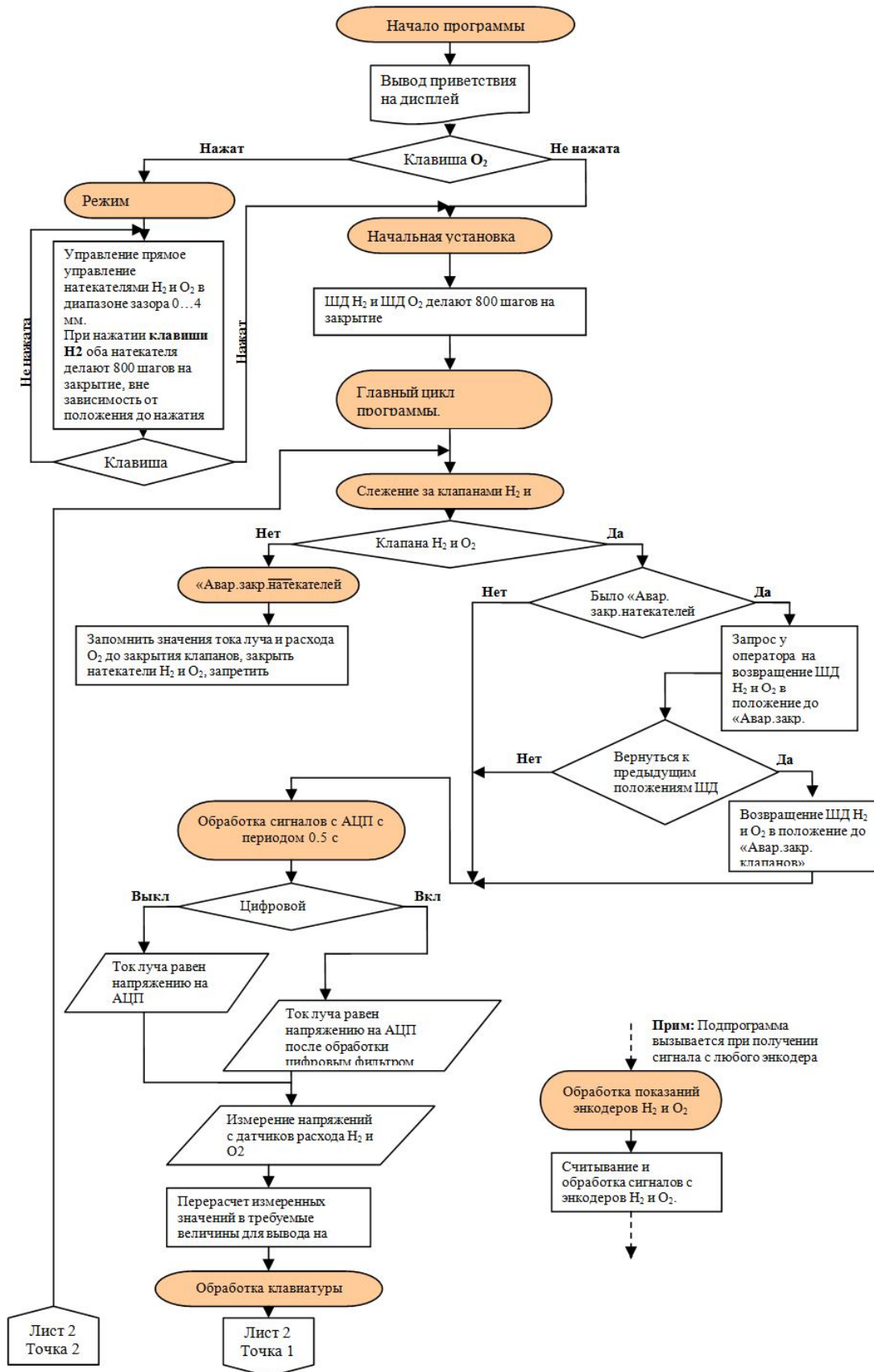
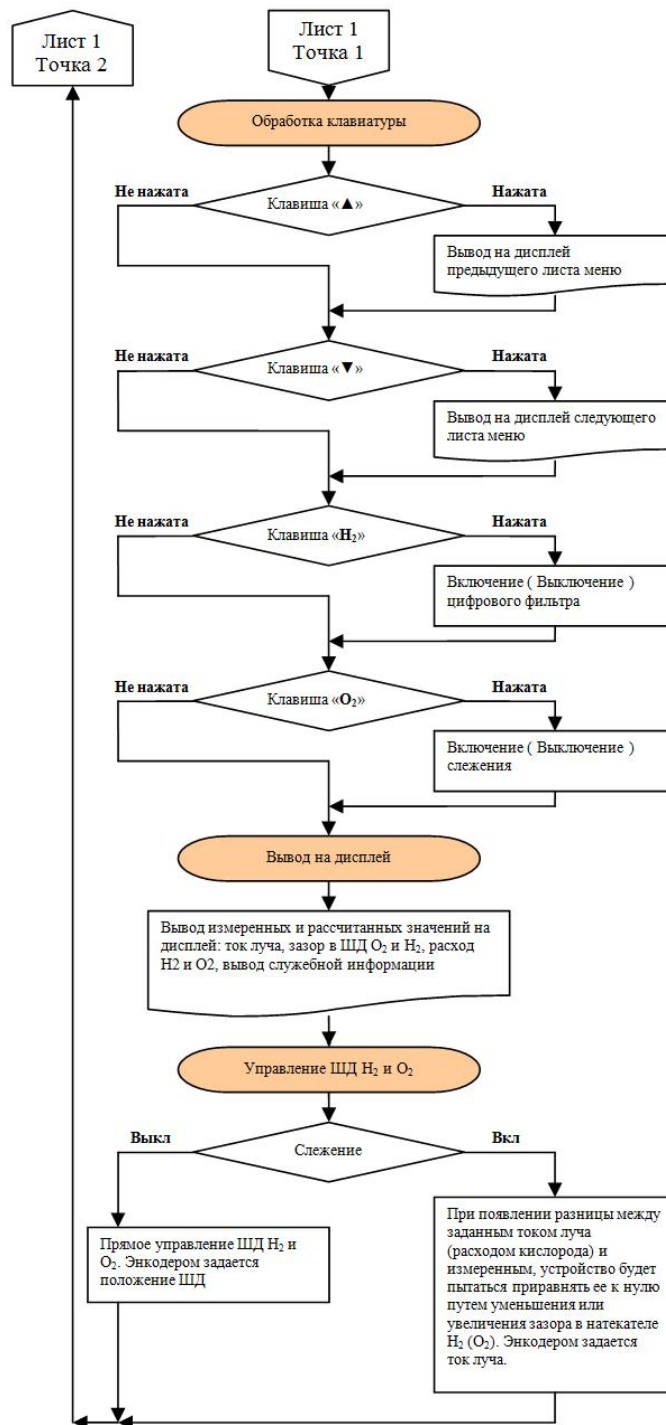


Рисунок 3 – Блок-схема описания алгоритма работы устройства ARME 01 (лист 1)





Авар.закр.натекателей – аварийное закрытие натекателей;  
 АЦП – аналого-цифровой преобразователь;  
 ШД – шаговый двигатель;  
 ШД H<sub>2</sub> – шаговый двигатель водородного натекателя;  
 ШД O<sub>2</sub> – шаговый двигатель кислородного натекателя

Рисунок 3 – Блок-схема описания алгоритма работы устройства ARME 01 (лист 2)

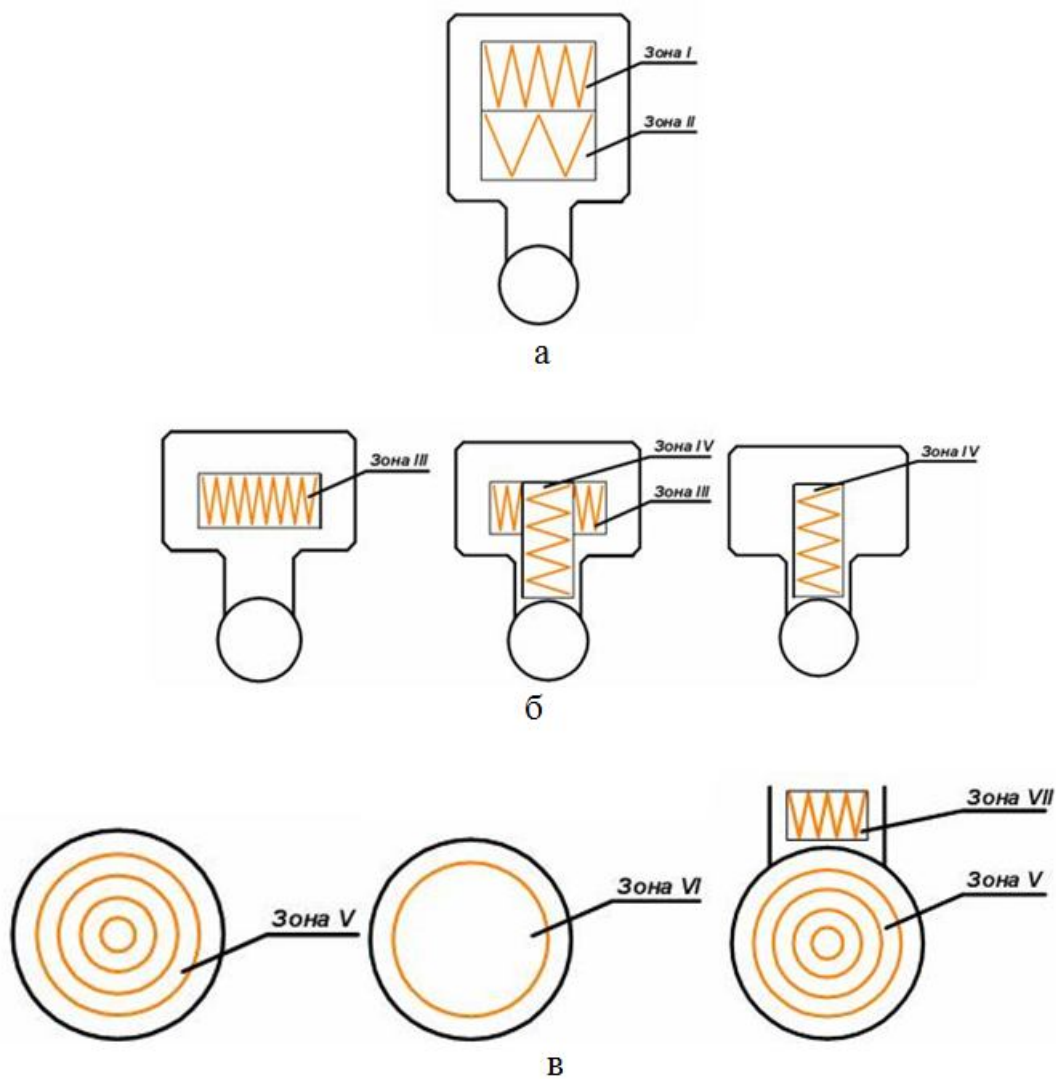
Блок клавиатуры содержит 24 клавиши со светодиодами. Нажатием клавиш оператор определяет выбор режима для формирования ортогональных напряжений. Светодиоды отображают включение/выключение режима и управляются от микроконтроллера, принимающего сигналы нажатия клавиш, установленного на плате контроллера управления. Контроллер управления предназначен для получения сигналов от клавиш, формирования сигналов индикации режимов и передачи информации о выборе одного из режимов на исполнительные блоки цифро-аналоговых преобразователей. В блоке организовано переключение между основной и дополнительной развертками, которые формируются одними и теми же цифро-аналоговыми преобразователями, и регулировка каждой развертки по отдельности.

Коды координат X и Y, поступающие от контроллера на цифровые входы цифро-аналоговых преобразователей, определяют форму ортогональных напряжений, уровень которых зависит от уровня сигнала на входе опорного напряжения цифроаналоговых преобразователей. Имеются четыре цифро-аналоговых преобразователя на базе контроллера PIC24J64GP206-I/PT фирмы Microchip.

Указанные схема и устройство блока ARME 01 позволяют реализовать технологический процесс плавки молибдена в установке MB-1 с промежуточной емкостью для достижения требуемой степени очистки. Суть процесса управления электронно-лучевым нагревом заключается в циклическом управлении сформированными развертками в пределах заданных зон нагрева и распределении в них мощности на различных этапах процесса плавки (рисунок 4, таблица 1).

Функционально пушки 1 и 2 обеспечивают нагрев переплавляемых брикетов (зона I) и плавление их в промежуточную емкость (зона II) (рисунок 4а). В зоне I постепенно осуществляется прогрев и дегазация брикетов с последующим плавлением в зоне II, благодаря чему увеличивается производительность плавки, снижаются потери на разбрызгивание и испарение. Пушка 3 обеспечивает нагрев металла в промежуточной емкости (зона III) и периодический слив расплава из промежуточной емкости в кристаллизатор путем расплавления гарнисажного барьера в зоне IV (рисунок 4б).

Пушка 4 последовательно работает в зонах V, VI и VII, обеспечивая нагрев металла в кристаллизаторе, формирование качественной поверхности слитка и чистку носика промежуточной емкости.



а – 1,2; б – 3; в – 4

Рисунок 4 – Схемы разверток для электронных пушек

Таблица 1 – Распределение мощности в развертках (см. рисунок 4).

	Зона I	Зона II	Зона III	Зона IV	Зона V	Зона VI	Зона VII
Мощность, %	50	50	100	0	100	0	0
	25	75	75	25	75	0	25
	0	100	0	100	50	0	50
					0	100	0

Благодаря примененному оборудованию управления электронными пушками установки МВ-1 и технологической схеме зонного нагрева металла при плавке молибдена получены слитки диаметром до 130 мм. Слитки отличаются качественной поверхностью без значительных гофр и трещин. Химическая чистота полученных слитков по исследованным элементам соответствует требованиям марки молибдена МЧ (молибден чистый, Мо 99,96% масс.), применяющейся для изделий ответственного назначения [6]. При этом содержание примесей уменьшилось более чем в 3 раза, а исследованных газов – в 10-100 раз.

Данная схема в дальнейшем будет использована на более мощных многопушечных плавильных установках и комбинированных аппаратах для плавки и испарения в вакууме.

### **Библиографический список**

1. Заборонок Г.Ф. *Электронная плавка металлов* / Заборонок Г.Ф., Зеленцов Т.И., Ронжин А.С. – М.: Металлургия, 1965. – 292 с.
2. Мовчан Б.А. *Электронно-лучевая плавка и рафинирование металлов и сплавов* / Мовчан Б.А., Тихоновский А.Л., Курапов Ю.А. – К.: Наукова думка, 1972. – 240 с.
3. *Электронно-лучевая плавка* / [Патон Б.Е., Тригуб Н.П., Козлитин Д.А., Ахонин С.В. и др.] – К.: Наукова думка, 1997. – 265 с.
4. Зеликман А.Н. *Металлургия редких металлов* / Зеликман А.Н., Коршунов Б.Г. – М.: Металлургия, 1991. – 432 с.
5. *Электронно-лучевая плавка титана* / [Б.Е.Патон, Н.П.Тригуб, С.В.Ахонин, Г.В.Жук] – К.: Наукова Думка, 2006. – 248 с.
6. Мушегян В.О. *Электронно-лучевая плавка восстановленного концентрата молибдена* / Мушегян В.О. // *Современная электрометаллургия*. – 2009. – № 4. – С. 26-28.
7. *Proceedings II International conferens on electron beam technologies* / Я.Я. Удрис, В.А. Чернов "Мощные электронные пушки высоковольтного тлеющего разряда (ВТР)" // *Varna, Bulgaria, 1988*. – p. 254.

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

*к.т.н. Шпаков В.А.,  
Базарова Е.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ КАСЕТЫ ВЕРТИКАЛЬНЫХ ВАЛКОВ**

*Наведені результати дослідження напружено-деформованого стану касети вертикальних валків.*

***Ключові слова:** деформація, напруження, напружено-деформований стан, касета вертикальних валків.*

*Приведены результаты исследования напряженно-деформированного состояния кассеты вертикальных валков.*

***Ключевые слова:** деформация, напряжения, напряженно-деформированное состояние, кассета вертикальных валков.*

В прокатном производстве проблема экономии металла за счет снижения колебания толщины остается до конца не решенной, несмотря на то, что в этом направлении ведутся интенсивные исследования. Данный способ уменьшения потерь металла, а, следовательно, и себестоимости готовой продукции, расширения выпуска экономичных профилей при производстве проката является достаточно рациональным и эффективным. Однако, в отличие от производства листового проката, при изготовлении сортового профиля этой проблеме не уделяется должного внимания.

На изменение размеров профиля в процессе прокатки влияет множество факторов. Одни из них относятся к группе факторов, практически постоянных или незначительно изменяющихся в течение прокатки ограниченного количества профилей. Другие же факторы носят либо случайный характер, либо их влияние подчинено определенной закономерности. Последние факторы вызывают периодические колебания геометрических размеров готового проката. Очевидно, для повышения точности прокатки необходимо, прежде всего, выявить и впоследствии устранить рассмотренные причины.

Целью данной работы является исследование одного из факторов, оказывающих постоянное влияние на процесс прокатки, а именно, упругих свойств конструкции прокатного оборудования для производства сортовых профилей.

Перед данной работой ставится задача исследования деформаций и напряжений в элементах кассеты, используемой для прокатки фланцевых профилей.

В настоящее время мировым сообществом разработано множество различных программных продуктов, позволяющих в значительной мере ускорить выполнение необходимых расчетов в исследовательской и проектировочной деятельности. Обоснования преимущества использования систем автоматизированного проектирования (САПР) в научно-исследовательских и опытно-конструкторских работах, разновидности САПР и особенности в работе рассмотрены в работах [1, 2, 3].

В данной работе выполнение расчета напряженно-деформированного состояния прокатного оборудования было произведено с использованием отечественного многофункционального программного комплекса ЛИРА (ПК ЛИРА), предназначенного для расчета, исследования и проектирования конструкций различного назначения.

В качестве объекта исследования использована существующая конструкция кассеты вертикальных валков, в настоящее время находящаяся в эксплуатации на стане 600 ОАО «АМК».

Конструкция кассеты содержит две горизонтально расположенные несущие плиты (верхняя и нижняя), между которыми расположены два валковых узла, состоящих из валков, осей и подшипников качения. Для крепления кассеты к станине клетки используются продольные и поперечные брусья.

Расчет напряженно-деформированного состояния пространственной системы кассеты выполнен на статические нагрузки для условий прокатки двутавровой балки №20 на второй универсальной клетки 11У по второй линии прокатки стана.

Кассета подвержена воздействию следующих нагрузок:

- усилие прокатки;
- тепловое воздействие со стороны проката на вертикальные валки в области контактной поверхности.

В основу расчета положен метод конечных элементов (КЭ) в перемещениях. В качестве основных неизвестных приняты следующие перемещения узлов:

X – линейное по оси X;

Y – линейное по оси Y;

Z – линейное по оси Z;

Расчетная схема системы представлена на рисунке 1.

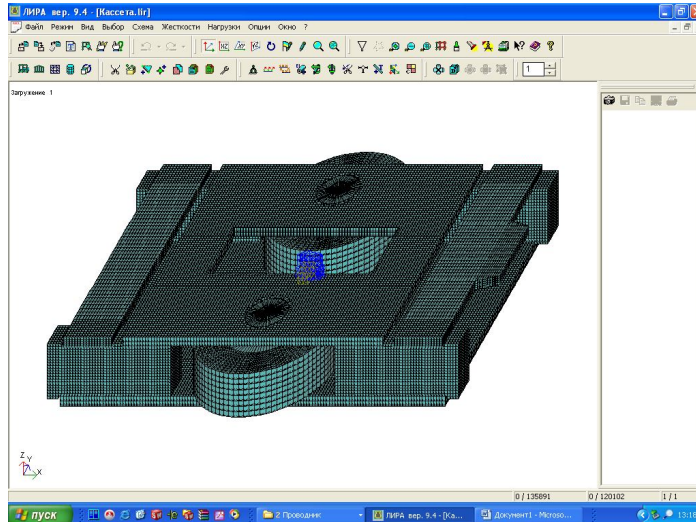


Рисунок 1 – Расчетная схема (модель) кассеты, выполненная в ПК ЛИРА

Для уменьшения количества конечных элементов с целью упрощения и быстроты проведения вычислений конструкция подшипников была упрощена заменой на четырехугольные пластины.

Упругая деформация валков при контакте с прокатом зависит от механических свойств материала валков и прокатываемого профиля, которые в свою очередь зависят от температуры поверхности валка и прокатываемого металла, а также усилия прокатки. Поэтому расчет проводился с учетом перечисленных выше факторов.

Температура поверхности валка в области контакта с прокатом была определена согласно методике, примененной в эксперименте [4], вследствие аналогичности условий прокатки (обжатия, температуры), материала заготовки (конструкционные стали), и профиля заготовки (профили полосы и стенки двутавровой балки №20 – прямоугольные и близкие по толщине).

Средняя температура фланцев профиля прокатываемой двутавровой балки №20 была принята с учетом данных исследования [5]. Значение температуры упруго-деформированной части бочки валка было определено согласно данных [4] и [5] и составило  $t = 400\text{C}^\circ$ . В расчете было учтено изменение механических свойств материала валков вследствие повышения температуры в области контакта с прокатом в диапазоне от комнатного значения  $t = 20\text{C}^\circ$  до принятого  $t = 400\text{C}^\circ$ .

При расчете использовались следующие характеристики механических свойств материалов элементов кассеты:

$E = 2,15 \cdot 10^5 \frac{H}{\text{мм}^2}$ , – модуль упругости материала (сталь) плит, продольных и поперечных брусьев и осей кассеты;

$E_e = 1,77 \cdot 10^5 \frac{H}{мм^2}$ , – модуль упругости материала (сталь 150ХНМ)

валков кассеты;

$E_n = 2 \cdot 10^5 \frac{H}{мм^2}$ , – модуль упругости материала (сталь) подшипни-

ков качения валкового узла;

$\mu = 0,3$ , - коэффициент Пуассона плит, продольных и поперечных брусьев и осей кассеты;

$\mu_t = 0,32$ , - коэффициент Пуассона материала валков с учетом температурного воздействия.

Значения  $E_e$  и  $\mu_t$  были определены согласно данным [6].

В расчете использовано реальное значение  $P_v = 1,707$  МН усилия прокатки, действующее на вертикальные валки кассеты, принятое согласно результатам исследований [7].

После проведения расчетов были получены следующие результаты для системы в целом, которые представлены в таблице 1.

Таблица 1 – Результаты расчета пространственной системы кассеты

Максимальные перемещения, мм	Элемент, испытывающий наибольшие деформации	Напряжения, Н/мм <sup>2</sup>		
		Главные	Эквивалентные	Элемент, испытывающий наибольшие напряжения
$\Delta u_{max} = 0,299$	Плита верхняя	$\sigma_1 = -1,069 \dots +103,080$ $\sigma_2 = -23,199 \dots +20,639$ $\sigma_3 = -135,554 \dots +7,820$	$\sigma_e = +1,974 \dots +186,511$	Плита верхняя
$\Delta u_{max} = 0,444$	Валок	$\sigma_1 = -506,845 \dots +239,797$ $\sigma_2 = -735,935 \dots +131,219$ $\sigma_3 = -878,513 \dots +0,146$	$\sigma_e = +0,779 \dots +754,883$	Валок
$\Delta u_{max} = 0,294$	Плита нижняя	$\sigma_1 = -8,558 \dots +125,089$ $\sigma_2 = -35,493 \dots +37,870$ $\sigma_3 = -156,978 \dots +7,074$	$\sigma_e = +1,030 \dots +177,809$	Плита нижняя
$\Delta u_{max} = 0,330$	Ось	$\sigma_1 = -8,194 \dots +65,502$ $\sigma_2 = -31,860 \dots +20,990$ $\sigma_3 = -81,493 \dots +7,551$	$\sigma_e = +9,015 \dots +127,062$	Ось



Сравним полученные результаты с допустимо возможными.

Суммарный прогиб вертикальных валков:

$$f_s = \Delta y_{\max} = 0,444 \text{ мм.}$$

Для горячей прокатки суммарный прогиб валков  $[f]=0,3 \div 1,0$  мм, таким образом  $f_s$  находятся в интервале допустимых значений (удовлетворяет условию прочности на изгиб).

Деформация плит:

$$\text{Верхняя плита: } \Delta x_{\max} = 0,138 \text{ мм, } \Delta y_{\max} = 0,299 \text{ мм, } \Delta z_{\max} = 0,076 \text{ мм.}$$

$$\text{Нижняя плита: } \Delta x_{\max} = 0,1 \text{ мм, } \Delta y_{\max} = 0,294 \text{ мм, } \Delta z_{\max} = 0,201 \text{ мм.}$$

Для станин клеток станов горячей прокатки допускаемая деформация  $[\Delta]=0,6 \div 1,0$  мм, следовательно, деформации обеих плит находятся в интервале допустимых значений.

Допустимое напряжение для легированных стальных валков  $[\sigma]=160 \text{ МПа}$ . Согласно результатов расчета, выполненного по 4-той теории прочности,  $\sigma_{\text{экв}} = 754,883 \text{ МПа}$ . Таким образом, полученное расчетное эквивалентное напряжение  $\sigma_{\text{экв}}$  значительно превышает допускаемые контактно-усталостные напряжения. То обстоятельство, что валки в эксплуатируемой конструкции выдерживают столь большие напряжения, объясняется тем, что они являются сжимающими в области контакта с прокатом.

Выводы.

1. В данной работе впервые получена картина напряженно-деформированного состояния кассеты вертикальных валков.

2. Полученные перемещения элементов кассеты, возникшие в результате воздействия усилия прокатки на конструкцию кассеты, в пределах рекомендуемых для деталей прокатных клеток.

3. Расчетные эквивалентные напряжения для большинства деталей несущественно превышают допустимые значения (5-30%). Однако, необходимо обратить внимание на работу валкового узла, поскольку полученное расчетное эквивалентное напряжение  $\sigma_{\text{экв}}$  в области очага деформации значительно превышает допускаемые контактно-усталостные напряжения, что может привести к преждевременному разрушению валков, т.е. выкрашиванию, трещинам, отколам и выходу из строя.

4. С целью повышения жесткости кассеты необходимо модернизировать ее конструкцию, усовершенствовать валковый узел.

Дальнейшие исследования предполагается вести в области усовершенствования конструкции кассеты вертикальных валков и точности изготовления сортовых профилей.

Полученные данные могут быть использованы при проектировании, модернизации и реконструкции универсальных клетей.

### **Библиографический список**

1. Геометрическое моделирование деталей машин при помощи *SOLID WORKS* / И.А. Кубышкина, Е.В. Базарова, И.А. Барташ // Сборник научных трудов ДонГТУ. - Алчевск, 2009. - № 28. - С. 276-282.

2. Геометрическое моделирование деталей машин при помощи *КОМПАС-3D* / Н.А. Данько, И.О. Сова, О.Н. Пронина // Сборник научных трудов ДонГТУ. - Алчевск, 2009. - № 28. - С. 283-287.

3. Геометрическое моделирование строительных конструкций при помощи ПК *ЛИРА* / О.А. Черных, И.О. Сова, Я.А. Балашова-Сукач // Сборник научных трудов ДонГТУ. - Алчевск, 2009. - № 28. - С. 333-340.

4. Яловой Н.И. Тепловые процессы при обработке металлов и сплавов давлением / Яловой Н.И. [и др.] – М.: Высш. шк., 1973.

5. Комплексное исследование степени загрузки клетей стана 600 ОАО «АМК» при производстве профилей действующего сортамента: отчет о научно-исследовательской работе. – Харьков: УкрНИИМет, 1989.

6. Третьяков А.В. Механические свойства сталей и сплавов при пластическом деформировании / Третьяков А.В. [и др.] Справочник. – М.: Машиностроение, 1971.

7. Оптимизация процесса прокатки двутавровой балки №20 в условиях крупносортового стана 600 ОАО «АМК» / В.А. Шпаков, И.К. Дорожко, П.А. Петров // Сборник научных трудов ДГМИ. - Алчевск, 2001. - № 13. - С. 184-192.

*Рекомендовано к печати проф. В.Н. Ульяницким*

*Васильев Д.Б.,  
к.т.н. Куберский С.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина),  
Довгальук Г.Я.,  
Винник К.В.  
(ОАО «АМК», г. Алчевск, Украина)*

### **УСОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ МЕТОДИКИ ОПРЕДЕЛЕНИЯ СОДЕРЖАНИЯ ОКСИДОВ ЖЕЛЕЗА В ШЛАКАХ КИСЛОРОДНО-КОНВЕРТЕРНОЙ СТАЛИ ДЛЯ УСЛОВИЙ ОАО «АЛЧЕВСКИЙ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИЙ КОМБИНАТ»**

*Наведено вдосконалену методику розрахунку оксидів заліза в конвертерних шлаках для різних технологічних режимів конвертерної плавки. Представлені рівняння, отримані в ході статистичної обробки експериментальних даних з метою розрахунку оксидів заліза в шлаках при різних технологічних режимах конвертерної плавки.*

**Ключові слова:** *киснево-конвертерний процес, оксиди заліза в шлаку, методи статистичного аналізу.*

*Приведена усовершенствованная методика расчета оксидов железа в конвертерных шлаках для различных технологических режимов конвертерной плавки. Представлены уравнения, полученные в ходе статистической обработки экспериментальных данных с целью расчета оксидов железа в шлаках при различных технологических режимах конвертерной плавки.*

**Ключевые слова:** *кислородно-конвертерный процесс, оксиды железа в шлаке, методы статистического анализа.*

При сливе металла из кислородного конвертера часть конечного шлака вместе с металлом попадает в ковш. Во избежание этого разработано множество технологий отсечки конвертерного шлака. Один из лучших результатов достигнут при одновременном использовании электромагнитного индикатора шлака и его пневматического отсечения, при котором количество шлака, попадающего в ковш, не превышает 0,4 %, что значительно меньше в сравнении с другими способами [1].

Попадание конвертерного шлака в ковш приводит к повышенному угару элементов раскислителей и легирующих, загрязнению стали неметаллическими включениями, возможному переходу фосфора из шла-

ка в металл, снижает эффективность процессов десульфурации, уменьшает стойкость футеровки ковша.

Угар элементов раскислителей и эффективность процессов десульфурации непосредственно зависит от содержания кислорода в стали и окисленности шлака (содержания  $\Sigma(\text{FeO})$  в шлаке). Для повышения эффективности процессов десульфурации металл и шлак предварительно раскисляют. Актуальность данной работы заключается в усовершенствовании методики определения количества оксидов железа в шлаке, что позволит более точно определять расход раскислителей и, как следствие, приведет к их экономии.

Определение химического состава шлака проводят по нескольким методикам. Наиболее точно определить содержание оксидов железа в конвертерном шлаке позволяет титриметрический метод проведения химического анализа. Титриметрический метод определения содержания двухвалентного железа в конвертерном шлаке основан на окислительном титровании железа (II) до железа (III) раствором двуххромовокислого калия в присутствии индикатора дифениламиносульфоната натрия. Определение железа общего в конвертерном шлаке основано на восстановлении железа (III) металлическим алюминием до железа (II) с последующим окислением его раствором двуххромовокислого калия в присутствии индикатора дифениламиносульфоната натрия [2].

Недостатком данного метода является большая продолжительность по времени химического анализа шлака (занимает порядка 30-60 мин на один компонент), в результате чего он не подходит для оперативного определения химического состава шлака при конвертерном производстве стали. Данным методом целесообразно определять химический состав поступающих на металлургический комбинат сырьевых материалов.

Более оперативно определить химический состав конвертерного шлака позволяет метод рентгенофлуоресцентного анализа основанный на зависимости интенсивности характеристических линий флуоресценции компонента от его массовой доли в пробе. Возбуждаемое первичным рентгеновским излучением характеристическое излучение компонентов в пробе разлагается в спектр с последующим измерением аналитических сигналов и определением массовой доли компонентов с помощью градуировочных характеристик [3].

Недостатком данного метода является определение в шлаках конвертерного производства железа общего и пересчет его на FeO без учета содержащегося во всех конвертерных шлаках  $\text{Fe}_2\text{O}_3$ .

Для уточнения методики определения содержания оксидов железа в конвертерных шлаках на ОАО «Алчевский металлургический комбинат» (ОАО «АМК») было отобрано 50 проб конечного шлака с после-

дующим их анализом. Каждую пробу разделяли на 2 равные части и, в первой из них определяли общее содержание железа  $(Fe)_{хим}$  и  $(FeO)_{хим}$  титриметрическим методом (в химической лаборатории при центральной лаборатории ОАО «АМК»), а во второй части определяли общее содержание железа  $(Fe)_{эксп}$  методом рентгенофлуоресцентного анализа (в экспресс лаборатории кислородно-конвертерного цеха ОАО «АМК»).

По экспериментальным данным, полученным при анализе проб конвертерного шлака титриметрическим методом, были рассчитаны средние значения массовых долей соответственно:  $(Fe)_{хим}^{cp} = 21,4\%$  и  $(FeO)_{хим}^{cp} = 17,1\%$ .

По формуле (1) рассчитывали содержание в этих пробах  $(Fe_2O_3)_{хим}$  и находили среднее значение  $(Fe_2O_3)_{хим}^{cp} = 11,6\%$ .

$$(Fe_2O_3)_{хим} = ((Fe)_{хим} - 0,777 \cdot (FeO)_{хим}) \cdot 1,43, \quad (1)$$

где  $\frac{56}{72} = 0,777$  – коэффициент пересчета FeO на Fe;

$\frac{160}{112} = 1,43$  – коэффициент пересчета Fe на  $Fe_2O_3$ .

Используя коэффициенты пересчета FeO на Fe (0,777) и  $Fe_2O_3$  на Fe – (0,6994), были рассчитаны массовые соотношения между долями железа, которое окислилось до FeO и железа, которое окислилось до  $Fe_2O_3$

$$(FeO)_{хим}^{Fe} = \frac{17,1 \cdot 0,777}{21,4} \cdot 100\% = 62,1\%,$$

$$(Fe_2O_3)_{хим}^{Fe} = \frac{11,6 \cdot 0,6994}{21,4} \cdot 100\% = 37,9\%.$$

Используя коэффициент перерасчета Fe на FeO (1,2857) и определенную выше долю железа, которое окисляется до  $(FeO)_{хим}^{Fe}$  равную 62,1 %, получили коэффициент для расчета (FeO) по значению  $(Fe)_{эксп}$ , %

$$(FeO) = \frac{62,1 \cdot 1,2857}{100} = 0,7989. \quad (2)$$

Аналогично, используя коэффициент перерасчета Fe на  $Fe_2O_3$  (1,43) и долю железа, которое окисляется до  $(Fe_2O_3)_{хим}^{Fe}$  равную 37,9 %, получили коэффициент для расчета  $(Fe_2O_3)$  по значению  $(Fe)_{эксп}$ , %

$$(Fe_2O_3) = \frac{37,9 \cdot 1,43}{100} = 0,5420. \quad (3)$$

Далее расчет оксидов железа производился умножением железа общего, полученного в ходе рентгенофлуоресцентного анализа  $(Fe)_{\text{эксп}}$ , на соответствующие коэффициенты, полученные в формулах (2) и (3).

Недостатком данной методики является расчет содержания оксидов железа в шлаке без учета различных технологических режимов производства конвертерной стали при двух вариантах кислородной продувки:

1. Комбинированная продувка (продувка кислородом через кислородную фурму и азотом через пробки в днище конвертера).

а) одношлаковая технология;

б) одношлаковая технология с ошлакованием футеровки конвертера;

в) процесс с промежуточным скачиванием шлака;

г) процесс с промежуточным скачиванием шлака и ошлакованием футеровки конвертера.

2. Верхняя продувка.

а) одношлаковая технология;

б) одношлаковая технология с ошлакованием футеровки конвертера;

в) процесс с промежуточным скачиванием шлака;

г) процесс с промежуточным скачиванием шлака и ошлакованием футеровки конвертера.

Данная работа посвящена усовершенствованию методики расчета содержания оксидов железа  $FeO$  и  $Fe_2O_3$  в шлаке в зависимости от содержания железа общего  $(Fe)_{\text{эксп}}$ , определенного по методу рентгенофлуоресцентного анализа при различных технологических режимах конвертерной плавки.

Отбор проб (по 10 шт. для каждой из 8-ми представленных выше технологий) и определение в них  $(Fe)_{\text{хим}}$ ,  $(Fe)_{\text{эксп}}$  и  $(FeO)_{\text{хим}}$  производили аналогично вышеописанной (базовой) методике, а обработку результатов исследований – с использованием методов математической статистики. Данные, полученные в ходе анализов конвертерных шлаков  $(Fe)_{\text{хим}}$ ,  $(Fe)_{\text{эксп}}$  и  $(FeO)_{\text{хим}}$ , рассчитанные по базовой  $(FeO)$  и  $(Fe_2O_3)$  и предлагаемой  $(FeO)'$  и  $(Fe_2O_3)'$  методикам представлены в таблице 1.

Таблица 1 – Экспериментальные и расчетные данные по пробам конверторных шлаков

Вариант технологии	Массовая доля, %						
	Экспериментальные данные			Расчетные данные			
	(Fe) <sub>хим</sub>	(FeO) <sub>хим</sub>	(Fe) <sub>эксп</sub>	(FeO)	(Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> )	(FeO)'	(Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> )'
1. а	$\frac{11,4-26,5^*}{18,43}$	$\frac{7,6-19,5}{13,95}$	$\frac{12,3-27,7}{18,50}$	$\frac{9,8-22,1}{14,78}$	$\frac{6,7-15,0}{10,03}$	$\frac{10,0-19,8}{13,95}$	$\frac{6,4-17,6}{10,93}$
1. б	$\frac{16,0-34,8}{25,39}$	$\frac{11,7-31,7}{18,06}$	$\frac{17,9-32,7}{23,00}$	$\frac{13,5-26,1}{18,30}$	$\frac{9,7-17,7}{12,46}$	$\frac{13,7-26,5}{18,06}$	$\frac{10,4-17,4}{12,79}$
1. в	$\frac{16,1-26,2}{20,98}$	$\frac{10,2-21,9}{16,87}$	$\frac{15,7-25,3}{20,71}$	$\frac{11,8-20,2}{16,22}$	$\frac{8,5-13,7}{11,22}$	$\frac{12,9-20,5}{16,87}$	$\frac{8,2-13,3}{10,85}$
1. г	$\frac{15,4-31,3}{19,35}$	$\frac{13,6-26,5}{16,77}$	$\frac{14,4-29,7}{19,49}$	$\frac{11,5-23,8}{15,57}$	$\frac{7,8-16,1}{10,56}$	$\frac{12,7-25,0}{16,77}$	$\frac{6,5-14,8}{9,22}$
2. а	$\frac{19,7-31,8}{24,39}$	$\frac{13,7-28,2}{19,36}$	$\frac{17,4-31,4}{24,62}$	$\frac{13,9-25,1}{19,67}$	$\frac{9,5-17,0}{13,34}$	$\frac{14,3-24,2}{19,36}$	$\frac{9,0-18,1}{13,67}$
2. б	$\frac{17,4-27,4}{21,73}$	$\frac{13,4-24,3}{17,58}$	$\frac{16,7-26,6}{20,81}$	$\frac{12,8-20,0}{16,54}$	$\frac{9,0-14,4}{11,28}$	$\frac{13,4-23,4}{17,58}$	$\frac{8,9-12,0}{10,21}$
2. в	$\frac{17,1-29,7}{22,16}$	$\frac{14,1-27,5}{19,45}$	$\frac{15,9-28,4}{21,37}$	$\frac{12,7-22,7}{17,07}$	$\frac{8,6-15,4}{11,58}$	$\frac{13,2-27,4}{19,45}$	$\frac{8,0-10,1}{8,93}$
2. г	$\frac{15,8-25,2}{21,98}$	$\frac{14,6-22,3}{17,82}$	$\frac{17,0-25,3}{21,61}$	$\frac{13,6-20,2}{17,26}$	$\frac{9,2-13,7}{11,71}$	$\frac{14,0-20,8}{17,82}$	$\frac{8,7-13,0}{11,07}$

\* В числителе показаны минимальное и максимальное значения, в знаменателе – среднее.

По каждой технологии находили статистическую зависимость содержания оксида железа (II), определенного химическим анализом  $(\text{FeO})_{\text{хим}}$  от общего содержания железа в шлаке, определенного химическим анализом  $(\text{Fe})_{\text{хим}}$ . Полученная зависимость представлена на рисунке 1 (для одношлаковой технологии при комбинированной продувке).

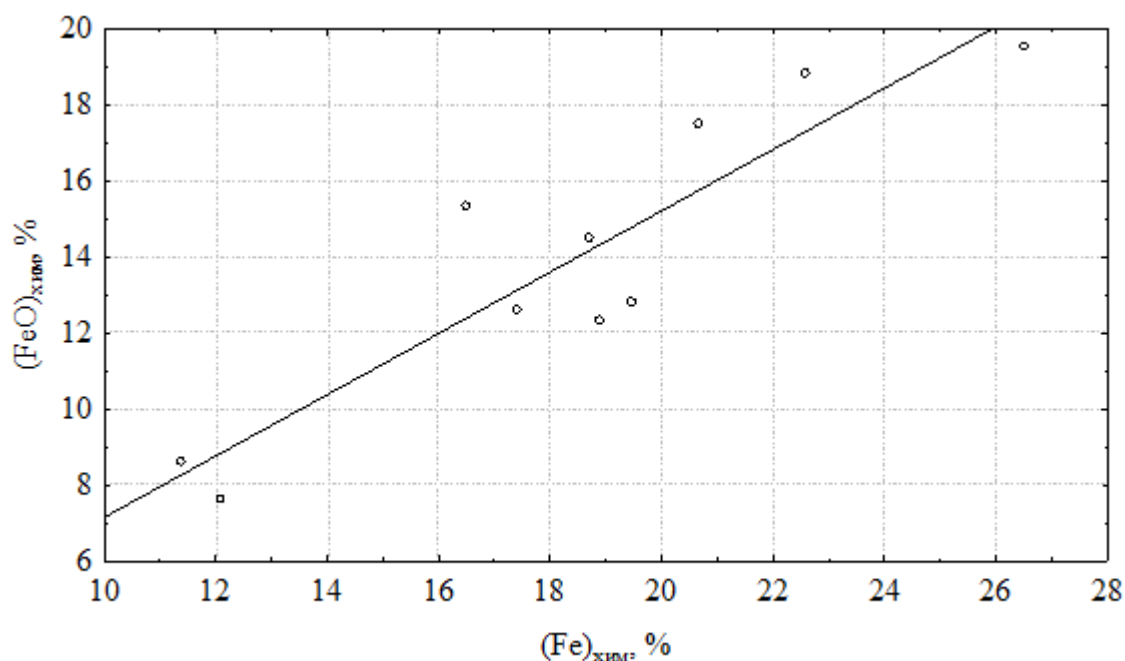


Рисунок 1 – Статистическая зависимость  $(\text{FeO})_{\text{хим}}$  от  $(\text{Fe})_{\text{хим}}$

Эта зависимость описывается уравнением регрессии

$$(\text{FeO})_{\text{хим}} = -0,9207 + 0,8068 \cdot (\text{Fe})_{\text{хим}} \quad (r = 0,9102) \quad (4)$$

Далее для определения корреляционной зависимости между железом общим, определенным в химической лаборатории  $(\text{Fe})_{\text{хим}}$  и железом общим, определенным в экспресс лаборатории  $(\text{Fe})_{\text{экс}}$  была построена корреляционная зависимость между этими параметрами (рисунок 2).

Эта зависимость описывается уравнением регрессии

$$(\text{Fe})_{\text{хим}} = 3,9319 + 0,7838 \cdot (\text{Fe})_{\text{экс}} \quad (r = 0,8504) \quad (5)$$

Подставляя  $(\text{Fe})_{\text{хим}}$ , рассчитанное в уравнении (5) в уравнение (4), получаем уравнение для аппроксимации содержания оксида железа (II)



по содержанию железа общего, определенного в экспресс лаборатории ККЦ ОАО «АМК»

$$(FeO)' = 0,6324 \cdot (Fe)_{\text{эксн}} + 2,2516 \quad (6)$$

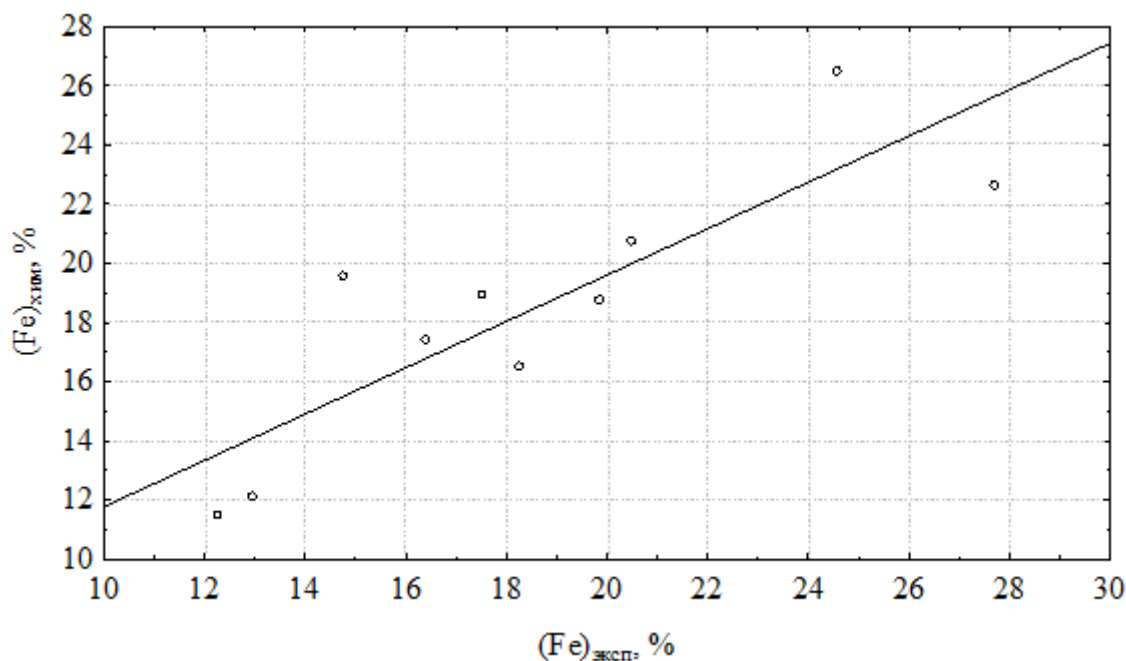


Рисунок 2 – Корреляционная зависимость  $(Fe)_{\text{хим}}$  от  $(Fe)_{\text{эксн}}$

Расчет содержания оксида железа (III) в шлаке проводили следующим образом. Из железа общего, определенного в экспресс лаборатории вычитали железо, пересчитанное из оксида железа (II), определенного по зависимости (6) с учетом коэффициентов пересчета FeO на Fe (0,7778) и  $Fe_2O_3$  на Fe (0,6994)

$$(Fe_2O_3)' = \frac{(Fe)_{\text{эксн}} - (FeO)' \cdot 0,7778}{0,6994} \quad (7)$$

Подставив в уравнение (7) определенное в уравнении (6)  $(FeO)'$  получаем уравнение для определения  $(Fe_2O_3)'$

$$(Fe_2O_3)' = 0,7265 \cdot (Fe)_{\text{эксн}} - 2,5039 \quad (8)$$

Аналогично данной методике получали уравнения для расчета содержания  $(FeO)$  и  $(Fe_2O_3)$  для всех остальных технологий. Результаты расчетов приведены в таблице 2.

Таблица 2 – Уравнения для определения содержания FeO и Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> при различных вариантах технологии ведения конвертерной плавки

Варианты технологии	Определяемый компонент шлага	
	(FeO)'	(Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> )'
1. а	$(\text{FeO})' = 2,2516 + 0,6324 \cdot (\text{Fe})_{\text{эксп}}$	$(\text{Fe}_2\text{O}_3)' = 0,7265 \cdot (\text{Fe})_{\text{эксп}} - 2,5039$
1. б	$(\text{FeO})' = 0,8637 \cdot (\text{Fe})_{\text{эксп}} - 1,8$	$(\text{Fe}_2\text{O}_3)' = 0,4693 \cdot (\text{Fe})_{\text{эксп}} - 2,0017$
1. в	$(\text{FeO})' = 0,2972 + 0,8003 \cdot (\text{Fe})_{\text{эксп}}$	$(\text{Fe}_2\text{O}_3)' = 0,5397 \cdot (\text{Fe})_{\text{эксп}} - 0,3306$
1. г	$(\text{FeO})' = 1,1766 + 0,8 \cdot (\text{Fe})_{\text{эксп}}$	$(\text{Fe}_2\text{O}_3)' = 0,5401 \cdot (\text{Fe})_{\text{эксп}} - 1,3085$
2. а	$(\text{FeO})' = 2,0237 + 0,7041 \cdot (\text{Fe})_{\text{эксп}}$	$(\text{Fe}_2\text{O}_3)' = 0,6467 \cdot (\text{Fe})_{\text{эксп}} - 2,2506$
2. б	$(\text{FeO})' = 1,0001 \cdot (\text{Fe})_{\text{эксп}} - 3,2335$	$(\text{Fe}_2\text{O}_3)' = 0,3176 \cdot (\text{Fe})_{\text{эксп}} - 3,5959$
2. в	$(\text{FeO})' = 1,1345 \cdot (\text{Fe})_{\text{эксп}} - 4,7977$	$(\text{Fe}_2\text{O}_3)' = 0,1681 \cdot (\text{Fe})_{\text{эксп}} - 5,3355$
2. г	$(\text{FeO})' = 0,0864 + 0,8208 \cdot (\text{Fe})_{\text{эксп}}$	$(\text{Fe}_2\text{O}_3)' = 0,517 \cdot (\text{Fe})_{\text{эксп}} - 0,0961$

Для сравнения точности вычислений по новой методике и по старой были оценены статистические зависимости (FeO)<sub>хим</sub> от (Fe)<sub>хим</sub> (по анализу химической лаборатории), (FeO) от (Fe)<sub>эксп</sub> (расчет по предыдущей методике) и (FeO)' от (Fe)<sub>эксп</sub> (расчет по предложенной методике) для всех технологий (на рисунке 3 представлены эти зависимости для двухшлаковой технологии с ошлакованием футеровки конвертера при комбинированной продувке).

Из рисунка 3 видно, что линия регрессионной зависимости, построенная по расчетным значениям (FeO) в диапазоне значений (Fe)<sub>общ</sub> 12 - 25 % не попадает в доверительный интервал для зависимости (FeO)<sub>хим</sub> от (Fe)<sub>общ</sub>. Линия регрессионной зависимости, построенная по новой методике расчета (FeO)' во всем диапазоне исследованной зависимости попадает в доверительный интервал.

Сравнивая полученные на рисунке 3 значения содержания (FeO) для различных методик необходимо отметить, что при (Fe)<sub>общ</sub> = 20 % содержание (FeO)<sub>хим</sub> составило 17,30 %, содержание (FeO), рассчитанное по старой методике – 16,50 % (разница 0,80 % абс.), а по предлагаемой методике – 17,20 % (0,10 % абс.).

В диапазоне значений (Fe)<sub>общ</sub> = 20 - 24 % содержание (FeO), рассчитанное по предлагаемой методике и найденное в химической лаборатории совпадают, а в диапазоне (Fe)<sub>общ</sub> = 12 - 20 % и 24 - 32 % отличается не более чем на 0,2 % абс.

Дальнейшие исследования будут направлены на определение зависимости угара элементов раскислителей, вводимых в ковш, при сливе металла из кислородного конвертера от содержания оксидов железа в конечном шлаке с целью уточнения расчета по расходованию раскислителей и их экономии.

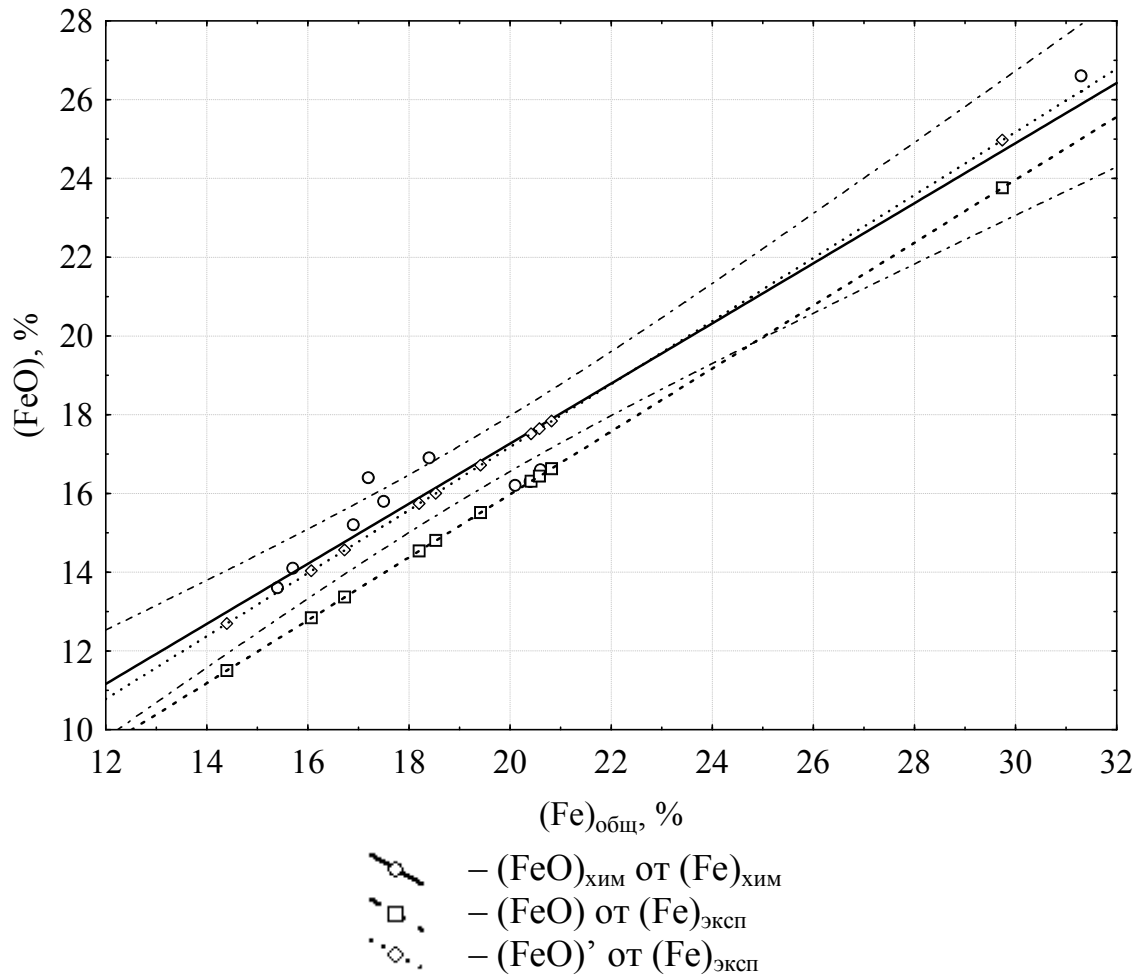


Рисунок 3 – Регрессионные зависимости  $(\text{FeO})$  от  $(\text{Fe})_{\text{общ}}$  для различных методик определения  $(\text{FeO})$  при двухшлаковой технологии с ошлакованием футеровки и комбинированной продувке (95 % доверительный интервал обозначен  $- \cdot -$ )

### Библиографический список

1. Бойченко Б.М. Конвертерне виробництво сталі: теорія, технологія, якість сталі, конструкції агрегатів, рециркуляція матеріалів і екологія / Бойченко Б.М., Охотський В.Б., Харлашин П.С. – Дніпропетровськ: РВА «Дніпро-ВАЛ», 2004. – 454 с.

2. Руды железные, концентраты, агломераты и окатыши. Метод определения железа (общего): ГОСТ 23581.18-81. – [Действительный от 01.01.1982]. – М.: Госстандарт СССР, 1981. – 11 с.

3. Шлаки металлургического производства. Метод рентгенофлуоресцентного анализа: ДСТУ 3564-97. – [Действительный от 01.07.1999]. – К.: Государственный комитет стандартизации метрологии и сертификации Украины, 1997. – 34 с.

Рекомендовано к печати д.т.н., проф. С.Н. Петрушовым

**СТРОИТЕЛЬСТВО**



*к.т.н. Гайко Ю.І.  
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна),  
к.е.н. Гайко Є.Ю.  
(ХНАМГ, м. Харків, Україна)*

## **РИЗИКИ КОНЦЕСІЙНИХ ПРОЕКТІВ БУДІВНИЦТВА ТА ЕКСПЛУАТАЦІЇ ОБ'ЄКТІВ МІСЬКОЇ ІНФРАСТРУКТУРИ**

*Наведені результати теоретичних досліджень. Розглянуто три групи ризиків для концесіонерів та інвесторів в сфері будівництва міської інфраструктури: політичні, макроекономічні та ризики проекту. Запропонована класифікація концесійних ризиків.*

**Ключові слова:** концесійний проект, міська інфраструктура, концесіонер, інвестиції, ризики.

*Приведены результаты теоретических исследований. Рассмотрены три группы рисков для концессионеров и инвесторов в сфере строительства городской инфраструктуры: политические, макроэкономические и риски проекта. Предложена классификация концессионных рисков.*

**Ключевые слова:** концессионный проект, городская инфраструктура, концессионер, инвестиции, риски.

**Постановка проблеми.** Останнім часом спостерігається зростаюча зацікавленість приватного сектора в інвестуванні в міську комунальну інфраструктуру. З одного боку – це пояснюється державною політикою, спрямованою на підвищення участі приватного сектору в наданні комунальних послуг. З іншого боку – інвестори починають розуміти, що ця галузь є перспективною щодо довгострокових капіталовкладень. Концесійні проекти надають інвесторам можливість отримувати норму прибутку з інвестицій. Але разом з цією можливістю з'являється загроза невизначеності та ризику. Таким чином, виникає проблема визначення, аналізу та оцінки ризиків концесійних проектів будівництва та експлуатації об'єктів міської інфраструктури.

**Аналіз останніх досягнень і публікацій.** В роботах, присвячених концесійним відносинам [1,2,3], висвітлені головним чином загальні питання державно-приватного партнерства, але детально не розглядаються ризики концесійних проектів. Лише в статті [4] було зроблено спробу зробити систематизацію ризиків інвестування в комунальне господарст-

во, а в публікації [5] зроблено акцент на ризики для іноземних інвесторів. Більше інформації про ризиковість концесійних інфраструктурних проектів міститься в публікаціях іноземних авторів [6,7,8].

**Мета статті** полягає в узагальненні та аналізі зарубіжного та вітчизняного досвіду в галузі реалізації концесійних проектів для визначення характерних груп ризиків і розробки чіткої класифікації ризиків інвестиційних проектів будівництва та експлуатації об'єктів міської інфраструктури за умов концесії.

**Виклад основного матеріалу.** Концесійні проекти мають багато учасників, комплексну систему фінансування та складну організаційну структуру, а також підпадають під значний вплив політичного та ринкового оточення. Згідно теорії ризик-менеджменту, ризики, які супроводжують інвестиційний проект, повинно бути класифіковано, визначено та оцінено. Ця задача представляється більш складною через взаємозв'язок факторів ризику, який значно впливає на результати оцінки ризиків. Аналізуючи публікації зарубіжних та вітчизняних вчених, пропонуємо згрупувати всі ризики концесійних проектів в три групи: ризики країни, макроекономічні ризики, ризики проекту. Класифікацію ризиків концесійного проекту наведено на рисунку 1.

**Ризики країни (політичне оточення).** Проекти як в розвинених країнах так і в тих, що розвиваються можуть спіткати зміни у складі уряду, нове законодавство і навіть політичні перевороти. Спеціалісти Світового Банку вказують на наступні ризики для інвесторів [7]:

1. Політична нестабільність. Питання політичної надійності мають дуже велике значення для муніципальних проектів. Всі рівні влади – центральна, обласна, місцева – мають свій виборчий цикл, який несе можливість зміни політичного лідерства на будь-якому рівні. Це може досить суттєво вплинути на реалізацію проекту.

2. Зміни в законодавстві.

3. Неузгодженість та конфлікти між гілками влади. Керівництво держави, як правило, прагне поєднувати інтереси численних зацікавлених груп, які мають різну мотивацію та амбіції. Доволі часто значні розбіжності в поглядах на приватне керівництво комунальними службами виникають між центральною владою та галузевими міністерствами та відомствами. Міжнародний досвід показує, що, наприклад, Міністерство Економіки чи Міністерство Фінансів країни позитивно ставиться до участі приватного капіталу в інфраструктурних проектах. Вони розглядають залучення приватного сектору як інструмент зменшення бюджетного навантаження, підвищення

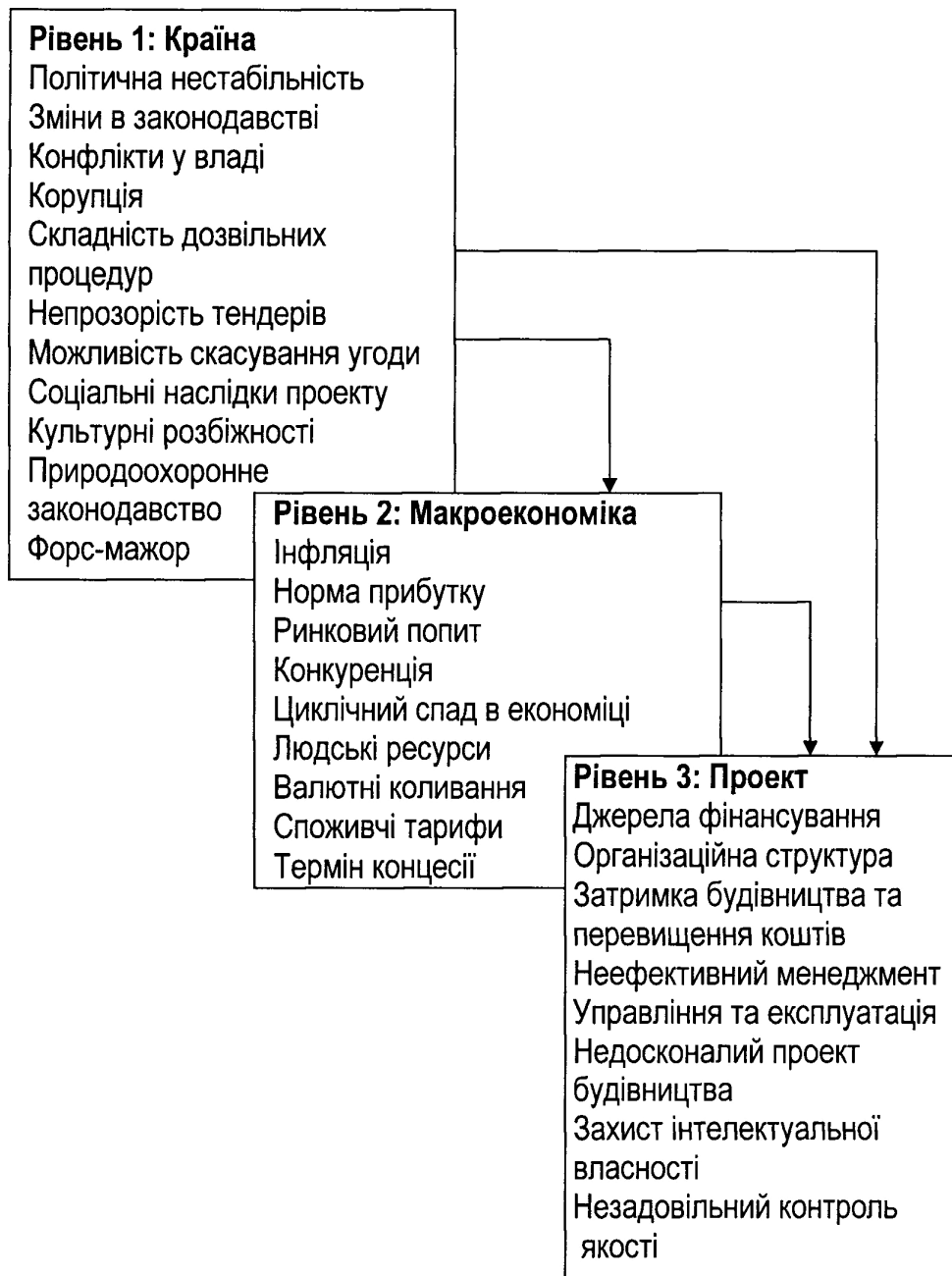


Рисунок 1 – Класифікація ризиків концесійного проекту

валютного резерву, забезпечення конкурентоспроможності економіки шляхом вливання нового капіталу та управлінських навичок. На іншому боку знаходяться галузеві відомства, які відповідальні за надання послуг. Вони розглядають вторгнення приватного капіталу як загрозу їх монопольному становищу на ринку комунальних послуг та обмежен-



ня контролю в цій сфері. Навіть якщо якесь підприємство надається приватному інвестору, відповідні державні відомства зберігають жорсткий контроль діяльності цього підприємства.

4. Непрозора процедура тендерних торгів. Досить часто надання об'єктів в концесію відбувається методом безпосередніх прямих переговорів з єдиним інвестором, який обирається заздалегідь. Таким чином адміністративна влада та інвестор прагнуть запобігти критики з боку громадськості, яка обов'язково виникає при публічному обговоренні. Але навіть впровадження відкритих тендерних торгів не є панацеєю проти негараздів в інвестиційному процесі. Це забезпечує прозорість, але ще не надає інвестору гарантій. В багатьох випадках складаються такі тендерні умови та правила, які залишають білі плями для вільної інтерпретації умов.

5. Корупція.

6. Можливість скасування угоди, укладеної з попереднім урядом. Інвестори, які виходять на міжнародний ринок, знають, що в багатьох країнах треба залучити на свій бік впливових «бізнес-партнерів», щоб мати можливість виграти концесійний конкурс.

7. Складність дозвільних процедур.

До цієї групи ризиків також часто включають форс-мажорні обставини, культурні розбіжності, вимоги природоохоронного законодавства, громадські незадоволення та протести проти приватних проектів.

Англійські автори Уолкер і Сміт (Walker, Smith) радять інвесторам чотири попереджувальні міри, щоб запобігти політичних ризиків [6]. По-перше, концесійна угода повинна складатися таким чином, щоб збільшити повноваження інвестора щодо проекту протягом певного періоду. Це до якоїсь міри захистить інвестора від можливого розірвання угоди з боку держави в умовах нестабільності. По-друге, консорціум інвесторів повинен складатися з різноманітних іноземних компаній. Це створить певний тиск на уряд приймаючої країни, яка в разі експропріації об'єкту значно знизить свій рівень інвестиційної привабливості на міжнародній арені. По-третє, страхові заходи повинні впроваджуватися через міжнародні агенції, такі як, наприклад, Світовий Банк. Четвертий попереджувальний захід полягає в тому, щоб залучати фінансування проекту державою для покриття ризиків, які не страхуються.

**Макроекономічні ризики.** Впродовж операційної стадії існування проекту інфраструктурний об'єкт повинен приносити дохід, достатній для покриття витрат та кредитів, а також забезпечувати розумну норму прибутку. На обсяг доходу, який буде приносити проект протягом операційної фази, впливають наступні фактори:

1. Інфляція і норма прибутку.
2. Коливання валютних курсів.
3. Зміни в ринковому попиті.
4. Кваліфіковані людські ресурси.
5. Конкуренція на ринку.
6. Циклічний спад в економіці.
7. Термін концесії.
8. Тарифи та оплата споживачів.

Інфляція та курси валют – найбільш розповсюджені ризики, які впливають на життєздатність міжнародних концесійних проектів. Довгострокова природа концесійного інвестування ускладнює передбачення цих економічних факторів. Зазвичай, для захисту інвесторів від валютних коливань уряди країн, що розвиваються, надають гарантії, що платежі будуть виплачуватися в твердій валюті. Приймаюча країна повинна також забезпечити інвестору норму прибутку. Наприклад, в Малайзії, уряд гарантував концесіонерам повернення вкладених коштів встановивши норму прибутку на рівні 20%. Існує широкий спектр заходів, через які держава може сприяти впровадженню приватних проектів. Ступінь державного втручання буде залежати від сили ризикових факторів, а також від зацікавленості приймаючої країни в комерційній життєздатності проекту. Найбільш загальні методи державної підтримки наступні [8]:

- гарантії стабільності валютного курсу. Держава має широкий вибір такої підтримки – від повної гарантії будь-якого коливання обмінного курсу до забезпечення платоспроможності та конвертування вітчизняної грошової одиниці;
- гарантії повернення капіталу. Уряд країни також може сприяти інвестору шляхом встановлення мінімальної норми повернення капіталу. Цей захід може бути як загальним, так і спрямованим проти якогось конкретного виду ризику, що детально обумовлюється в концесійній угоді;
- гранти, державні займи або інша участь в інвестуванні. Центральні органи влади або місцеві адміністрації можуть безпосередньо вкласти кошти в проект. Такий метод впроваджується там, де без державної підтримки проект не зможе бути комерційно виправданий;
- подовження строку концесії. Багато країн застосовували цю практику для подовження періоду повернення інвестицій у разі впливу непередбачуваних обставин на дохідний потік проекту;
- гарантії проти змін в законодавстві. Загально прийнятий пункт в концесійних угодах, який захищає концесіонера від змін в законодавстві, адміністративних та регуляторних актах, які можуть суттєво вплинути на діяльність концесійного об'єкту. Держава або анулює такі зміни

для концесіонера, або компенсує йому додаткові витрати, пов'язані з ними.

**Ризики проекту.** Головна причина труднощів в реалізації концесійних проектів – це їх складна структура. Не дивно, що впровадження проектів стикається з багатьма чинниками ризику. Найбільш загальні камені спотикання на шляху інвесторів наступні:

1. Джерела фінансування проекту. Фінансова структура концесійного проекту за звичай складається з багатьох організацій, які є фінансовим джерелом проекту. Компанія-концесіонер може розглядати різноманітні варіанти фінансування проекту, а саме: акціонування (звичайні акції), допоміжні фінансові інструменти (привілейовані акції та їх різновиди, облігації займу та ін), позики (кредити комерційних банків, кредити міжнародних організацій, експортні кредити, публічні облігації і т.п.). Завдяки високому ступеню ризику концесійних проектів, кредити мають або обмеження певною сумою, або видаються під достатньо високу відсоткову ставку. До того ж, відсутність ринку венчурного капіталу у країнах, що розвивається, не дозволяє концесіонеру скористатися прийнятною відсотковою ставкою, під яку за звичай пропонується ризиковий капітал. Щоб залучити всі необхідні кошти з багатьох фінансових інститутів, концесіонер повинен переконати кредиторів, що проект здатен генерувати прибуток, і що кредит та відсотки будуть повертатися вчасно. З цією метою може бути залучений уряд країни або міжнародна організація у якості гаранта кредиту. Якщо концесіонеру не вдасться здобути такі гарантії, то вважається, що ризики проекту автоматично перекладаються на кредиторів через неспроможність концесіонера вчасно погашати заборгованість [5].

2. Організаційна структура. Для вдалого впровадження концесійного проекту потрібно збудувати (реконструювати) об'єкт, забезпечити управління та експлуатацію і організувати фінансування. Тому організаційна структура концесійного проекту складна і включає багато учасників. Кожен із учасників проекту може бути зв'язаний додатковими договірними відносинами наступного рівня (субпідряд). В результаті для такої комплексної структури потрібне ефективне управління.

3. Затримка будівництва та перевищення коштів. Протягом будівельної фази концесійного проекту майже завжди виникають непередбачувані умови на будівельному майданчику, які призводять до затримки завершення об'єкту. Відповідальність за цей вид ризику покладається на концесіонера, який взяв на себе зобов'язання щодо завершення будівництва перед державним органом влади. Тому він повинен мати ефективний план, який буде передбачати резерв часу та грошей, щоб взяти до уваги наступні обставини: а) зміни в проекті будівництва; б) несприятливі погодні умови; в) матеріальне забезпечення; г) продукти-

вність обладнання та трудових ресурсів; д) відповідність технічних стандартів і норм забудовника та приймаючої країни; ж) складнощі при запуску об'єкта.

4. Управління та експлуатація. На початку експлуатації об'єкту компанія концесіонер повинна переконатися, що всі технічні пристрої здатні виконувати потрібні функції, і що обладнання вірно спроектоване та змонтоване. Крім цього, необхідно перевірити якість обладнання, провести навчання персоналу, забезпечити якість продукції або послуг, що виробляються. Протягом експлуатаційної фази треба постійно відстежувати дохідність проекту, яка повинна покривати поточні витрати, експлуатаційні видатки, сплату кредитів та приносити очікуваний прибуток інвесторам. Компанія-оператор також повинна бути готовою до втручання відповідних державних регулюючих органів у діяльність об'єкту.

Таким чином, наведена класифікація систематизує всі ризики концесійних проектів будівництва та експлуатації об'єктів міської інфраструктури в три великі групи: ризики країни, макроекономічні ризики, ризики проекту. Це полегшує завдання аналітикам щодо оцінки ризиків та надання порад щодо їх запобігання. Всі три групи ризиків не існують ізольовано один від одного, а мають взаємний зв'язок та вплив.

#### **Висновки.**

1. Концесійні проекти мають специфічні ризики, які відрізняються від загальних ризиків інвестування. Розрізняють три групи ризиків: політичні, макроекономічні, ризики проекту.

2. Встановлено, що для запобігання політичним і макроекономічним ризикам використовуються різноманітні інструменти, серед яких найважливішу роль відіграє підтримка та гарантії приймаючої країни. В той же час ризики проекту цілком залежать від дій концесіонера.

3. Запропонована класифікація ризиків концесійного проекту полегшує завдання аналізу та оцінки ризиків для прийняття ефективних рішень щодо реалізації інвестиційних проектів будівництва та експлуатації об'єктів міської інфраструктури на основі концесії.

#### **Бібліографічний список**

1. Сосна С. А. *Концессионные соглашения: теория и практика* / Сосна С.А. - М.: Нестор Академик Паблшерс, 2002. – 256 с.

2 *Материалы конференции «Концессия. Договор государства и бизнеса: преимущества и риски».* – Москва, ноябрь 2003 г.

3. Свистунов П. *Концессионный механизм привлечения инвестиций в предприятия городской инженерной инфраструктуры* / П. Свистунов // Бюллетень «Жилье, недвижимость, коммунальное хозяйство». – 1999. – Режим доступа: [www.urbanecconomics.ru](http://www.urbanecconomics.ru).

4. Матусевич Р. Семь раз отмерь, один раз отрежь. Риски внебюджетного финансирования в коммунальную инфраструктуру / Р. Матусевич, С. Силаев // Коммунальный комплекс России. – 2004. – Режим доступа: [www.urbanecconomics.ru](http://www.urbanecconomics.ru).

5. Кульнева Г. М. Типологія та аналіз ризиків іноземного інвестування / Г. М. Кульнева, Т. В. Кучер // Держава та регіони. Серія: Економіка та підприємництво. – 2002. - № 2. – С. 182-186.

6. Walker C. Privatised infrastructure: the BOT approach / C. Walker, A. J. Smith – London: Thomas Telford.

7. Haarmeyer D. Financing Water and Sanitation Projects – The Unique Risks / D. Haarmeyer, A. Mody // Public policy for the private sector. – 1998. – vol.#151. - Access mode: [www.worldbank.org](http://www.worldbank.org).

8. Burns P. Infrastructure Concessions, Information Flows, and Regulatory Risk / P. Burn, A. Estache // Public policy for the private sector. – 1999. – vol.#203. - Access mode: [www.worldbank.org](http://www.worldbank.org).

**Рекомендовано к печати д.т.н., проф. П.М. Должиковым**

*к.т.н. Емец Е.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ЧИСЛЕННЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ВЛИЯНИЯ ПОДАТЛИВОСТИ ОСНОВАНИЯ НА ПРОЧНОСТЬ ЭЛЕМЕНТОВ МНОГОЭТАЖНЫХ РАМ**

*Наведені результати розрахунків залізобетонних каркасів багатопверхових будівель з урахуванням деформаційних впливів просідаючих основ та інших навантажень.*

***Ключові слова:** каркас будівлі, просідаючі основи, деформаційний вплив, жорсткість вузлів.*

*Приведены результаты расчетов железобетонных каркасов многоэтажных зданий с учетом деформационных воздействий просадочных оснований и других нагрузок.*

***Ключевые слова:** каркас здания, просадочные грунты, деформационные воздействия, жесткость узлов.*

Постановка проблемы. Проектирование сооружений в сложных грунтовых условиях связано с необходимостью учета распределения усилий от совместного влияния силовых и деформационных воздействий. Величины перемещений оснований фундаментов и усилия в элементах каркаса зависят от жесткости надфундаментных конструкций и их соединений, податливости защемления фундаментов в грунте и величин нагрузок на каркас.

Материал, изложенный в статье, посвящен качественной и количественной оценке влияния деформаций основания на усилия в конструкциях и узлах их сопряжения, вызванные эксплуатационными нагрузками и воздействиями.

**Исходные данные.** Объект исследования - многоэтажное каркасное здание с жесткими узлами сопряжения ригелей и колонн.

Плоская расчетная модель (рисунок 1) отображает условно отсеченный фрагмент здания, включающий поперечную раму, взаимодействующую с грунтовым основанием.

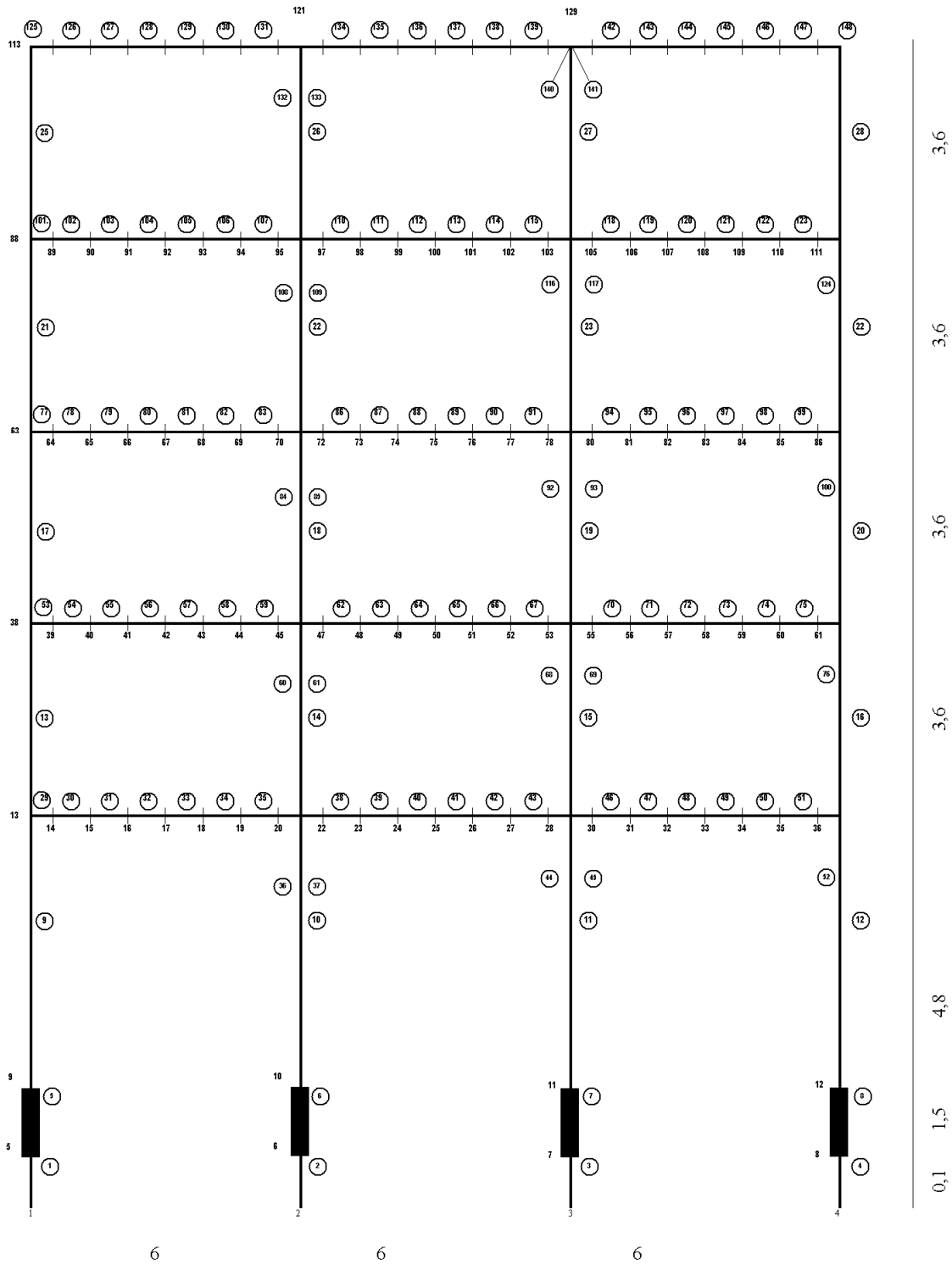


Рисунок 1 - Расчетная схема рамы

Несущие конструкции рамы моделировались стержневыми конечными элементами.

Жесткостные характеристики стержней вычислялись в соответствии с указаниями [1]. Узлы сопряжения ригелей и колонн принимались

абсолютно жесткими. Грунтовое основание моделировалось стержнями (1-4), отображающими податливые свойства основания.

Жесткость грунтовых стержней принималась равной жесткости заменяемого участка грунтового основания. Жесткостные характеристики стержней вычислялись в соответствии с указаниями [1]. Узлы сопряжения ригелей и колонн принимались абсолютно жесткими. Грунтовое основание моделировалось стержнями (1-4), отображающими податливые свойства основания.

Осадки опор каркасного здания и соответствующие им коэффициенты жесткости основания вычислялись по фактическим значениям характеристик грунтов.

При расчете рамной системы принимались следующие основные допущения: - стержневая система является физически нелинейной; - защемление фундаментов в основании считается податливым; - соблюдается неразрывность на контакте системы "фундамент – основание", - деформации основания, обусловленные просадками основания от собственного веса, считаются приложенными статически.

На каждом шаге расчетов предусматривалось приращение просадки фундамента (узел 1) на 0,005 м.

Нагрузка прикладывалась к соответствующим элементам в виде равномерно распределенной в уровне перекрытий каждого этажа, ветровая нагрузка – в виде узловой по всей высоте здания.

Непосредственному расчету рамы на восприятие неравномерных деформаций основания предшествовали численные исследования напряженно-деформированного состояния опорных, приопорных и пролетных сечений ригелей рамы с использованием методики [1]. В результате предварительных расчетов установлены величины: предельного изгибающего момента в сечении опорных узлов рамы и приопорных сечений ригелей (280 кНм) и в пролете (330 кНм).

Зависимость изгибающего момента от кривизны нейтральной оси сечений ригелей на опоре и в пролете представлен на рисунках 2, 3 соответственно. По графикам зависимости "кривизна - момент", определялись значения касательной жесткости рассматриваемых сечений при различных значениях изгибающего момента.

При этом вычислялись приращения изгибающих моментов во всех сечениях конструкций, вызванных просадкой фундамента. По значениям суммарного момента корректировались жесткости всех сечений конструкций рамы по методике, описанной в [1].



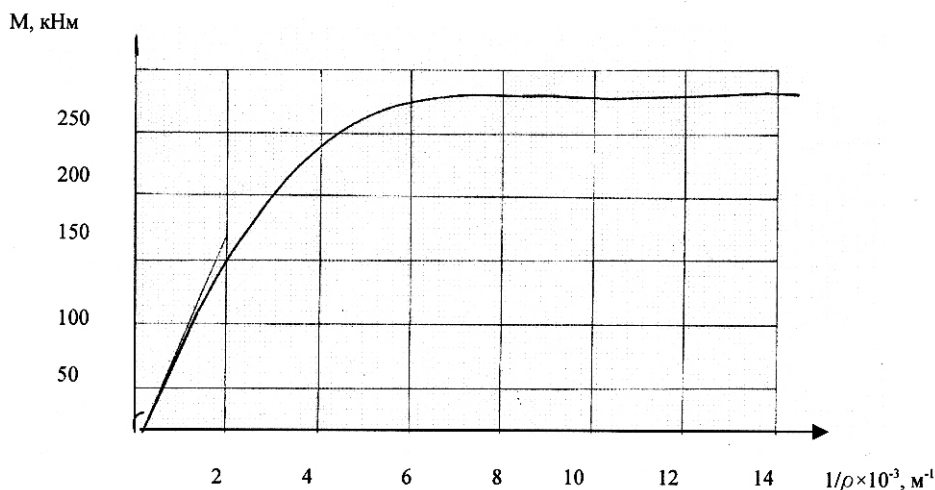


Рисунок 2 - График зависимости изгибающего момента от кривизны нейтральной оси в опорном сечении

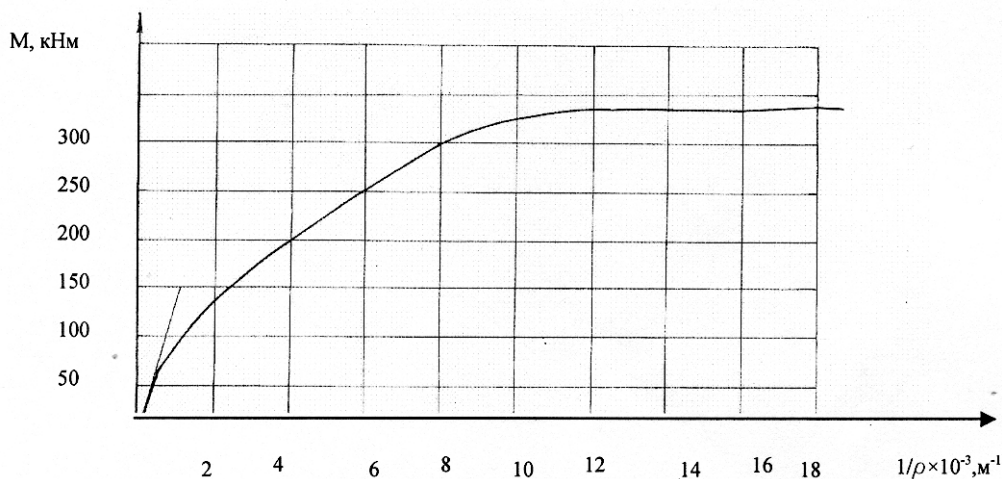


Рисунок 3 - График зависимости изгибающего момента от кривизны нейтральной оси сечения в пролете ригеля

**Результаты расчета** каркасного здания на восприятие неравномерных деформаций основания показали, что интенсивный рост изгибающих моментов от действия просадки фундамента наблюдается в крайних пролетах здания. В среднем пролете рост внутренних усилий в конструкциях незначителен. На рисунках 4, 5 приведены графики зависимости изгибающих моментов от просадки в опорных и пролетных сечениях ригелей, откуда следует, что при просадке, равной 0,045 м разрушению подвержены опорные узлы III и IV этажей, а при просадке 0,05 м – дополнительно разрушаются узлы I, II этажей.

На рисунке 6 приведена диаграмма изменения изгибающего момента и жесткости опорных, приопорных и пролетных сечений ригелей при увеличении просадки фундамента.

Как видно из рисунках 4, 5 при работе рамы на восприятие только основного сочетания нагрузок внутренние усилия ( $M_{изг}$ ) относительно невелики. Трещины в сечениях не образуются. Однако при незначительной просадке фундамента ( $S = 0,005$  м) в опорных и приопорных сечениях ригелей образуются первые трещины (элементы 29, 30, 44, 51-54, 68, 75-78, 99-103). Образование трещин в ряде сечений приводит к снижению жесткости опорных и приопорных участков ригелей. Жесткость пролетных сечений на данном этапе не изменилась, так как действующие изгибающие моменты не достигли момента трещинообразования. При увеличении просадки до 0,01 м внутренние усилия в изгибаемых элементах рамы начинают расти интенсивнее как в опорных сечениях, так и в пролете. При этом зависимость  $\frac{1}{\rho} \rightarrow M$  становится нели-

нейной, отклоняясь от прямой, соответствующей расчету по упругой схеме, то есть когда жесткость конструкций постоянна. При просадке 0,015 м в пролетных сечениях ригелей I-IV этажей наблюдается интенсивный рост изгибающего момента, что приводит к образованию трещин и, как следствие, снижению жесткостей соответствующих сечений.

Уменьшение жесткостей ряда элементов (29-31, 33-35, 39, 40, 43, 44, 50-52, 53-60, 67, 68, 74-84, 92, 94, 98-108, 112, 113, 117-126) вызывает перераспределение усилий в системе. При дальнейшем увеличении просадки до 0,03 м более интенсивно усилия растут в элементах, не имеющих трещин. Образование трещин и связанное с ним снижение жесткости приводит при увеличении просадки к иному распределению внутренних усилий между элементами по сравнению с принятым для низких уровней нагрузки распределением усилий на основании расчета по упругой схеме.

Как показано на рисунке 6 при просадке, не превышающей 0,02 м, наблюдается значительный рост внутренних усилий (в 2,5 раза) и значительное снижение жесткости как в опорных (41 %), так и в пролетных (50 %) сечениях.

При просадке, равной 0,03 м, происходит снижение изгибающих моментов в пролетах ригелей.

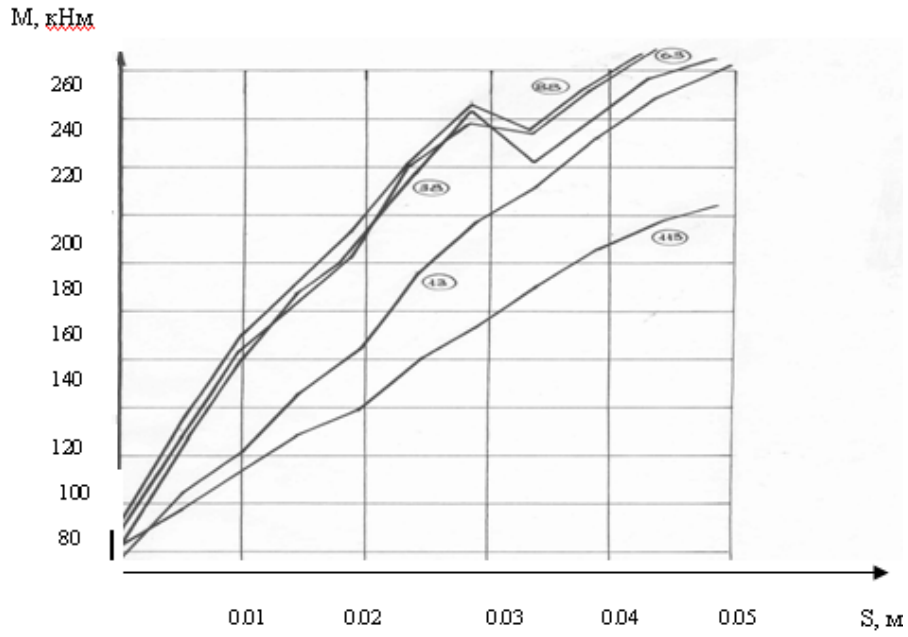


Рисунок 4 - Распределение изгибающих моментов в опорных сечениях ригелей по оси А

○ - номер узла.

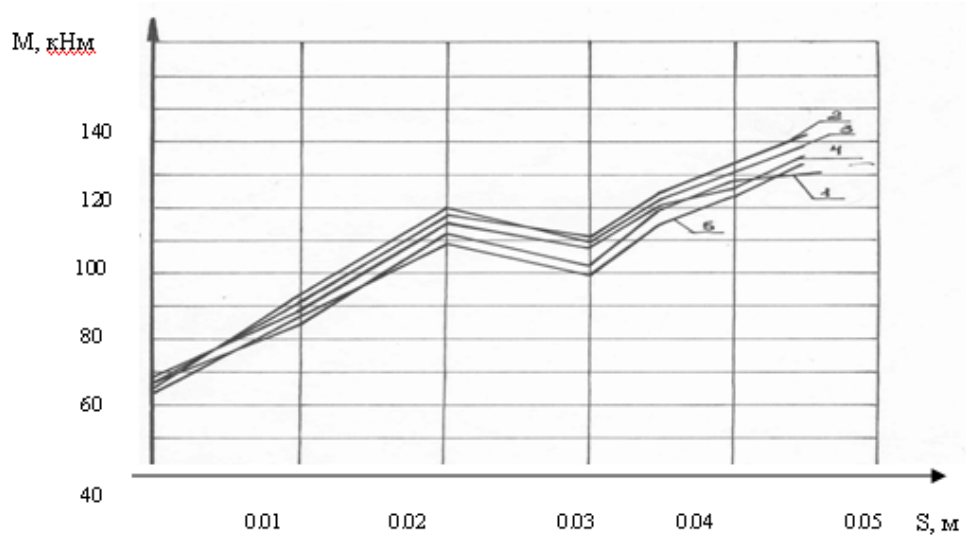


Рисунок 5 - Распределение изгибающих моментов в пролете ригелей в осях А – Б

1 – 5 – номер этажа.

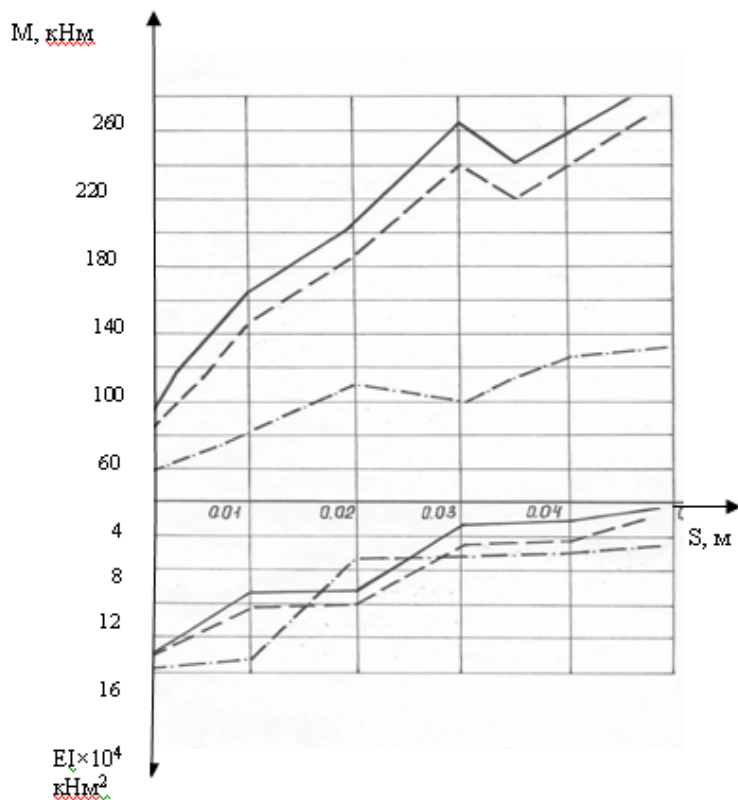


Рисунок 6 - Диаграмма изменения внутренних усилий и касательной жесткости сечения жестких узлов сопряжения ригелей и колонн

- - опорное сечение (элемент 53);
- - приопорное сечение (элемент 54);
- · - · - сечение в пролете (элемент 57).

Снижение  $M_{изг}$  в пролетах сопровождается существенным увеличением моментов на опоре и в приопорных сечениях. При просадке 0,035 м наблюдается обратная картина, то есть увеличение моментов в пролете сопровождается уменьшением моментов опорных и приопорных участков. Это вызвано тем, что при дальнейшем увеличении просадки продолжается образование новых трещин (ригели IV-V этажей), увеличивается ширина раскрытия и глубина трещин, возникших ранее. Рост неупругих деформаций бетона вызывает дальнейшее изменение соотношения жесткостей элементов и их участков, новое перераспределение внутренних усилий.

Разрушение жестких узлов сопряжения ригелей и колонн начинается при просадке, равной 0,045 м, при которой в ряде опорных сечений (элементы 29, 53, 77, 101) возникают пластические шарниры. Дальнейшее увеличение изгибающего момента в таком сечении становится невозможным. Пластический шарнир допускает лишь увеличение относительных деформаций отдельных волокон бетона и арматуры.

Такое изменение в поведении ряда сечений приводит к интенсивному перераспределению усилий. Изгибающие моменты при дальнейшем увеличении просадки ( $S = 0,05$  м) растут в сечениях, ранее незатронутых пластическими деформациями. При этом возникают новые пластические шарниры (элементы 30, 54, 78, 102). Заканчивается процесс перераспределения усилий превращением системы в кинематический механизм, когда количество пластических шарниров в одном ригеле равно трем.

Таким образом, для описанного варианта расчета с использованием предложенной методики расчета установлено предельно допустимое значение просадки, равное 0,05 м.

Как показали результаты численных исследований работы каркасного здания на восприятие неравномерных деформаций основания по выше приведенным вариантам, появление трещин в ряде элементов рамы приводит к существенному снижению их жесткости в процессе деформирования и, как следствие, перераспределению внутренних усилий. Однако, расчетом установлено, что наиболее опасным вариантом деформирования основания для каркасных зданий, решенных по жесткой конструктивной схеме является вариант, когда возникает просадка только под одним фундаментом.

Сопоставление результатов расчета по упругой схеме с предложенной дает существенные расхождения. Так, согласно результатам упругого расчета разрушение ряда жестких узлов рамы происходит при просадке, равной 0,02 м. Учет изменения жесткости сечений в процессе деформирования здания в целом позволил более точно определить значение предельно допустимой деформации основания для расчетного варианта.

#### **Выводы.**

1. Учет изменения жесткостных характеристик конструкций при расчете рам на восприятие неравномерных деформаций основания приводит к иному перераспределению усилий в элементах по сравнению с традиционным расчетом. Пренебрежение влиянием изменения жесткости конструкций при расчете рам может привести в ряде случаев к существенным ошибкам в определении расчетных усилий в ее элементах и неверному анализу напряженно-деформированного состояния рамы в целом.

2. Сопоставление результатов расчета каркасных зданий на восприятие неравномерных деформаций основания по упругой схеме и по предложенной методике показало, что решение задачи в упругой постановке дает завышенные значения внутренних усилий в элементах рамы в 2 и более раз.

3. В результате расчета каркасных зданий с жесткими узлами сопряжения ригелей и колонн на восприятие неравномерных деформаций основания установлено, что незначительные просадки основания приводят к появлению трещин в опорных и приопорных сечениях ригелей. Увеличение просадки сопровождается появлением новых и раскрытием образовавшихся ранее трещин, что приводит к изменению жесткостей сечений. Расчетom установлено, что разрушение многоэтажных каркасных зданий, решенных по жесткой конструктивной схеме, происходит в случае, когда жесткость опорных сечений снижена на 90 %, приопорных сечений – на 77 %, пролетных сечений – на 70 %.

### **Библиографический список**

1. *Расчет параметров напряженно-деформированного состояния изгибаемых элементов с применением деформационной модели: отчет по научно-исследовательской работе ДонГТУ, 2007.*

2. Дыховичный А.А. *Статически неопределимые железобетонные конструкции / Дыховичный А.А. - К.: Будівельник, 1978. – 108 с.*

3. Аридов В.А. *О расчете шарнирно опертых на фундаменты рам с учетом их совместной работы / В.А. Аридов // Пространственные конструкции зданий и сооружений (исследование, расчет, проектирование, применение): сб. статей – М.: Б. и. – 1996. – № 8. – С. 166-171.*

4. Голышев А.Б. *Железобетонные конструкции / Голышев А.Б., Полищук В.П., Бачинский В.Я.: под ред. А.Б. Голышева. - К.: Логос, 2001. – 420 с.*

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. П.Н. Должиковым*

*к.т.н. Гайко Ю.І.  
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна),  
к.е.н. Гайко Є.Ю.  
(ХНАМГ, м. Харків, Україна),*

## **ПЕРСПЕКТИВИ ЗАЛУЧЕННЯ ПРИВАТНОГО КАПІТАЛУ В БУДІВНИЦТВО ТА РЕКОНСТРУКЦІЮ МІСЬКОЇ КОМУНАЛЬНОЇ ІНФРАСТРУКТУРИ**

*Наведені результати теоретичних досліджень. Розглянуто перспективи залучення приватних інвестицій в житлово-комунальну галузь, наведено приклади з міжнародної практики. Визначені пріоритетні напрямки інвестування міського комунального господарства та схеми проектного фінансування інфраструктурних проектів.*

***Ключові слова:** міська інфраструктура, житлово-комунальне господарство, проектне фінансування, концесія.*

*Приведены результаты теоретических исследований. Рассмотрены перспективы привлечения частных инвестиций в жилищно-коммунальную отрасль, приведены примеры из международной практики. Определены приоритетные направления инвестирования городского коммунального хозяйства и схемы проектного финансирования инфраструктурных проектов.*

***Ключевые слова:** городская инфраструктура, жилищно-коммунальное хозяйство, проектное финансирование, концессия.*

**Постановка проблеми.** Українські комунальні підприємства відчувають велику потребу в капіталі, але мають обмежені можливості доступу до фінансових ресурсів. Розвиток системи самофінансування комунальних підприємств відбувається дуже повільно, він гальмується загальними макроекономічними умовами та структурними перепонами.

Експерти відмічають, що найбільш потребують капіталовкладень міські інженерні системи: 1) трубопровідні мережі; 2) електродвигуни та насоси; 3) водопровідне та каналізаційне обладнання. Протягом останніх років не здійснювалося нове будівництво та реконструкція водоканалізаційного господарства, не виконувався в повному обсязі планово-попереджувальний ремонт, внаслідок чого суттєво погіршився стан основних фондів підприємств.

В Україні майже не використовують інноваційні схеми фінансування підприємств житлово-комунального господарства, а саме фінансування через випуск облігацій, залучення коштів під гарантію страхових організацій, забезпечення підприємств технічними засобами на лізинговій основі. Одним із альтернативних джерел фінансування комунального господарства може стати залучення приватного сектору на умовах делегованого управління, концесії та інших форм, які набули широкого розповсюдження як в розвинутих країнах, так і в тих, що розвиваються.

**Аналіз останніх досліджень і публікацій.** Останнім часом питання залучення приватного сектору до фінансування та управління державною (комунальною) власністю викликають інтерес науковців і практиків. Так, загальні питання партнерства держави та бізнесу розглянуті у статті Циганкової М. [1], міжнародний досвід в цій сфері викладений в роботі Дідівської С. [2]. В той же час спеціалістами з питань комунального господарства проводяться пошуки джерел фінансування комунальних підприємств. Волинський Г. [3] розглядає можливі механізми залучення інвестицій у галузь, а міський голова Донецька Лук'янченко О. в публікації [4] не виключає можливості надання в концесію декількох міських підприємств комунального господарства. Українські автори, наприклад, Бардиш Г. [5], Омеляненко О. [6], розглядають фінансування інвестиційних проектів в загальному контексті, не враховуючи галузеву приналежність підприємств. Багатий досвід в сфері фінансування проектів з розвитку інфраструктури накопичили спеціалісти Світового Банку [7, 8]. Таким чином, в кожній роботі висвітлені відокремлені вузькі питання, які стосуються або реформування житлово-комунального господарства, або проблемам державно-приватного партнерства взагалі. Виходячи з цього, питання залучення іноземних та вітчизняних приватних інвестицій саме в галузь комунального господарства є на сьогоднішній день актуальним і потребує подальшої розробки.

**Мета статті:** дослідити досвід та можливості залучення приватного капіталу, іноземних інвесторів та міжнародних кредитних організацій в будівництво та реконструкцію міської комунальної інфраструктури.

**Виклад основного матеріалу.** Проектне фінансування набуло найбільшого поширення впродовж 70-80-х років минулого століття, а з початком 90-х почало активно впроваджуватися в проектах приватно-державного партнерства в сфері інфраструктури. Останнім часом концесійні угоди стають невід'ємною частиною схем фінансування багатьох інфраструктурних проектів в промислово розвинутих країнах, а також в країнах з динамічним економічним розвитком (Південно-Східна



Азія, Південна Америка). В таблиці 1 наведені приклади фінансування світових інфраструктурних проектів.

Таблиця 1 – Фінансування деяких світових проектів в галузі водопостачання та каналізації

Країна	Тип проекту	Вартість проекту	Позиковий/власний капітал	Джерело позикових коштів
Малайзія	концесія	2,4 млрд. US\$	75/25	Державна позика
Аргентина (Буенос-Айрес)	концесія	4 млрд. US\$	60/40	1-й транш: кредит МФК на 10 років; 2-й транш: кредит МФК на 12 років
Туреччина (Ізміт)	ВОТ (1)	800 млн. US\$	85/15	1-й транш: кредит Експортної Кредитної Організації на 13 років; 2-й транш: кредит Міністерства міжнародної торгівлі і промисловості (Японія) на 7 років; 3-й транш: кредит комерційного банку на 7 років
Мексика (Чиуауа)	ВОТ	17 млн. US\$	53/15/32(2)	Кредит комерційного банку на 8,5 років (за підтримки місцевого банку розвитку «Банобрас»)
Малайзія (Джохор)	ВОТ	284 млн. US\$	50/50	Позика від Громадського Банку (Public Bank) на 10 років
Австралія (Сідней)	ВОО (3)		80/20	Комерційний кредит на 15 років

Примітка: (1).“Build-Operate-Transfer” – будівництво-управління-передання; (2) Грант; (3). “Build-Own-Operate” – будівництво-володіння-управління.

Класичним прикладом проектного фінансування на концесійній основі є проект водопостачання та водоочищення в столиці Аргентини Буенос-Айресі [7]. Підписання угоди за цією концесією відбулося на-

прикінці 1992 року з консорціумом Aguas Argentinas, який очолювала французька компанія Lyonnaise des Eaux-Dumez. Згідно умов міжнародного тендеру, концесія надавалася тому претенденту, який запропонував би найбільше зниження тарифів. Консорціум Aguas Argentinas запропонував скоротити тарифи на 26,9%. Компанія Thames Water запропонувала зниження тарифів на 26,1%, а Northwest Water – 10,1%. До початку концесії система водопостачання Буенос-Айреса знаходилася в кризовому стані. Вона характеризувалася проблемами, які зараз притаманні комунальному господарству українських міст: високий рівень зносу інженерних комунікацій, великі втрати води та тепла під час транспортування споживачам, гостра нестача коштів для відновлення мереж та нового будівництва. До 1992 року галузі ЖКГ міста знаходилися в державній власності і управлінні. Середньорічний приріст інвестицій в 1987-1991 рр. складав 11 млн. дол., що не покривало вибуття основних засобів. Встановлення цін й інвестиційну політику в Аргентині проводило Міністерство економіки та громадських робіт.

За 1993-1999 роки концесіонер здійснив значний обсяг інвестицій в систему водопостачання міста. Протягом 6 років (1993-1999 рр.) він щорічно вкладав в будівництво та модернізацію більше 200 млн. дол. Концесійне підприємство охоплювало територію з населенням 6 млн. мешканців, що складає 70% всієї чисельності населення. Покриття каналізаційною мережею досягало 58% населення. Продуктивність праці зросла в 2 рази; були побудовані нові лінії та підключені нові споживачі.

Як видно з таблиці 1, позикові кошти для цієї концесії склали 60% від загальної вартості проекту, або 2,4 млрд. дол. Кредитором виступила Міжнародна фінансова корпорація (МФК), яка надає різноманітні види фінансової підтримки. По-перше, МФК може виступати у ролі утримувача певної частки акцій концесійної компанії. По-друге, МФК може самостійно надавати позику, відкриваючи кредитний рахунок, яку називають позикою типу А (А-loan), по-третє, ця кредитна організація може брати участь в банківському консорціумі, маючи свою частку в сумі позики – тип В (В-loan). І нарешті, МФК забезпечує різні форми опосередкованого фінансування (квазі-інвестування) – тип С (С-loan). Для концесії Буенос-Айреса було надано кредити двох типів: А-кредит на 10 років і В-кредит на 12 років.

Ця концесія призвела до значного поліпшення роботи системи водопостачання і каналізації. Споживачі отримали істотну вигоду від зниження цін, яка пов'язана зі зниженням тарифів та розширенням самої мережі водопостачання. Якість та надійність послуг також збільшилися, а втрати води скоротилися. Успіх проекту, в першу чергу, пов'язаний з

участю міжнародного концерну, який має великий досвід реформування ЖКГ на основі концесій.

Джерела кредитних ресурсів для фінансування інфраструктурних проектів можна розділити на три групи:

1. Міжнародні фінансові організації. Залучення цієї групи кредиторів має на меті перерозподіл проектних ризиків та допомагає досягти фінансової завершеності проектів. Такі організації є одними з найбільш стабільних партнерів, їхня участь робить проект більш надійним та менш ризиковим для інших кредиторів та інвесторів. В групі Світового банку найбільшу роль у фінансуванні проектів відіграють такі організації:

- Міжнародний банк реконструкції і розвитку (МБРР) – надає фінансову допомогу урядам країн на розвиток внутрішньої інфраструктури. В той же час, ця організація закликає до посилення позицій приватного сектору в цій галузі. Під час участі у проектах також може взяти на себе деякі проектні ризики. Цей банк розгалужується на численні регіональні банки розвитку, наприклад, Європейський банк реконструкції і розвитку, Азійський Банк розвитку і т. ін.

- Міжнародна фінансова корпорація (МФК) – надає підтримку приватному сектору у випадках відсутності гарантій приймаючої країни;

- Міжнародна агенція інвестиційних гарантій – ця організація спеціалізується на захисті прямих іноземних інвестицій в країнах, що розвиваються, від політичних та валютних ризиків.

В таблиці 2 наведені приклади кредитування українських комунальних підприємств Світовим банком та ЄБРР.

Показники наведеної таблиці демонструють, що кредити становлять приблизно 60% всього фінансування проекту.

2. Державні установи. При проектному фінансуванні також можуть використовуватися й бюджетні кошти центральних та місцевих органів влади, але, як правило, вони не відіграють вирішальної ролі, а виконують переважно допоміжні функції. За звичай уряди країн надають не пряму фінансову допомогу, а опосередковану, у вигляді державних гарантій, прийняття на себе частини ризиків, кредитної підтримки, податкових пільг і т. д. Бюджетні кошти спрямовуються на участь у проекті у випадках, коли проект має велике соціальне значення, або якщо без державної підтримки проект не може бути комерційно виправданим.

Таблиця 2 – Інфраструктурні проекти в Україні за участю іноземних кредиторів

Місто	Назва проекту	Загальна вартість	Позики	Гранти	Власні кошти	Процент позики
Запоріжжя	«Програма інвестицій та розвитку системи водопостачання та очищення води м. Запоріжжя»	42,5 млн. дол.	СБРР – 28,0 млн;	Програма ТАСІС – 1,1 млн.	КП «Водоканал» – 9,3 млн; Бюджет Запоріжжя – 3 млн.	69%
Херсон	«Програма розвитку комунальних підприємств України - місто Херсон»	17,7 млн. євро	11,1 млн.	1,2 млн	Херсонський водоканал – 2,1 млн; Херсонська міська рада – 3,3 млн.	63%
Львів	«Водопостачання та каналізація міста Львова»	40,8 млн. дол.	Світовий банк – 24,0 млн.	Уряд Швеції – 6,0 млн.	Немає інформації	59%

Приклади шести проектів з водопостачання та каналізації, наведені в таблиці 1, ілюструють ступінь залучення держави або третьої сторони (як правило, міжнародної організації). Майже всі проекти гарантувалися урядами приймаючих країн. Тільки проект в Джохорі (Малайзія) було фінансовано без підтримки уряду або третьої сторони для покриття ризиків неплатежів. Всі інші проекти було реалізовано за обмеженої участі державних установ. Гарантії держави полягали, головним чином, в оплаті частини продукції або послуг, які постачаються споживачам (закупка виробленої питної води або послуг водовідведення). Наприклад, в Ізміті уряд країни гарантував закупку певного обсягу води місцевими органами влади. Для концесії в Буенос-Айресі уряд Аргентини гарантував виплату компенсації кредиторам

навіть у випадку, якщо термін концесії буде скорочено, забезпечивши таким чином безпеку кредиторів. У Мексиці (Чиуауа) місцевий банк розвитку «Банобрас» забезпечив кредитну підтримку муніципалітету міста. В Сідней уряд штату також здійснював підтримку у вигляді оплати послуг концесіонера місцевою водопостачальною компанією. Ці приклади доводять, що держава переважно бере участь у підтримці кредиторів та розподілу ризиків, а не в фінансуванні, але й така підтримка відіграє позитивну роль при складанні фінансового пакету концесійного консорціуму.

Більш суттєву роль в проектному фінансуванні відіграють державні агентства експортних кредитів розвинутих країн: Експортно-імпортний банк США, Міністерство міжнародної торгівлі і промисловості (Японія), Корпорація розвитку експорту (Канада), Департамент гарантій за експортними кредитами (Велика Британія), «Гермес» (Німеччина) та ін. Кредити та гарантії цих агентств переважно є «пов'язаними», тобто передбачають закупівлі обладнання відповідної країни для реалізації інвестиційного проекту.

3. Комерційні банки. Банки в проектному фінансуванні виконують багато функцій: безпосереднє кредитування, організація емісії і розміщення «проектних облігацій», організація кредитної угоди, оцінка проекту, консультування. Банки можуть формувати консорціум, синдикат для спільного кредитування (софінансування), або укласти незалежні кредитні угоди з позичальником і фінансувати свою частку проекту. Багато провідних банків промислово розвинутих країн одночасно виступають у ролі організатора фінансування за одними проектами (arranger) і «пересічних» учасників банківських консорціумів і синдикатів (underwriter) за іншими. Лідерами з фінансування та консультування є такі провідні торговельні і комерційні банки, як Citibank, Bank of America, Credit Lyonnais, Lehman Brothers, Merrill Lynch, Morgan Stanley, Solomon Brothers та інші.

Відсоткові ставки за банківськими позиками можуть бути фіксованими, або гнучкими, які базуються на стандартних ставках. Для фінансування проектів інфраструктури найчастіше застосовується метод диференціації відсоткової ставки в залежності від стадії проектного циклу: підвищена ставка впроваджується протягом строку будівництва об'єкту, а більш низька – після його вводу в експлуатацію. Ще однією характерною рисою кредитування інфраструктурних проектів є існування так званого пільгового періоду, тобто звільнення концесіонера від сплати зобов'язань до моменту, коли об'єкт розпочне генерувати доходи. Пільговий період розповсюджується на основну частину боргу, а іноді й на відсотки. Пільговий термін може виключатися у випадках, коли концесіонер не займається будівництвом, а отримує

від держави існуючі активи, які спроможні приносити доходи з самого початку концесії.

Іншим важливим елементом ціни позикового капіталу окрім відсотка є комісійні платежі. Вони стягуються банком за організацію фінансування, управління банківським консорціумом, за агентські послуги за розрахунково-касовими операціями, за гарантії розміщення боргових зобов'язань і т. ін.

Завдяки високому ступеню ризику концесійних проектів, кредити мають або обмеження певною сумою, або видаються під достатньо високу відсоткову ставку. До того ж, відсутність ринку венчурного капіталу у країнах, що розвивається, не дозволяє концесіонеру скористатися прийнятною відсотковою ставкою, під яку за звичай пропонується ризиковий капітал. Щоб залучити всі необхідні кошти з багатьох фінансових інститутів концесіонер повинен переконати кредиторів, що проект здатен генерувати прибуток і що кредит та відсотки будуть повертатися вчасно. З цією метою може бути залучений уряд країни або міжнародна організація у якості гаранта кредиту. Якщо концесіонеру не вдасться здобути такі гарантії, то вважається, що ризики проекту автоматично перекладаються на кредиторів через неспроможність концесіонера вчасно погашати заборгованість.

Потреби українських комунальних підприємств надто великі і не можуть бути задоволені міжнародними фінансовими установами і закордонними кредиторами. Тому наступним джерелом фінансування можуть стати кошти українських і закордонних приватних інвесторів.

Для масштабних проектів, кількість інвесторів, як і кількість кредиторів, може бути різною. Наприклад, для вищезгаданої концесії в Буенос-Айресі частку капіталу в проекті мали чотири іноземних інвестора, та чотири внутрішніх (в тому числі колектив водопостачального підприємства – 10%). Норма повернення капіталу для інвестора варіюється в залежності від багатьох факторів, але вирішальним серед них є ризик проекту. За звичай інформація про норму прибутку не розповсюджується, але в роботі [8] наводяться такі приклади: уряд Малайзії для концесійного проекту з водоочищення гарантував норму прибутку від 14 до 18%, але фактична норма прибутку склала 12% через проблеми зі збором платежів. Також норма прибутку залежить від регіону розміщення інвестицій та галузі. Так, для проектів в галузі енергетики, які реалізуються в Азії та Південній Америці експерти визначають норму прибутку від 18 до 25%. В автошляховому будівництві приватні інвестори очікують прибуток на рівні 15-30%. В більшості випадків як для розвинутих країн, так і для тих, що розвиваються, позиковий капітал «дешевше», ніж інвестиційний ресурс. Це ще одна при-

чина, з якої концесійні проекти в середньому на 80% фінансуються за рахунок різноманітних кредитів.

За звичай кредитування концесійних проектів здійснюється або без регресу на позичальника, або з обмеженим регресом.

В першому випадку кредитор не має ніяких гарантій від позичальника і приймає на себе майже всі ризики, пов'язані з реалізацією проекту. Ця форма фінансування має високу вартість для позичальника, оскільки кредитор сподівається отримати відповідну компенсацію за високий ступінь ризику.

В другому випадку в ході фінансування проекту оцінюються всі ризики, пов'язані з його реалізацією, які потім розподіляються між всіма учасниками проекту. Перевагою цієї форми проектного фінансування є помірна ціна фінансування і максимальний розподіл ризиків проекту для позичальника.

В світовій практиці достатньо чітко склалися дві схеми проектного фінансування, які умовно можна назвати: 1) з паралельним фінансуванням; 2) з послідовним фінансуванням. За схемою паралельного фінансування для реалізації проекту кредити надають кілька кредитних установ; це дозволяє банкам не перетинати межі припустимих сум кредитів та знижувати свої кредитні ризики. Доволі часто в цій групі банків присутній так званий ініціатор – солідний комерційний банк або міжнародний фінансовий інститут.

За послідовного фінансування також існує великий банк-організатор, але він виконує дещо інші функції. Він виступає у ролі ініціатора кредитної угоди, але не кредитором. Після видачі кредиту підприємству цей банк передає свої вимоги за боргом іншому кредитору (кредиторам), і таким чином знімає дебіторську заборгованість зі свого балансу. За оцінку інвестиційного проекту, розробку кредитного договору та видачу займу банк-організатор отримує комісійну винагороду.

Необхідно зауважити, що успішна або неуспішна реалізація концесійного проекту в першу чергу залежить від якості фінансового пакету (навіть в більшій мірі, ніж технічного, будівельного і інших пропозицій, які складають загальну проектну пропозицію). Від умов та структури фінансування залежатимуть такі показники, як загальна вартість проекту, чиста теперішня вартість, внутрішня норма рентабельності, термін окупності інвестицій та ін.

Не зважаючи на прийняття ще в 1999 році закону «Про концесії», Україна все ще не приступила до реальної реалізації концесійних проектів. Це пов'язано, головним чином, з загальними несприятливими політичними умовами, які становлять дуже великий ризик для інвестора. Для того, щоб зацікавити закордонних інвесторів у вітчизняній галузі

комунального господарства, треба створити чіткі та прозорі умови надання концесії та забезпечити їх державними гарантіями.

### **Висновки.**

1. Підприємства житлово-комунальної галузі відчувають нагальну потребу в капітальних інвестиціях. За сучасного браку коштів в бюджетах всіх рівнів та власних коштів підприємств представляється можливим залучення фінансових ресурсів на умовах делегованого управління, оренди, концесії.

2. Світовий досвід демонструє, що об'єкти міської інфраструктури дуже часто будуються та реконструюються за рахунок залучення приватного капіталу. При цьому застосовуються схеми кредитування, за яких частка позикових коштів сягає 80% загальної вартості проекту.

3. Джерелами кредитування інфраструктурних проектів найчастіше виступають такі установи: міжнародні фінансово-кредитні інститути, комерційні банки, державні банки та агентства експортних кредитів. Участь держави переважно полягає у наданні гарантій інвесторам та кредиторам та прийнятті частини проектних ризиків.

4. Перспективи реалізації інфраструктурних проектів в комунальному секторі залежать від наступних чинників: досвіду компанії-концесіонера, якості розробки фінансово-кредитного пакету, участі держави в якості гаранта. Не останню роль відіграють міжнародні фінансові установи, участь яких у проекті робить його більш надійним та привабливим для інвесторів.

### **Бібліографічний список**

1. Циганкова М. О. Ідентифікація інвестиційного партнерства держави та бізнесу / М. О. Циганкова // *Економіка і прогнозування*. – 2006. – №2. – С. 101-115.

2. Дідівська С. Партнерство державного та приватного секторів: тенденції та зарубіжний досвід / С. Дідівська // *Вісник КНТЕУ*. – 2004. – №3. – С. 18-32.

3. Волинський Г. Аналіз стану ЖКГ і можливості інвестування галузі / Г. Волинський // *Схід*. – 2006. – №1. – С. 40-43.

4. Лук'янченко О. Економіко-правове забезпечення розвитку житлово-комунального господарства на концесійній основі / О. Лук'янченко, Р. Джабраїлов // *Схід*. – 2006. – №1. – С. 5-8.

5. Бардиш Г.О. Проектне фінансування: [ підруч. для студ. вищ. навч. закл ] / Г.О. Бардиш. – Львів: ЛБІ НБУ, 2006. – 463 с.

6. Омеляненко О.А. Проектне фінансування як стратегія інвестиційного розвитку / О.А. Омеляненко // *Будівництво України*. – 2003. – №3. – С. 2-6.



7. Crampes C., Estache A. *Regulating Water Concessions: Lessons from the Buenos Aires concession //Public policy for the private sector.* – 1996. – vol.#91. - [www.worldbank.org](http://www.worldbank.org).

8. Haarmeyer D., Mody A. *Financing Water and Sanitation Projects – The Unique Risks // Public policy for the private sector.* – 1998. – vol.#151. - [www.worldbank.org](http://www.worldbank.org).

***Рекомендовано до друку д.т.н., проф. П.М. Должиковим***

**ЭЛЕКТРОТЕХНИКА.  
РАДИОТЕХНИКА**



*д.т.н. Заблодский Н.Н.,  
Грицюк В.Ю.,  
Лукьянов Н.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОЭФФИЦИЕНТА ВОЗДУШНОГО ЗАЗОРА ДЛЯ ПОЛОГО РОТОРА СКВОЗНОЙ СТРУКТУРЫ В ПОЛИФУНКЦИОНАЛЬНЫХ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯХ**

*Отримано вираз, що дозволяє виконати розрахунок коефіцієнта повітряного зазору для порожнистого ротора ПЕМП, який має крізну структуру.*

***Ключові слова:** поліфункціональний електромеханічний перетворювач, крізний ротор, магнітне поле, повітряний зазор.*

*Получено выражение, позволяющее выполнить расчет коэффициента воздушного зазора для полого ротора ПЭМП, который имеет сквозную структуру.*

***Ключевые слова:** полифункциональный электромеханический преобразователь, сквозной ротор, магнитное поле, воздушный зазор.*

**Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.** Полифункциональные электромеханические преобразователи (ПЭМП) с полым ротором, имеющим сквозную структуру, относятся к новому классу электромеханических устройств, поэтому их создание требует разработки новых методик расчёта [1]. Известные методы расчёта традиционных электрических машин не отражают особенностей геометрии ротора, конфигурации магнитной системы. Учет неравномерности магнитного поля в воздушном зазоре ПЭМП необходимо проводить с помощью коэффициента Картера.

**Анализ исследований и публикаций.** Коэффициента Картера  $K_\delta$ , учитывающий зубчатое строение магнитопроводов электрических машин, показывает, во сколько раз увеличивается магнитное сопротивление воздушного зазора в пределах зубцового деления  $t_z$  из-за наличия паза [2]. Известные из теории электрических машин формулы для определения коэффициента  $K_\delta$  получены при решении задач расчета поля аналитическими методами и применимы для учета неравномерности воздушного зазора машин, магнитопроводы которых имеют зубчатое

строение [2, 3]. Однако, эти формулы нельзя применить для расчета ПЭМП, конструкция которых предусматривает наличие полого ферромагнитного ротора со сквозными отверстиями и отличное от традиционных электрических машин распределение магнитной индукции в воздушном зазоре.

**Постановка задачи.** Задачей данной работы является определение коэффициента воздушного зазора для полого ротора ПЭМП, имеющего сквозную структуру.

**Изложение материала и его результаты.** Магнитное поле в воздушном зазоре между статором и полым перфорированным ротором ПЭМП распределяется неравномерно – оно сгущается в пределах участков токопроводящего материала ротора и разрежается в пределах площади сквозных отверстий.

На рисунке 1 представлена картина распределения магнитных силовых трубок в зазоре ПЭМП. Вследствие большой плотности магнитных силовых трубок над сплошными участками ротора площадь поперечного сечения каждой трубки уменьшается, тогда как трубки, входящие в ротор через сквозное отверстие сбоку, имеют относительно большое сечение, но проходят путь, длина которого больше, чем длина конструктивного воздушного зазора.

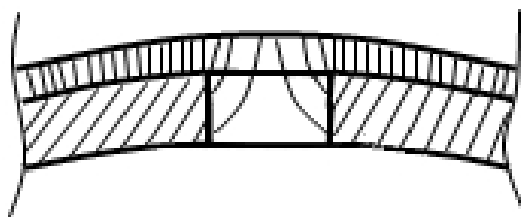


Рисунок 1 – Распределение магнитных силовых трубок в зазоре ПЭМП

В результате магнитное сопротивление зазора увеличивается. В кривой индукции в воздушном зазоре появляются провалы. Увеличение магнитного сопротивления необходимо учитывать с помощью приведения перфорированного ротора к гладкому путём увеличения зазора до величины расчётного

$$\delta' = \delta \cdot K_{\delta}, \quad (1)$$

т. е. равномерного воздушного зазора, который имеет магнитную проводимость, равную магнитной проводимости реального воздушного зазора.

Численное значение коэффициента  $K_{\delta}$  может быть установлено на основе анализа реального магнитного поля в воздушном зазоре и приближенно может быть определено с помощью соотношения

$$K_{\delta} = \frac{B_{\delta \max}}{B_{\delta}}, \quad (2)$$

где  $B_{\delta \max}$  – максимальное значение магнитной индукции в воздушном зазоре, которое наблюдается над центрами сплошных участков материала ротора;

$B_{\delta}$  – среднее значение магнитной индукции в воздушном зазоре.

На практике учет зубчатого строения магнитопроводов электрических машин часто осуществляется с помощью выражения

$$K_{\delta} = \frac{t_1}{t_1 - \gamma \cdot \delta}. \quad (3)$$

Полый ферромагнитный ротор ПЭМП имеет сквозные отверстия (окна). Учет такой неравномерности магнитного поля в воздушном зазоре ПЭМП с помощью коэффициента Картера вида (3) не оправдан, так как этот коэффициент получен в предположении, что пазы имеют постоянную геометрическую форму в осевом направлении, а также, что пазы достаточно глубоки, в то время как окна ротора ПЭМП в осевом направлении располагаются дискретно и могут иметь различную геометрическую форму. Развертка поверхности сквозного ротора ПЭМП показана на рисунке 2.

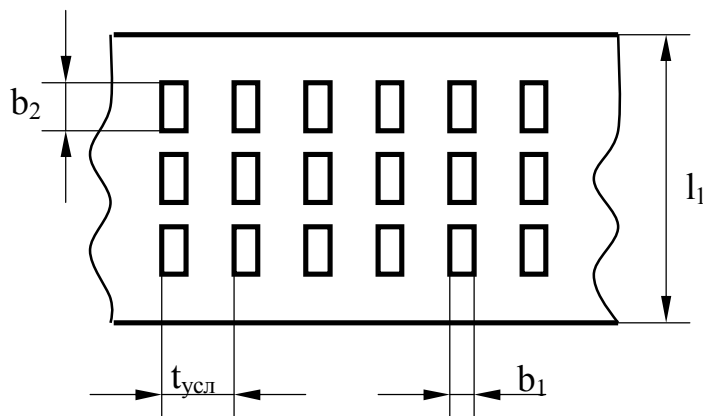


Рисунок 2 – Развертка поверхности полого ротора ПЭМП

Для учета дискретности окон вдоль активной длины ротора воспользуемся понятием удельной дискретности условного паза  $\alpha_l$ .

$$\alpha_1 = \frac{n \cdot b_2}{l_a}, \quad (4)$$

где  $n$  – число окон ротора в аксиальном направлении;

$b_2$  – длина окна ротора в аксиальном направлении;

$l_a$  – активная длина ротора.

Коэффициент Картера учитывающий неравномерность магнитного поля в поперечном сечении воздушного зазора ПЭМП

$$K_{\delta 1} = \frac{t_{ycl}}{t_{ycl} - \gamma_1 \cdot \delta \cdot \alpha_1}, \quad (5)$$

где  $t_{ycl}$  – условное зубцовое деление;

$\gamma_1$  – функция учитывающая соотношение ширины окна  $b_1$  и величины воздушного зазора  $\delta$ .

$$\gamma_1 = \frac{(b_1 / \delta)^2}{5 + b_1 / \delta}. \quad (6)$$

На рисунке 3 показано магнитное поле в воздушном зазоре ПЭМП в осевом направлении. Зубчатый характер кривой поля вдоль зазора обусловлен наличием отверстий в роторе. Против окон ротора магнитная индукция будет несколько меньше, чем в зонах, лежащих против сплошных участков ротора. Кроме того, часть магнитных линий потока будут замыкаться через окна сбоку. Если при расчете использовать постоянное значение  $B_\delta$ , то для правильного определения потока через зазор необходимо использовать понятие расчетной длины магнитопровода  $l_\delta$ , при определении которой учитывается неравномерность распределения  $B_\delta$  вдоль зазора.

Действительную длину окон  $b_2$  целесообразно заменять расчетной  $b_2'$ , которая зависит от соотношения  $b_2/\delta$ .

$$b_2' = \frac{(b_2 / \delta)^2}{5 + b_2 / \delta}. \quad (7)$$

Таким образом, расчетная длина магнитопровода в общем случае определяется по формуле

$$l_\delta = l_1 - n \cdot b_2', \quad (8)$$

где  $l_1$  – конструктивная длина магнитопровода статора;  
 $n$  и  $b_2'$  – соответственно число и расчетная длина окон ротора в осевом направлении.

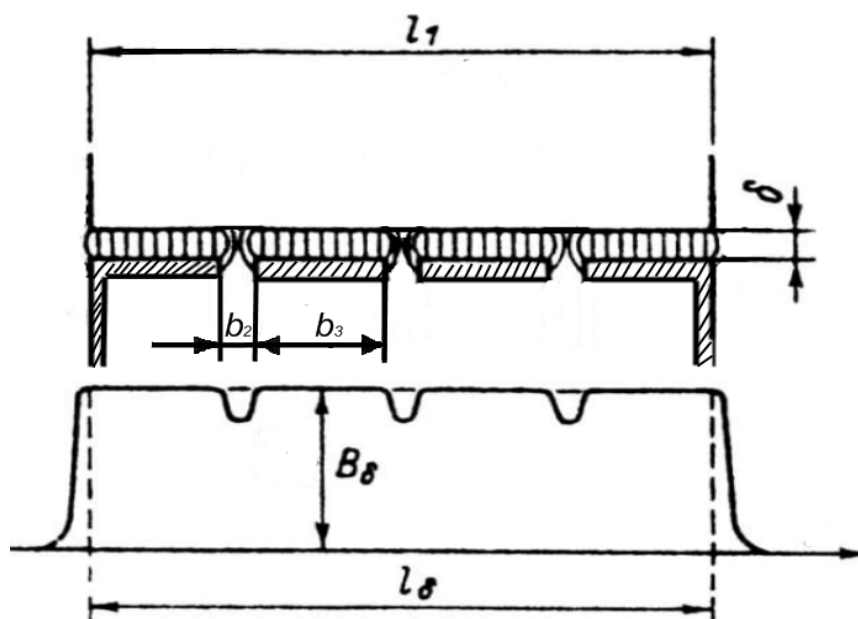


Рисунок 3 – Магнитное поле в воздушном зазоре ПЭМП в осевом направлении

Для учета дискретности окон по длине окружности ротора выделим области, находящиеся в одинаковых магнитных условиях – окно и сплошной участок.

Удельная дискретность окон по длине окружности ротора

$$\alpha_2 = \frac{n \cdot b_1}{\pi \cdot D}, \quad (9)$$

где  $n$  – число окон ротора в тангенциальном направлении;

$b_1$  – длина окна ротора в тангенциальном направлении;

$D$  – диаметр полого ротора.

Коэффициент Картера учитывающий неравномерность магнитного поля в воздушном зазоре в аксиальном направлении

$$K_{\delta 2} = \frac{b_2 + b_3}{b_2 + b_3 - \gamma_2 \cdot \delta \cdot \alpha_2}, \quad (10)$$

где  $b_3$  – длина сплошного участка поверхности полого ротора;

$\gamma_2$  – функция учитывающая соотношение длины окна  $b_2$  и величины воздушного зазора  $\delta$ .



$$\gamma_2 = \frac{(b_2/\delta)^2}{5 + b_2/\delta}. \quad (11)$$

Как показывает анализ этого вопроса, общий коэффициент воздушного зазора, можно рассчитать в виде произведения частичных коэффициентов зазора

$$K_\delta = K_{\delta 1} \cdot K_{\delta 2}. \quad (12)$$

Таким образом, полученное выражение (12) позволяет выполнить расчет коэффициента воздушного зазора для полого ротора ПЭМП, имеющего сквозную структуру.

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

1. Получено выражение позволяющее выполнить расчет коэффициента воздушного зазора для полого ротора ПЭМП, который имеет сквозную структуру.

2. Полученное выражение позволяет учесть наличие неравномерностей магнитного поля в воздушном зазоре ПЭМП вызванное дискретностью окон по длине окружности ротора, а также вдоль активной части ротора.

3. Дальнейшие исследования должны быть направлены на совершенствование методики теоретического определения коэффициента воздушного зазора для полого ротора ПЭМП, который имеет сквозную структуру.

### **Библиографический список**

1. *Заблодский Н.Н. Полифункциональные электромеханические преобразователи технологического назначения: Монография / Заблодский Н.Н. – Алчевск: ДонГТУ. – 2008. – 295 с.*

2. *Вольдек А.И. Электрические машины: учебник для студентов высш. техн. учебн. заведений / Вольдек А.И. – Л.: Энергия. – 1974. – 840 с.*

3. *Иванов-Смоленский А.В. Аналитический метод расчета магнитного поля в воздушном зазоре электрических машин с односторонней зубчатостью / А.В. Иванов-Смоленский., М.С. Мнацаканян // Электричество. – 1972. – № 3. – С. 28 – 35.*

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

*д.т.н. Лущик В. Д.  
(ДонДТУ, Алчевськ, Україна)*

## **ПІДВИЩЕННЯ КОЕФІЦІЄНТУ КОРИСНОЇ ДІЇ АСИНХРОННИХ ДВИГУНІВ**

*На прикладі асинхронного двигуна ВАО2-280-L2 розглянуті всі можливі удосконалення і збільшення ККД при цих удосконаленнях.*

***Ключові слова:** асинхронний двигун, коефіцієнт корисної дії, втрати, мідь, сталь, магнітний потік, пази, статор, ротор.*

*На примере асинхронного двигателя ВАО2-280-L2 рассмотрены все возможные усовершенствования и увеличение КПД при этих усовершенствованиях.*

***Ключевые слова:** асинхронный двигатель, коэффициент полезного действия, потери, медь, сталь, магнитный поток, пазы, статор, ротор.*

Останнім часом з'явилось декілька публікацій [1,2,3], в яких інформується, що інститут УкрНДЦВЕ приступив до створення вітчизняної серії конкурентоздатних вибухозахищених асинхронних двигунів 5В, 5ВР. Важливість цієї роботи пояснюється необхідністю підвищення конкурентоздатності вітчизняних двигунів до рівня кращих зарубіжних аналогів, що особливо важливо в зв'язку зі вступом України до світової торгової організації. Мінпромполітики України затвердило технічне завдання на дану ДКР, в якій передбачено підвищення коефіцієнту корисної дії (ККД) не менш ніж на 1,5÷1,8% при одночасному зменшенні маси двигунів на 15%.

Тут з'являється запитання: за рахунок чого очікується зменшення маси двигунів? Підвищення ККД можливе тільки за рахунок збільшення активних частин двигуна, його магнітопроводу та провідникового матеріалу. Зменшення маси можливе лиш за рахунок корпусних деталей. Через рік після перших публікацій уже зазначається, що ККД повинен бути збільшений як мінімум на 0,5% [3]. Очевидно, не так просто збільшувати ККД, не збільшуючи при цьому вагу активної частини двигуна.

Розглянемо на прикладі двигунів серії ВАО2-280 Первомайського електромеханічного заводу всі можливі варіанти удосконалень, що призводять до зменшення втрат в двигуні і збільшення його ККД.

Слід зауважити, що майже у всіх типах двигунів серії ВАО2-280 дуже занижені індукції магнітного потоку в повітряному зазорі і відповідно в зубцях і спинці статора, що є помилковим рішенням. В свій час серію ВАО2-280 проектував УкрНДІВЕ.

Нижче, в таблиці 1 приведені значення магнітних індукцій в повітряному зазорі  $B_{\delta}$ , в зубцях статора  $B_{Z1max}$ , в спинці статора  $B_{a1}$ , число витків в фазі  $W_1$ , розміри активного провідника в статорі (гол.), втрати, сума втрат, ККД і приріст ККД 1) серійного двигуна ВАО2-280-L2 потужністю  $P_2=200$ кВт, 2) двигуна зі зменшеним числом витків в фазах  $W_1$  (число ефективних провідників в пазу 4+4), 3) двигуна зі збільшеним розміром провідників в результаті збільшення ширини пазу на 1мм до  $b_p=11,1$  мм, 4) двигуна зі збільшеним розміром провідників в результаті зменшення товщини корпусної ізоляції з 2,08мм (на 2 сторони) до 1,17мм, 5) двигуна зі зменшеними втратами в сталі завдяки магнітним клинам, 6) двигуна зі збільшеним поперечним перерізом пазів ротора.

Таблиця 1 – Дані розрахунків двигуна ВАО2-280-L2

N п/п	$B_{\delta}$	$B_{Z1max}$	$B_{a1}$	$W_1$	Провід	$r_{ст.1}$	$r_{m1}$	$r_{m2}$	$r_{од}$	$r_{мех}$	$\Sigma p$	$\eta$	$\Delta\eta$
	Тл	Тл	Тл		мм	Вт	Вт	Вт	Вт	Вт	Вт	%	%
1	0,596	1,2755	1,368	36	4×7,1	2177	3766	2772	1064	3040	12820	93,98	
2	0,671	1,435	1,54	32	4,5×7,1	2755	2955	2175	1060	3040	11985	94,34	0,366
3	0,671	1,62	1,54	32	4,5×8	2755	2614	2175	1058	3040	11642	94,50	0,52
4	0,671	1,62	1,54	32	4,5×9	2755	2317	2175	1056	3040	11343	94,63	0,653
5	0,671	1,62	1,54	32	4,5×9	2204	2317	2175	1054	3040	10790	94,88	0,9
6	0,671	1,62	1,54	32	4,5×9	2204	2317	1755	1052	3040	10368	95,07	1,09

В пункті 1 таблиці 1 приведені експериментальні дані номінального режиму роботи ( $P_2=200$  кВт), одержані в дослідній лабораторії ПЕМЗ. Струм холостого ходу становить всього 20% від номінального струму, що свідчить про явну незавантаженість магнітопроводу магнітним потоком.

В пункті 2 розраховані втрати при збільшенні магнітного потоку в 1,125 рази. Активний опір обмотки статора  $r_l$  зменшується в  $(1,125)^2$  рази, активний опір роторної обмотки, приведений до обмотки статора, також зменшується в  $(1,125)^2$  рази. Відповідно в стільки ж раз зменшуються втрати в міді статора  $r_{m1}$  і втрати в обмотці ротора  $r_{m2}$ . Втрати в сталі  $r_{ст.1}$  пропорційні квадрату магнітного потоку. Тільки за рахунок зміни обмоткових даних (вага міді статора не змінюється) збільшується ККД на 0,366%. Покращення енергетичних показників при збільшенні

магнітного потоку можливо перевірити експериментально на серійному двигуні: достатньо зняти його робочі характеристики при напрузі

$$U_1 = U_{1i} \frac{W_{1над.}}{W_{1аені.}} = 660 \frac{36}{32} = 742,5 \text{ В}.$$

В пункті 3 розраховано зменшення втрат в міді статора при збільшенні розміру провідника в результаті збільшення ширини пазу. Тут варто провести оптимізаційні розрахунки. Можливо, більш оптимальним буде подальше збільшення ширини пазу до  $B_{Z1max}=1,7 \div 1,8$  Тл. При цьому потрібно буде враховувати зростання втрат в сталі зубців.

В пункті 4 розраховано зменшення втрат в міді статора при збільшенні розміру провідника в результаті зменшення товщини корпусної ізоляції.

В пункті 5 завдяки магнітним клинам ( замість склотекстолітових) приймаємо, що втрати в сталі  $p_{ст.1}$  зменшуються на 20%. Експериментальні дані зменшення втрат завдяки магнітним клинам відсутні.

Завдяки збільшенню магнітного потоку в 1,125 рази в двигуні з серійним ротором пусковий і максимальний моменти збільшуються в 1,26 рази, але збільшується і пусковий струм в 1,125 рази. Застосування ротора з двоклітковою обмоткою обмежує збільшення пускового струму, а застосування в роторі пазів різної висоти [4], як показано на рисунку 1, збільшує поперечний переріз пазів ротора і дозволяє збільшити ККД на 0,2% (пункт 6 таблиці 1).

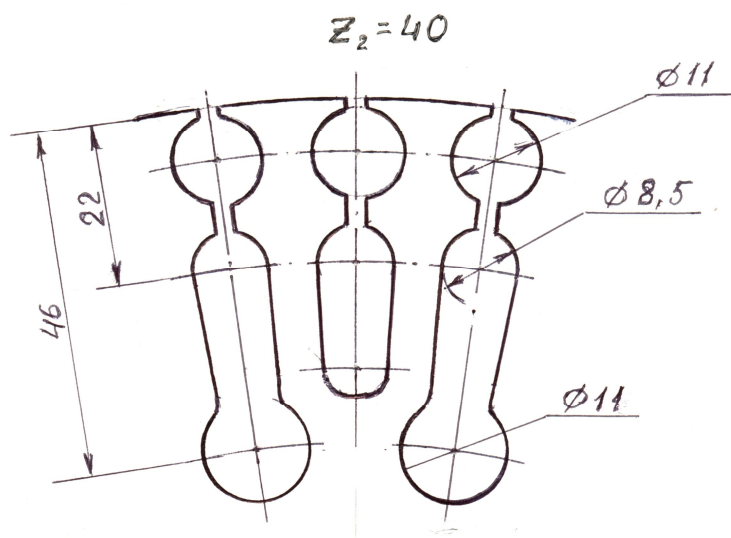


Рисунок 1 – Пази ротора асинхронних двигунів ВАО2-280-2

При висоті обертаня  $h \geq 280$  мм рекомендується в [1], [2] замінити алюмінієву обмотку ротора на зварну мідну. Це дозволить додатково збільшити ККД на 0,4÷0,5%. Але двополюсні двигуни при  $h=280 \dots 355$  мм будуть, як і в існуючих двигунах, залиті алюмінієм, так

як неможливо забезпечити потрібний переріз мідних нижніх коротко замикаючих кілець.

### **Висновки**

1. Розглянуті на прикладі асинхронного двигуна ВАО2-280-L2 всі можливі варіанти удосконалень. Показано зменшення суми втрат при цих удосконаленнях і збільшення ККД.

2. Двигуни з меншими втратами і більшим ККД будуть мати меншу теплову напруженість і будуть більш надійними в експлуатації.

3. При необхідності кафедра ЕМА ДонДТУ спільно з відділом головного конструктора ПЕМЗ може провести модернізацію будь-якої серії асинхронних двигунів, що виготовляються заводом.

### **Бібліографічний список**

1. Макаров К.Д. *Направление расчета основного исполнения серий 5В и 5ВР взрывозащищенных асинхронных низковольтных двигателей мощностью 0,25-355 кВт / К.Д. Макаров, Л.И. Акульшина, О.Ю. Городько, В.Г. Шейко // Взрывозащищенное электрооборудование: Сборник научных трудов УкрНИИВЭ. – Донецк, ООО «Юго-Восток, ЛТД», 2008. - С. 162-167.*

2. Каїка В.В. *Перспективи впровадження в серійне виробництво нових високоефективних енергозберігаючих вибухозащених асинхронних двигунів / В.В. Каїка, Г.В. Красніков, О.В. Кукулевський // Взрывозащищенное электрооборудование: Сборник научных трудов УкрНИИВЭ. – Донецк, ООО «Юго-Восток, ЛТД», 2008. - С. 168-173.*

3. Ширнин И.Г. *Энергетические показатели взрывозащищенных двигателей мощностью до 355 кВт. / И.Г. Ширнин., В.А. Палкин // Наукові праці ДНТУ. – 2009. - №9. - С. 254-260.*

4. Луцик В.Д. *Асинхронні двигуни з пазами різної висоти в короткозамкненому роторі / Луцик В.Д. // Збірник наукових праць ДонДТУ. - 2010.- № 30.- С. 257-266.*

*к.т.н. Полилов Е.В.,  
Руднев Е.С.,  
Скорик С.П.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

### **СИНТЕЗ АЛГОРИТМОВ РОБАСТНОГО УПРАВЛЕНИЯ СИНХРОННОЙ МАШИНОЙ С ПОСТОЯННЫМИ МАГНИТАМИ МЕТОДАМИ $H_\infty$ -ТЕОРИИ**

*У статті наведено синтез робастної системи управління електропривода змінного струму на базі синхронного електродвигуна з збудженням від постійних магнітів з  $H_\infty$ -субоптимальним регулятором швидкості, що функціонує в умовах неповної інформації про об'єкт і з урахуванням його структурних невизначеностей. Синтезований  $H_\infty$ -регулятор забезпечує робастну стійкість і робастну якість для всіх допустимих невизначеностей, що діють на об'єкт.*

**Ключові слова:** *робастне керування, невизначеність,  $H_\infty$ -регулятор.*

*В статье приведен синтез робастной системы управления электропривода переменного тока на базе синхронного электродвигателя с возбуждением от постоянных магнитов с  $H_\infty$ -субоптимальным регулятором скорости, функционирующей в условиях неполной информации об объекте и с учетом его структурных неопределенностей. Синтезированный  $H_\infty$ -регулятор обеспечивает робастную устойчивость и робастное качество для всех допустимых неопределенностей, действующих на объект.*

**Ключевые слова:** *робастное управление, неопределенность,  $H_\infty$ -регулятор.*

**Введение.** При синтезе САР обычно предполагается, что характеристики объекта управления (ОУ) известны точно и в процессе работы остаются неизменными. Для таких режимов работы структуры и параметры регулятора определяются методами стандартных передаточных функций, по критериям модульного, симметричного и компромиссного оптимумов. Такой подход является общепринятым для электроприводов постоянного и переменного тока и обеспечивает заданные показатели качества. Проектирование и эксплуатация САР реальными промышленными объектами показывает, что системы, синтезированные по критериям модульного и симметричного

оптимумов, а также по квадратичному критерию качества, чувствительны к изменениям параметров объектов управления, характеристикам входных, возмущающих воздействий, к изменениям структуры и параметров модели объекта управления, которая используется в контурах управления. Такие системы могут терять и оптимальность, и работоспособность, если информация об объекте и среде функционирования известна с некоторой достоверностью или неопределённостью. Неопределённость (ошибка) в модели и знаниях о внешней среде приводит к решению задачи синтеза регулятора и системы управления в целом в условиях этой неопределённости [1-3].

Для промышленного электропривода особенно значимы изменения момента нагрузки, момента инерции вращающихся частей, активного сопротивления, напряжения питания и характеристик окружающей среды. Эти изменения влияют как на жесткость механических характеристик, так и на качество переходных процессов. Вследствие этого в последнее время получили развитие методы синтеза робастных систем управления ( $H_\infty$ -теория), не являющиеся адаптивными, но обеспечивающие необходимое качество работы при изменении характеристик воздействий и нестабильности параметров ОУ в широком диапазоне.

**Анализ предыдущих исследований.** Многие работы, опубликованные после 1984 года, имели теоретические новшества в области робастного управления (малое изменение выхода замкнутой системы управления при малом изменении параметров ОУ), в частности  $H_\infty$ -теории [1-2]. В 1989 году на основе ряда ключевых результатов в фундаментальной работе [3] была сформулирована новая концепция подхода к решению задачи  $H_\infty$ -оптимизации, получившая название «2-Риккати подхода». Суть подхода заключалась в том, что оптимальная задача заменялась субоптимальной. Данный подход позволяет разработчикам в процессе проектирования задавать требуемые характеристики качества и робастной устойчивости замкнутой системы. Метод не только приводит к гораздо более простому алгоритму поиска оптимального решения в сравнении с подходом 1984 года, но и дает регулятор, порядок которого равен порядку оптимизируемого ОУ.

Среди отечественных учёных, которые занимаются исследованием различных электромеханических объектов с робастными алгоритмами управления, следует отметить научную школу проф., д-ра техн. наук Кузнецова Б.И. (УИПА, г. Харьков). В известных работах этой школы рассмотрен синтез цифровых робастных систем многоканальными электромеханическими системами. Несколько иное направление, отличное от классической теории робастного управления

разработано и развивается проф., д-ром техн. наук Потапенко Е.М. (ЗНТУ, г. Запорожье). Использование методов  $H_\infty$ -теории ( $H_2/H_\infty$ -оптимизация,  $\mu$ -синтез) для синтеза алгоритмов управления электроприводами постоянного и переменного тока обширно представлено в научных работах кафедры АЭМС ДонГТУ (г. Алчевск) под руководством доц., к.т.н. Полилова Е.В [4 - 9].

**Цель работы.** Разработка эффективных алгоритмов стабилизации скорости синхронной машины с возбуждением от постоянных магнитов (СМПМ) в условиях неполной информации об ОУ и с учетом его неопределенностей методами  $H_\infty$ -теории.

**Материал и результаты исследования.** Математическая модель СМПМ. Уравнения напряжений СМПМ в ортогональной системе координат dq [10]:

$$u_d = R_s i_d + \frac{d\Psi_d}{dt} - p_0 \omega_{rm} \Psi_q; \quad (1)$$

$$u_q = R_s i_q + \frac{d\Psi_q}{dt} + p_0 \omega_{rm} \Psi_d, \quad (2)$$

где уравнения потокосцеплений

$$\Psi_d = L_d i_d + \Psi_f; \quad (3)$$

$$\Psi_q = L_q i_q; \quad (4)$$

$u_d, u_q, i_d, i_q, \Psi_d, \Psi_q$  – напряжения, токи и потокосцепления в системе координат ротора по d- и q-осям;

$R_s$  – сопротивление фазы статора, Ом;

$L_d$  и  $L_q$  – полные индуктивности продольной (d) и поперечной (q) оси, Гн;

$\Psi_f$  – потокосцепление постоянных магнитов на роторе, постоянная величина, рассматриваемое как потокосцепление обмоток фаз статора;

$p_0$  – число пар полюсов машины;

Уравнение движения ротора (механическое состояние СМПМ):

$$\frac{d\omega_{rm}}{dt} = \frac{1}{J} (M_\vartheta - M_{\text{мех}}); \quad (5)$$

$$\frac{d\theta_{rm}}{dt} = \omega_{rm}, \quad (6)$$



где  $\omega_{rm} = \omega_r / p_0$  – механическая угловая частота вращения ротора, рад/с;

$J$  – суммарный момент инерции вращающихся масс, кг·м<sup>2</sup>;

$M_\vartheta$  – электромагнитный момент, Н·м;

$M_{\text{мех}}$  – механический момент, приложенный к валу машины как заданная функция времени, Н·м;

$\omega_r = d\theta_r / dt$  – электрическая угловая скорость ротора ( $\omega_r = p_0\omega_{rm}$ ), измеряемая в электрических радианах за секунду;

$\theta_{rm}$  – механический угол поворота ротора, измеряемый в геометрических радианах;

$\theta_r = p_0\theta_{rm}$  – электрический угол поворота ротора, измеряемый в электрических радианах.

Выражение электромагнитного момента СМПМ полученное из выражения полной мощности машины, составляющие которой приведены к вращающейся системе координат ротора [11]:

$$M_\vartheta = \frac{3}{2} p_0 \left( \Psi_f i_q + (L_d - L_q) i_d i_q \right). \quad (7)$$

Выбирая  $i_d$ ,  $i_q$ ,  $\theta_{rm}$ ,  $\omega_{rm}$  в качестве переменных состояния, получим систему дифференциальных уравнений, описывающую синхронную машину с возбуждением от постоянных магнитов:

$$\begin{cases} \frac{d\omega_{rm}}{dt} = \frac{3p_0\Psi_f}{2J} i_q + \frac{3p_0}{2J} (L_d - L_q) i_d i_q - \frac{1}{J} M_{\text{мех}}; \\ \frac{di_d}{dt} = -\frac{R_s}{L_d} i_d + p_0\omega_{rm} \frac{L_q}{L_d} i_q + \frac{1}{L_d} u_d; \\ \frac{di_q}{dt} = -\frac{R_s}{L_q} i_q - p_0\omega_{rm} \frac{L_d}{L_q} i_d - p_0\omega_{rm} \frac{\Psi_f}{L_q} + \frac{1}{L_q} u_q. \end{cases} \quad (8)$$

На основании уравнений (5) – (8), полностью описывающих динамику СМПМ в ортогональной системе координат dq0 можно составить структурные схемы СМПМ как ОУ. Так, на рисунке 1 представлена структурная схема СМ с возбуждением от постоянных магнитов во вращающейся системе координат, жёстко связанной с ротором машины. На рисунке 2 представлена структурная схема отдельного канала регулирования скорости двигателя. Для этого случая система линейных дифференциальных уравнений, описывающая ОУ:

$$\begin{cases} \frac{di_q}{dt} = \frac{1}{L_q} (R_s i_q - k_e \omega_{rm} + u_q); \\ \frac{d\omega_{rm}}{dt} = \frac{1}{J} (k_t i_q - M_{\text{мех}}); \\ M_{\text{э}} = \frac{3}{2} p_0 \Psi_f i_q = k_t i_q, \end{cases} \quad (9)$$

где  $k_t = \frac{3}{2} p_0 \Psi_f$  – постоянная электромагнитного момента, Нм/А;

$k_e = p_0 \Psi_f$  – постоянная двигателя, В·с/рад.

**Синтез робастного  $H_{\infty}$ -(суб)оптимального регулятора скорости СММ.** В качестве объекта управления принят электропривод переменного тока с управляемым преобразователем частоты в качестве силовой части и синхронного электродвигателя с возбуждением от постоянных магнитов. Структурная схема СММ изображена на рисунке 1 содержит многочисленные перекрестные связи, учет которых усложняет алгоритм управления. Для упрощения синтеза системы управления воспользуемся линеаризованной моделью, а существующие перекрестные связи будем рассматривать как возмущения, данный подход является общепринятым. Структурная схема ОУ с учётом инерционности преобразователя частоты приведена на рисунке 2. В таблице 1 приведены технические данные ОУ.

Считаем, что передаточный коэффициент  $k_{\text{пч}}$  и постоянная времени преобразователя частоты, индуктивность и сопротивление статора изменяются в диапазоне  $\pm 20\%$ , постоянные электромагнитного момента  $k_t$  и двигателя  $k_e$ , включающие в себя потокосцепление, создаваемое постоянными магнитами на роторе машины  $\Psi_f$ , изменяются в диапазоне  $\pm 10\%$ , а момент инерции, приведенный к валу двигателя – в диапазоне  $\pm 40\%$  от номинальных значений. Описание вышеуказанных неопределенностей, которые либо точно не известны, либо изменяются в процессе работы электропривода, представленных как линейное дробное преобразование (ЛДП), определение динамики входов/выходов системы в матричном представлении с учетом неопределенностей как  $\mathbf{G}(s)$  – матрица передаточных функции (МПФ), а также последовательность преобразования структурных схем ОУ с неопределенными параметрами, рассмотрены авторами в [4-5].

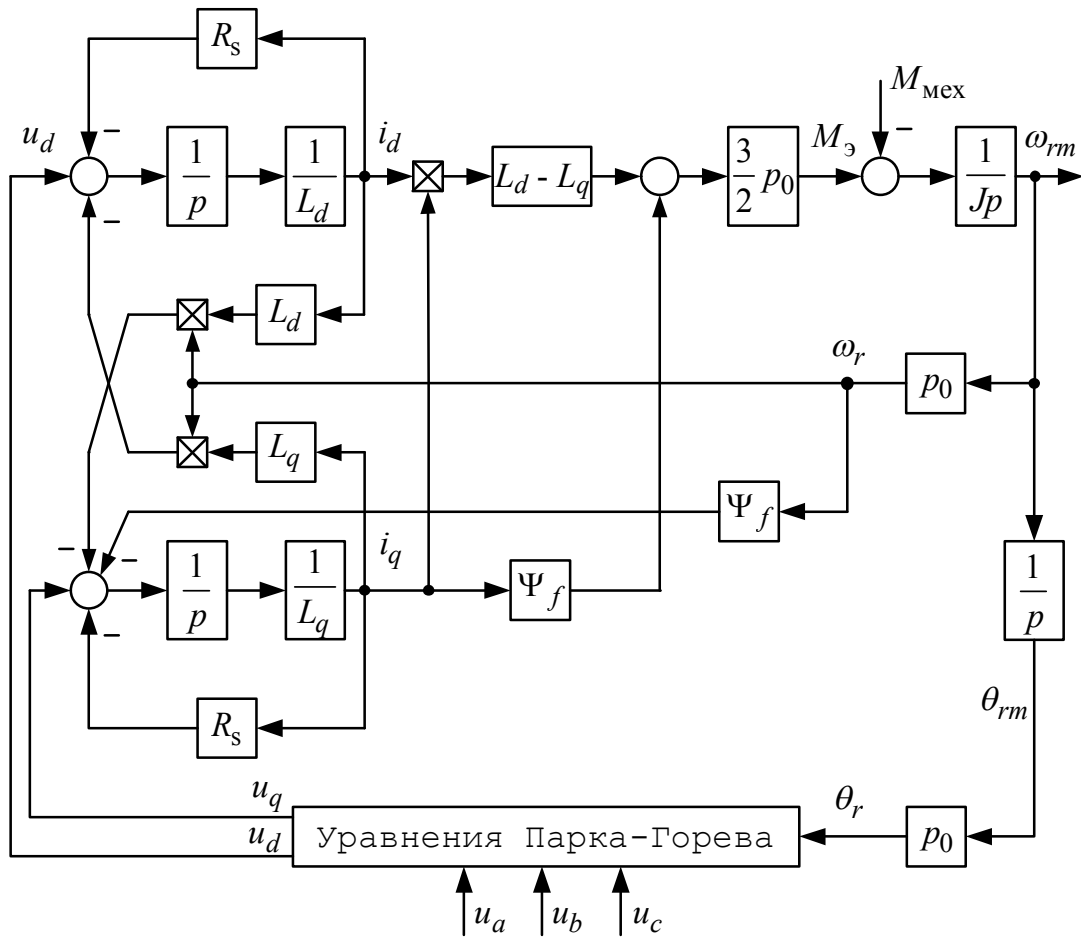


Рисунок 1 – Структурная схема синхронной машины с возбуждением от постоянных магнитов в ортогональной системе координат

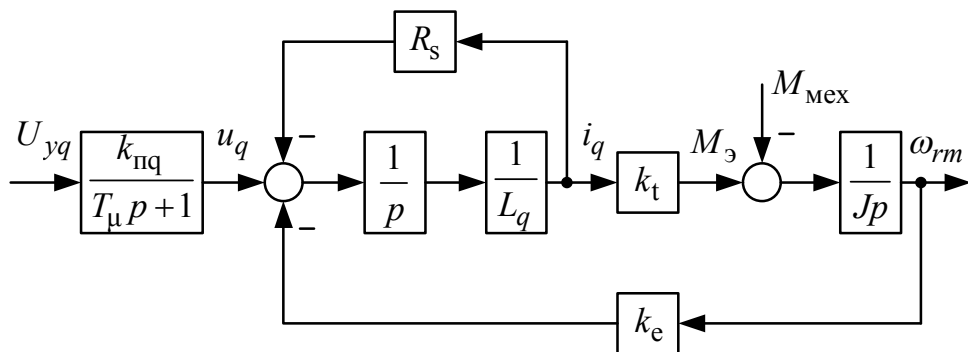


Рисунок 2 – Линеаризованная структурная схема моментобразующего контура (q-ось) синхронной машины

Таблица 1 – Технические данные СМПМ типа 1FT6044-1AF71-3DG1 концерна Siemens

Наименование параметра	Значение
Мощность электродвигателя, кВт	$P_H = 1,35$
Номинальное напряжение, В	$U_H = 340$
Номинальный ток, А	$I_H = 2,9$
Номинальная частота вращения, об/мин	$n_H = 3000$
Число пар полюсов машины	$p_0 = 2$
Номинальный вращающий момент, Н·м	$M_H = 4,3$
Сопротивление статора, Ом	$R_s = 3,05$
Индуктивность статора*, мГн	$L_q = 16$
Момент инерции ротора, кг·м <sup>2</sup>	$J = 0,51 \cdot 10^{-3}$
Постоянная электромагнитного момента, Н·м/А	$k_t = 1,65$
Постоянная двигателя, В·с/рад.	$k_e = 1,041$

\* Предполагаем, что машина выполнена с неявнополюсным ротором, в которой индуктивности статора по продольной и поперечной осям равны  $L_d = L_q$ .

В  $H_\infty$ -теории Дж. Дойлом и др. было доказано, что стандартная задача  $H_\infty$ -управления (которая часто называется задачей минимизации энергии выхода) может быть решена с помощью двух алгебраических уравнений Риккати [3] и связана со следующей структурной схемой, изображенной на рисунке 3.

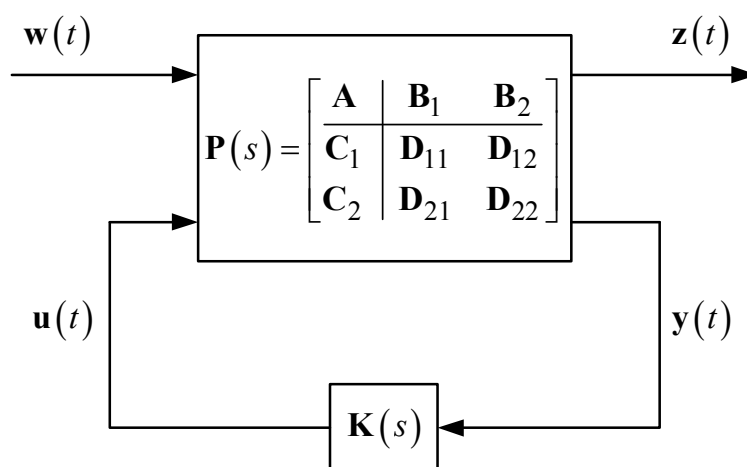


Рисунок 3 – Структурная схема синтезируемой системы (стандартная задача  $H_\infty$ -управления)

На этой схеме вектор  $\mathbf{w}(t)$  представляет собой вектор внешних воздействий (возмущающих и задающих);  $\mathbf{y}(t)$  – вектор измеряемого выхода, используемый для улучшения качества работы САР (вектор, по которому замыкается через регулятор обратная связь);  $\mathbf{u}(t)$  – вектор управляющих воздействий) и  $\mathbf{z}(t)$  – вектор ошибки, используемый для контроля качества САР (вектор, который необходимо сделать минимальным в определенном смысле). Матрица передаточных функций  $\mathbf{P}(s)$  представляет не только сам объект, которым надо управлять, но и весовые функции, которые включены для обеспечения желаемого качества. Такого рода объект  $\mathbf{P}(s)$  называется обобщенным (рисунок 4). На рисунке 4  $\mathbf{G}(s)$  – МПФ объекта управления СМППМ;  $\mathbf{K}(s)$  – робастный регулятор;  $\mathbf{P}(s)$  – МПФ обобщенного объекта с учетом весовых функций;  $\mathbf{W}_S(s)$ ,  $\mathbf{W}_R(s)$  и  $\mathbf{W}_T(s)$  – весовые функции.

Передаточная функция от задающего входного воздействия  $\mathbf{w}(t)$  к ошибке слежения  $\mathbf{z}(t)$  называется функцией чувствительности:

$$\mathbf{S}(s) = \frac{1}{1 + \mathbf{L}(s)} = (\mathbf{I} + \mathbf{G}(s)\mathbf{K}(s))^{-1}, \quad (10)$$

где  $\mathbf{L}(s) = \mathbf{G}(s)\mathbf{K}(s)$  – МПФ контура (прямого канала).

Передаточная функция от задающего входного сигнала к выходу называется дополнительной функцией чувствительности:

$$\mathbf{T}(s) = \frac{\mathbf{G}(s)\mathbf{K}(s)}{1 + \mathbf{G}(s)\mathbf{K}(s)}. \quad (11)$$

Заметим, что МПФ замкнутой системы  $\mathbf{T}(s)$  устанавливает связь между выходом системы и входом сигнала задания. Эта ПФ также определяет, как шум датчика влияет на выход системы. Функция чувствительности  $\mathbf{S}(s)$  описывает выход как функцию входа возмущения. Она также определяет реакцию ошибки слежения на сигнал задания, т.е.  $\mathbf{S}(s)$  является передаточной функцией по ошибке. Из определений  $\mathbf{S}(s)$  и  $\mathbf{T}(s)$ , следует что

$$\mathbf{S}(s) + \mathbf{T}(s) = \frac{1}{1 + \mathbf{G}(s)\mathbf{K}(s)} + \frac{\mathbf{G}(s)\mathbf{K}(s)}{1 + \mathbf{G}(s)\mathbf{K}(s)} = 1. \quad (12)$$

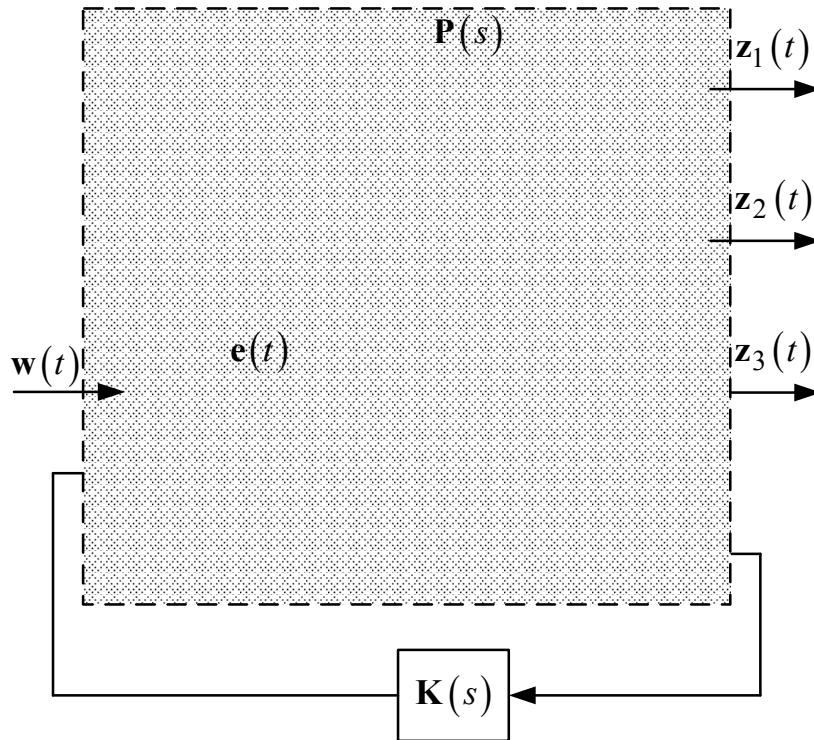


Рисунок 4 – Структурная схема обобщенного объекта  $P(s)$

Таким образом,  $T(s)$  является дополнительной функцией чувствительности, так как  $T$  в сумме с  $S$  равно единице. Выражение (12) является важной зависимостью, которая вводит ограничение на достигаемое качество.  $S$  является чувствительностью ПФ замкнутой системы к малым возмущениям в  $G$ .

Функция чувствительности  $S$  и дополнительная функция чувствительности  $T$  в сочетании с весовыми функциями широко применяются для оценки качества в  $H_\infty$ -теории. Например, критерий качества может быть выражен неравенством:

$$\|W_S S\|_\infty < 1. \quad (13)$$

Обобщенный объект  $P$  (рисунок 3) имеет два входа ( $w$  и  $u$ ), два выхода ( $z$  и  $y$ ) и может быть разделен на четыре МПФ:

$$P = \left[ \begin{array}{c|c} P_{11} & P_{12} \\ \hline P_{21} & P_{22} \end{array} \right], \quad (14)$$

где  $P_{ji}$  отдельная МПФ от  $i$ -го входа до  $j$ -го выхода.

$F_L(\mathbf{P}, \mathbf{K})$  – это МПФ замкнутой системы от входа возмущения  $\mathbf{w}$  до выхода ошибки (контролируемая переменная)  $\mathbf{z}$ ,  $\mathbf{T}_{zw}$ , которая получена путем нижнего линейно-дробного преобразования (LLFT) [4]:

$$\mathbf{z} = \mathbf{T}_{zw} \mathbf{w} = F_L(\mathbf{P}, \mathbf{K}) \mathbf{w}, \quad (15)$$

$$\mathbf{T}_{zw} = F_L(\mathbf{P}, \mathbf{K}) = \mathbf{P}_{11} + \mathbf{P}_{12} \mathbf{K} (\mathbf{I} - \mathbf{P}_{22} \mathbf{K})^{-1} \mathbf{P}_{21}. \quad (16)$$

Запишем замкнутую МПФ  $\mathbf{T}_{zw} = F_L(\mathbf{P}, \mathbf{K})$  и обобщенный объект в следующем виде (рисунок 4):

$$\begin{bmatrix} \mathbf{z}_1(s) \\ \mathbf{z}_2(s) \\ \mathbf{z}_3(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{W}_S(s) \mathbf{S}(s) \\ \mathbf{W}_R(s) \mathbf{R}(s) \\ \mathbf{W}_T(s) \mathbf{T}(s) \end{bmatrix} \mathbf{w}(s); \quad (17)$$

$$\mathbf{P}(s) = \left[ \begin{array}{c|c} \mathbf{W}_S & -\mathbf{W}_S \mathbf{G} \\ 0 & \mathbf{W}_R \\ 0 & \mathbf{W}_T \mathbf{G} \\ \hline \mathbf{I} & -\mathbf{G} \end{array} \right]. \quad (18)$$

Следовательно, задачей  $H_\infty$ -оптимизации является выбор такого регулятора  $\mathbf{K}$ , который бы минимизировал бесконечную норму  $\mathbf{T}_{zw}$  или  $\min \|\mathbf{T}_{zw}\|_\infty$ . Причем выбор оптимального регулятора  $\mathbf{K}$  осуществляется над множеством всех регуляторов, обладающих свойством делать замкнутую систему  $\mathbf{T}_{zw}$  внутренне устойчивой, т.е. над множеством стабилизирующих регуляторов. Для SISO системы  $H_\infty$ -норма передаточной функции  $\mathbf{G}(s)$ ,  $\|\mathbf{G}\|_\infty$  в скалярном выражении конечна и равна максимальному значению амплитудно-частотной характеристики  $\mathbf{G}(j\omega)$ . Таким образом,  $H_\infty$ -норма служить мерой усиления системы.  $H_\infty$ -норма ПФ есть энергия выхода системы при подаче на вход сигнала с единичной энергией. Если выходом является ошибка, а входом возмущение, то минимизируя  $H_\infty$ -норму ПФ, мы минимизируем энергию ошибки для наихудшего случая входного возмущения.

Весовые функции  $\mathbf{W}_S$ ,  $\mathbf{W}_R$  и  $\mathbf{W}_T$  «накладывают штраф» на сигнал ошибки, сигнал управления и выходной сигнал соответственно. Общие рекомендации для выбора весовых функций и формирования контура управления (loopshaping) изложены в [6].

Замкнутая МПФ при решении задачи смешанной чувствительности (mixed sensitivity):

$$\mathbf{T}_{zw} = \begin{bmatrix} \mathbf{W}_S(s)\mathbf{S}(s) \\ \mathbf{W}_R(s)\mathbf{R}(s) \\ \mathbf{W}_T(s)\mathbf{T}(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{W}_S(s)\mathbf{S}(s) \\ (\mathbf{W}_R(s)/\mathbf{G}(s))\mathbf{T}(s) \\ \mathbf{W}_T(s)\mathbf{T}(s) \end{bmatrix}, \quad (19)$$

где  $\mathbf{S}(s) = (\mathbf{I} + \mathbf{G}(s)\mathbf{K}(s))^{-1}$  – функция чувствительности;

$\mathbf{T}(s) = \mathbf{G}(s)\mathbf{K}(s)(\mathbf{I} + \mathbf{G}(s)\mathbf{K}(s))^{-1}$  – дополнительная функция чувствительности;  $\mathbf{R}(s) = \mathbf{K}(s)(\mathbf{I} + \mathbf{G}(s)\mathbf{K}(s))^{-1}$ .

Весовые функции принимаем в виде следующих ПФ:

$$\mathbf{W}_S = \frac{s/M + \omega_0}{s + \omega_0 A}; \mathbf{W}_R = const; \mathbf{W}_T = \frac{s + \omega_0/M}{As + \omega_0}, \quad (20)$$

где  $A = 0,001$  – желаемая максимально допустимая установившаяся ошибка в установившемся режиме;

$\omega_0 = 200$  – полоса пропускания;  $M = 3$  – пик чувствительности.

Отметим, что при целенаправленной вариации параметров весовых функций  $A$ ,  $\omega_0$  и  $M$  можно достичь требуемых характеристик качества системы управления, что показано в [6-7].

Весовые функции являются рациональными, устойчивыми, минимально-фазовыми передаточными функциями (т.е. нет полюсов или нулей в правой полуплоскости). Веса выбираются для того, чтобы нормировать вход и выход энергии к единице (здесь энергия имеет отношение к 2-норме переменной). На примере СМПИМ показано, как выбрана весовая функция для желаемой формы функции чувствительности. На рисунке 5 приведена функция чувствительности ограниченная по амплитуде весовой функцией чувствительности  $\mathbf{W}_S(s)$ , т.е.  $\bar{\sigma}(\mathbf{S}(j\omega)) \leq \underline{\sigma}(\mathbf{W}_S^{-1}(j\omega))$ . Эта верхняя грань амплитуды инвертирована, чтобы получить весовую функцию чувствительности  $\mathbf{W}_S(s)$ . Итак, если  $\mathbf{S}(s)$  умножить на весовую функцию  $\mathbf{W}_S(s)$ , то амплитуда  $\mathbf{W}_S\mathbf{S}(s)$  будет меньше или равна чем единица на всей частоте. Этот пример называют «весовой задачей чувствительности» так как  $H_\infty$ -регулятор минимизирует максимальную величину  $\mathbf{W}_S\mathbf{S}$  на всей частоте (т.е.  $\min \|\mathbf{W}_S\mathbf{S}\|_\infty$ ).



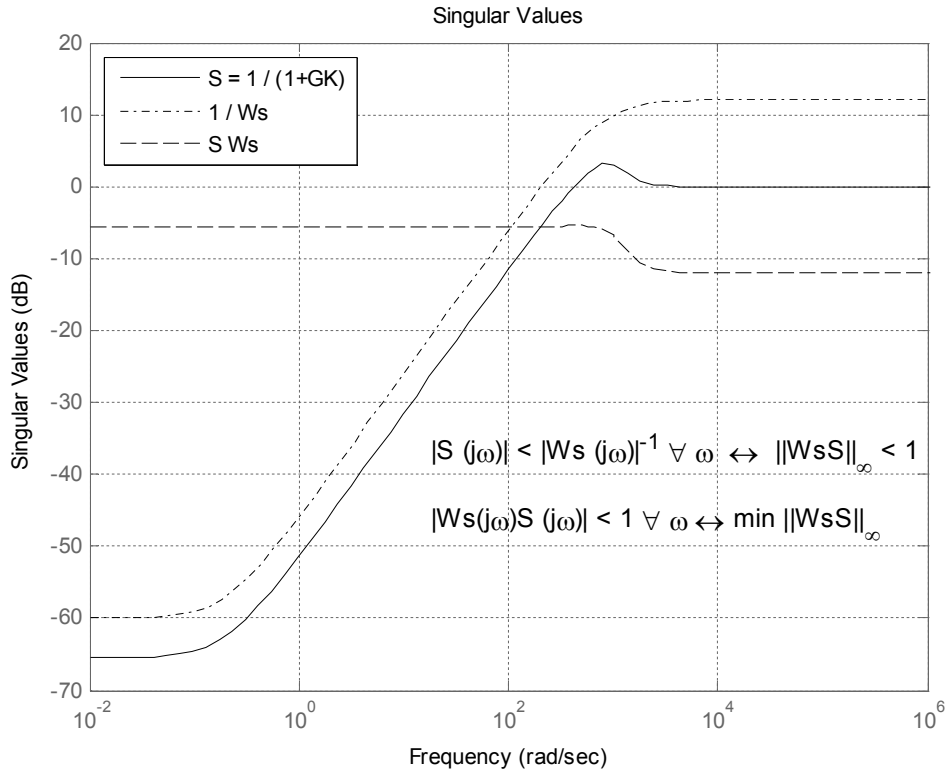


Рисунок 5 – Сингулярное значение функции чувствительности  $S(s)$  и ее произведение с весовой функцией  $W_S(s)$

Для решения  $H_\infty$ -проблемы оптимизации вводятся две матрицы Гамильтона [3]:

$$\mathbf{H}_\infty = \begin{bmatrix} \mathbf{A} & \gamma^{-2}\mathbf{B}_1\mathbf{B}_1^T - \mathbf{B}_2\mathbf{B}_2^T \\ -\mathbf{C}_1^T\mathbf{C}_1 & -\mathbf{A}^T \end{bmatrix}; \quad (21)$$

$$\mathbf{J}_\infty = \begin{bmatrix} \mathbf{A}^T & \gamma^{-2}\mathbf{C}_1^T\mathbf{C}_1 - \mathbf{C}_2^T\mathbf{C}_2 \\ -\mathbf{B}_1\mathbf{B}_1^T & -\mathbf{A} \end{bmatrix}, \quad (22)$$

соответствующие алгебраическим уравнениям Риккати по управлению и фильтрации:

$$\mathbf{A}^T\mathbf{X}_\infty + \mathbf{X}_\infty\mathbf{A} - \mathbf{X}_\infty(\mathbf{B}_2\mathbf{B}_2^T - \gamma^{-2}\mathbf{B}_1\mathbf{B}_1^T)\mathbf{X}_\infty + \mathbf{C}_1^T\mathbf{C}_1 = 0; \quad (23)$$

$$\mathbf{A}\mathbf{Y}_\infty + \mathbf{Y}_\infty\mathbf{A}^T - \mathbf{Y}_\infty(\mathbf{C}_2^T\mathbf{C}_2 - \gamma^{-2}\mathbf{C}_1^T\mathbf{C}_1)\mathbf{Y}_\infty + \mathbf{B}_1\mathbf{B}_1^T = 0. \quad (24)$$

Множество допустимых регуляторов, таких что  $\|\mathbf{T}_{zw}\|_\infty < \gamma$ , описываются множеством передаточных функций от  $\mathbf{y}(t)$  к  $\mathbf{u}(t)$  системы, где

$$\mathbf{M}_\infty(s) =: \left[ \begin{array}{c|cc} \hat{\mathbf{A}}_\infty & -\mathbf{Z}_\infty \mathbf{L}_\infty & \mathbf{Z}_\infty \mathbf{B}_2 \\ \mathbf{F}_\infty & 0 & \mathbf{I} \\ -\mathbf{C}_2 & \mathbf{I} & 0 \end{array} \right], \quad (25)$$

$$\mathbf{Q} \in \square H^\infty, \|\mathbf{Q}\|_\infty < \gamma.$$

Центральный регулятор при  $\mathbf{Q} = 0$  задается следующими формулами:

$$\mathbf{K}_\infty(s) =: \left[ \begin{array}{c|c} \hat{\mathbf{A}}_\infty & -\mathbf{Z}_\infty \mathbf{L}_\infty \\ \mathbf{F}_\infty & 0 \end{array} \right], \quad (26)$$

$$\text{где } \mathbf{F}_\infty = -\mathbf{B}_2^T \mathbf{X}_\infty, \mathbf{L}_\infty = -\mathbf{Y}_\infty \mathbf{C}_2^T,$$

$$\mathbf{Z}_\infty = (\mathbf{I} - \gamma^{-2} \mathbf{Y}_\infty \mathbf{X}_\infty)^{-1},$$

$$\hat{\mathbf{A}}_\infty = \mathbf{A} + \gamma^{-2} \mathbf{B}_1 \mathbf{B}_1^T \mathbf{X}_\infty + \mathbf{B}_2 \mathbf{F}_\infty + \mathbf{Z}_\infty \mathbf{L}_\infty \mathbf{C}_2.$$

При проектировании робастной САР использовались средства пакета Robust Control Toolbox системы Matlab, позволяющие вычислить центральный  $H_\infty$ -субоптимальный регулятор по представленным алгоритмам. Полученный робастный регулятор скорости является регулятором 4-го порядка:

$$\mathbf{K}_\infty(s) = 59,518 \frac{(1 + 5 \cdot 10^{-3} s)}{(1 + 3,5 \cdot 10^{-5} s)(1 + 5s)} \times \frac{(1 + 0,00083s + (0,0021s)^2)}{(1 + 0,001s + (0,00074s)^2)}.$$

Достигнутая  $H_\infty$ -норма замкнутой системы, полученная в ходе итерационного процесса, составила 0,5333.

На рисунке 7 представлены результаты работы электропривода с синтезированным  $H_\infty$ -субоптимальным регулятором скорости при расчётных параметрах ОУ, а также при одновременном увеличении и уменьшении приведенного момента инерции  $J$  и сопротивления  $R_s$  обмотки статора в 4 раза.

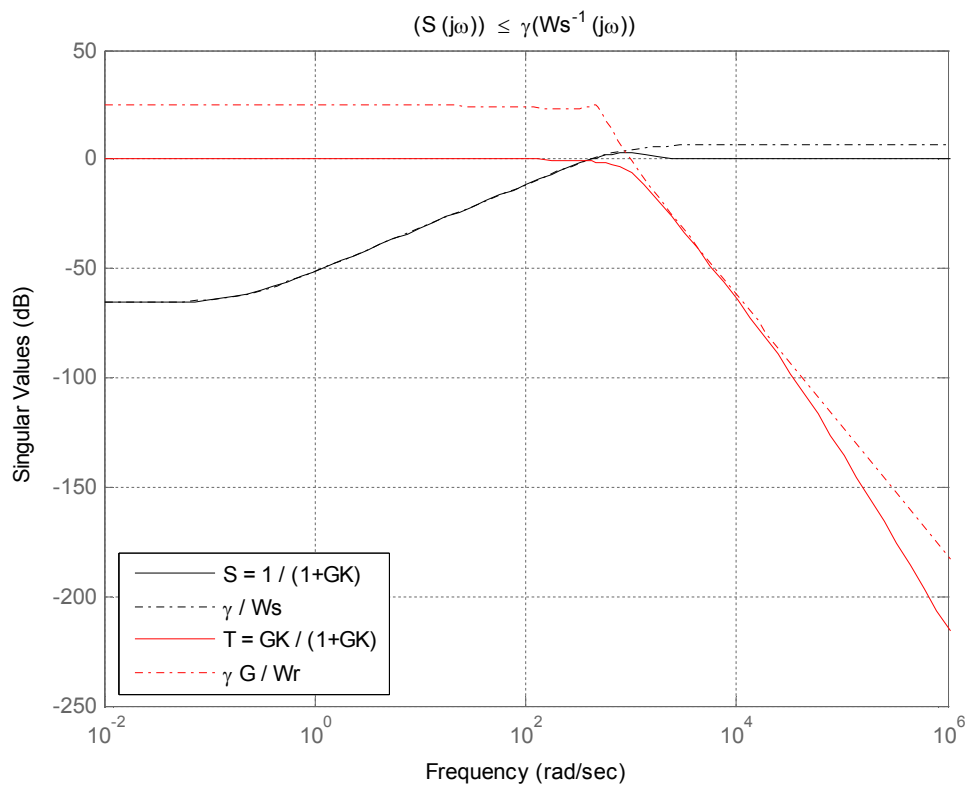
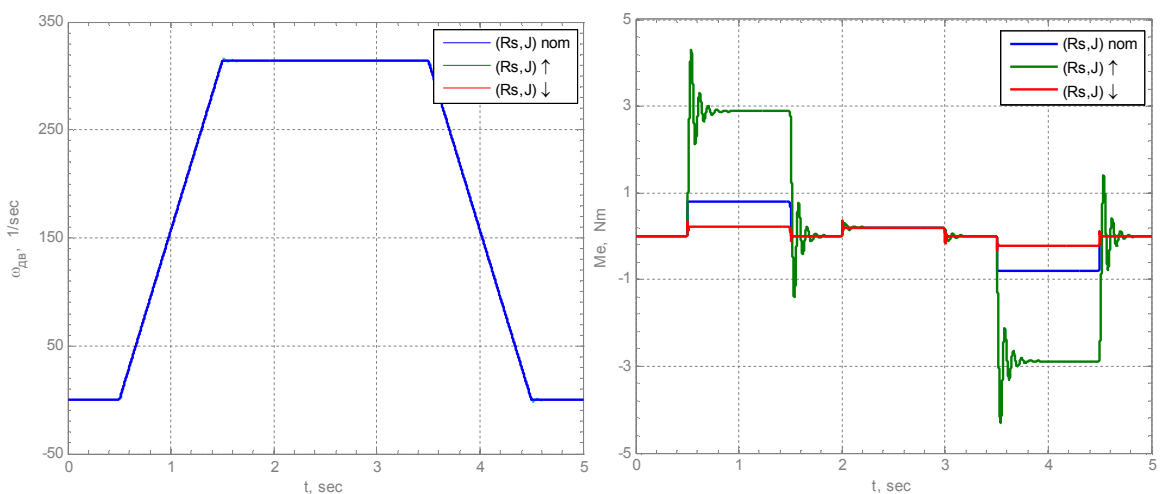


Рисунок 6 – Сингулярные значения **S** и **T**, ограниченные по амплитуде весовыми функциями



соотношение постоянных времени:  $(R_s, J)_{\text{НОМ}} \rightarrow T_M / T_3 = 1,12$ ;  
 $(R_s, J) \uparrow \rightarrow T_M \uparrow / T_3 \downarrow = 71,45$ ;  $(R_s, J) \downarrow \rightarrow T_M \downarrow / T_3 \uparrow = 0,01$

Рисунок 7 – Графики переходных процессов в робастной системе управления СМПИМ при изменении  $J$  и  $R_s$  в 4 раза

**Выводы.** Синтезирован робастный  $H_\infty$ -субоптимальный регулятор скорости СМПИМ в условиях неполной информации о объекте и с учетом его неопределенностей. Полученный регулятор обеспечивает системе управления робастные характеристики качества и заданную точность поддержания скорости. Авторами разработаны программные коды (m-файлы) в системе Matlab, позволяющие алгоритмизировать процедуру синтеза и моделирования робастных САР, получены  $H_2$ ,  $H_\infty$  и  $\mu$ -регуляторы для электромеханических объектов  $n$ -го порядка.

### Библиографический список

1. Zames G. *Feedback and optimal sensitivity: Model reference transformations, multiplicative seminorms, and approximate inverses* // *IEEE Trans. Automat. Control.* – 1981. – Vol.26.No.2. – P.301-320.
2. Glover K. *All optimal Hankel-norm approximations of linear multivariable systems and their  $L_\infty$  error bounds.* // *Int. J. Control.* – 1984. – Vol.39.
3. Doyle J.C. *State-space solutions to standard  $H_2$  and  $H_\infty$  control problems* / J.C. Doyle, K. Glover, P.P. Khargonekar, B.A. Francis // *IEEE Trans. Automat. Control.* – 1989. – Vol.34.No8. – P.831-847.
4. Полилов Е.В. Синтез робастного  $H_\infty$ -субоптимального регулятора положения позиционного электропривода / Е.В. Полилов, А.Б. Зеленов, Е.С. Руднев // *Вісник Кременчуцького державного технічного університету ім. Михайла Остроградського.* – Кременчук: КДПУ, 2008. – Вип. 3/2008 (50) частина 1. – С.64-71.
5. Полилов Е.В. Синтез робастной системы управления явнополюсной синхронной машины / Е.В. Полилов, А.Б. Зеленов, Е.С. Руднев // *Вісник Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут».* – Харків: НТУ «ХПИ», 2008, № 30. – С.136-140.
6. Полилов Е.В. Практический подход к выбору весовых функций для  $H_\infty$ -теории робастного управления / Е.В. Полилов, А.Б. Зеленов, Е.С. Руднев // *Вісник Кременчуцького державного технічного університету ім. Михайла Остроградського.* – Кременчук: КДПУ, 2008. – Вип. 3/2009 (56) частина 2. – С.17-24.
7. Полилов Е.В.  $\mu$ -анализ и синтез робастной системы управления электропривода постоянного тока / Е.В. Полилов, А.Б. Зеленов, Е.С. Руднев // *Вісник Кременчуцького державного технічного університету ім. Михайла Остроградського.* – Кременчук: КДПУ, 2008. – Вип. 3/2009 (56) частина 2. – С.25-30.
8. Полилов Е.В. Синтез робастного  $H_2$ -оптимального регулятора положения позиционного электропривода / Е.В. Полилов, Е.С. Руднев, С.П. Скорик // *Збірник наукових праць ДДТУ (технічні науки).* – Дніпродзержинськ: ДДТУ. – 2009. Випуск 2(12) – С.98-103.

9. Полилов Е.В. Сравнительный анализ  $H_2$ ,  $H_\infty$  и  $\mu$ -регуляторов робастных систем управления электропривода постоянного тока / Е.В. Полилов, А.Б. Зеленов, Е.С. Руднев // Тематичний випуск «Проблеми автоматизованого електропривода. Теорія і практика» науково-технічного журналу «ЕЛЕКТРОІНФОРМ». – Львів: ЕКОінформ, 2009. – С.249-254.

10. Kim Mun-Soo. A robust control of permanent magnet synchronous motor using load torque estimation / Kim Mun-Soo, Dall-Sup Song, Yong-Kil Lee and other // IEEE International Symposium on Industrial Electronics. – 2001. – Vol.2. – P.1157-1162.

11. Chee-Mun Ong. Dynamic Simulation of Electric Machinery Using Matlab/Simulink, Prentice Hall, Englewood Cliffs, NJ, 1997. - 626 p.

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

*к.т.н., доц. Кобец Д.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина).*

## **МОДЕЛИРОВАНИЕ ИСТОЧНИКОВ ПИТАНИЯ ИНДУКЦИОННЫХ УСТАНОВОК С МАГНИТОСВЯЗАННЫМИ УСТРОЙСТВАМИ СОГЛАСОВАНИЯ НАГРУЗКИ**

*У роботі розглядаються особливості моделювання тиристорних джерел живлення з магнітозв'язаним пристроєм узгодження резонансного індукційного навантаження.*

**Ключові слова:** *резонанс, індуктор, джерело живлення, магнітний зв'язок.*

*В работе рассматриваются особенности моделирования тиристорных источников питания с магнитосвязанным устройством согласования резонансной индукционной нагрузки.*

**Ключевые слова:** *резонанс, индуктор, источник питания, магнитная связь.*

Индукционный нагрев широко используется в различных технологиях обработки металлов – от пайки и плавки до термообработки и повторного нагрева. Но внедрение современной электротехнологии в промышленность невозможно без создания специализированных источников питания. Как элемент электрической цепи, любой индуктор может быть представлен как комбинация активного и индуктивного сопротивлений. Величины этих сопротивлений являются нелинейными функциями различных параметров, которые могут существенно меняться в ходе технологического цикла. Эти изменения связаны в основном со свойствами нагреваемых металлов и могут существенно менять настройку и параметры нагрузки источника питания и индукционной системы в целом. Следовательно, создание эффективного, надежного источника питания является важным этапом разработки электротехнологической установки в целом.

Приспособление известных устройств преобразовательной техники не позволяет реализовать все преимущества новых технологических процессов, ограничивает их производительность. Только комплексное решение вопросов разработки, технологической части и источника питания с учётом их взаимного влияния позволяет создавать электротехнологическую установку повышенной производительности, надёжности и с улучшенными технико-экономическими показателями.

Большое количество типов источников питания разрабатывается таким образом, чтобы они оптимально соответствовали многообразию потребностей, возникающих при индукционном нагреве. Специфика применения индукционного нагрева в каждом конкретном случае определяет частоту, мощность и другие параметры, такие как напряжение, ток, коэффициент мощности или добротность. Компоненты источников питания должны быть спроектированы для функционирования с соответствующими ограничениями, обеспечивающими высокую надежность их работы на требуемой частоте.

Источники питания для индукционного нагрева являются преобразователями частоты и в большинстве случаев строятся как системы с многократным преобразованием энергии [1,2]. Структурная схема такой системы приведена на рисунке 1.

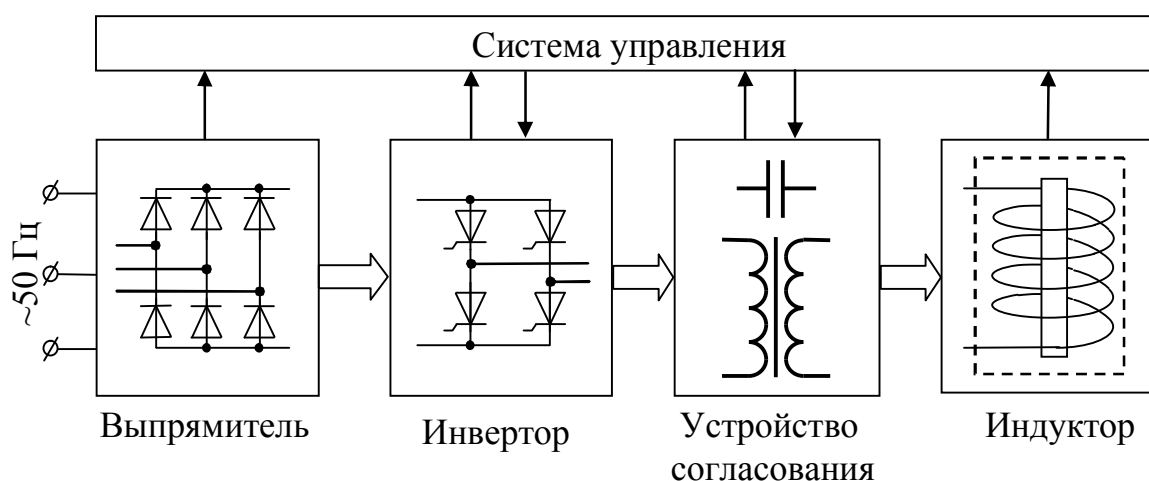


Рисунок 1 – Структурная схема источника питания

Первым силовым блоком является выпрямитель, предназначенный для получения фиксированного постоянного напряжения при питании от промышленной трехфазной сети с частотой 50 Гц. Вторым блоком представляет собой инвертор, который преобразует постоянный ток в однофазный переменный ток повышенной частоты. Третьим блоком является согласующий элемент, необходимый для нормального функционирования индуктора.

Система управления при помощи обратных связей по электрическим и технологическим параметрам оценивает текущее состояние электротехнологической установки и, воздействуя на управляемые полупроводниковые элементы выпрямителя и инвертора, обеспечивает необходимые изменения амплитуды, фазы и/или частоты выходного напряжения и тока источника питания [3].

В современной теории и практике проектирования источников питания важнейшее положение занимает исследование электромагнитных

процессов преобразователей электроэнергии при помощи математических моделей различного уровня детализации. Существует несколько принципиальных подходов к построению математических моделей преобразователей и соответственно вариантов используемого математического и программного обеспечения. Классическим подходом является моделирование в пространстве состояния, с использованием линейных аппроксимаций пассивных и полупроводниковых элементов силовой схемы [4,5]. Уровень детализации моделей полупроводниковых элементов при этом ограничен основной характеристикой – «открыт» или «закрыт». Массовое внедрение в практику современных САПР электротехнических устройств позволило существенно расширить возможности математических моделей полупроводниковых элементов [6]. Среди широко известных САПР можно назвать такие как OrCAD, Micro-CAP, Multisim и другие, ориентированные на PSpice моделирование программные продукты. Степень детализации моделей полупроводниковых элементов в этом случае весьма высокая, позволяющая изучать электрические свойства близкие к реальным. Промежуточное положение занимает моделирование в программной среде MATLAB [7], в которой отражены только основные характеристики элементов, например, сопротивление в открытом состоянии, время запирающего и др.

Несмотря на меньшую точность моделей полупроводниковых элементов при моделировании в среде MATLAB основным достоинством становятся возможности изучать сочетание моделей элементов разной физической природы, строить иерархические модели, где отдельные функциональные узлы объединяются в подсистемы, применять алгоритмическое программирование и оптимизацию моделей и т.д.

Таким образом, целью работы является моделирование источников питания индукционных установок в среде MATLAB, с использованием встроенных моделей магнитосвязанных элементов раздела SimPowerSystems.

При моделировании источника питания будем использовать метод декомпозиции и иерархического построения модели.

На низшем уровне моделируются отдельные составляющие ключевой схемы, а именно – тиристорно-диодная ячейка, модель которой приведена на рисунке 2.



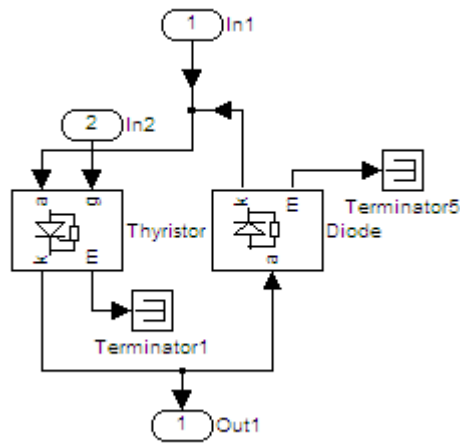


Рисунок 2 – Модель тиристорно-диодной ячейки

Из тиристорно-диодных ячеек строится мостовая схема инвертора с коммутирующей цепочкой в виде последовательно соединенных конденсатора и дросселя (рисунок 3).

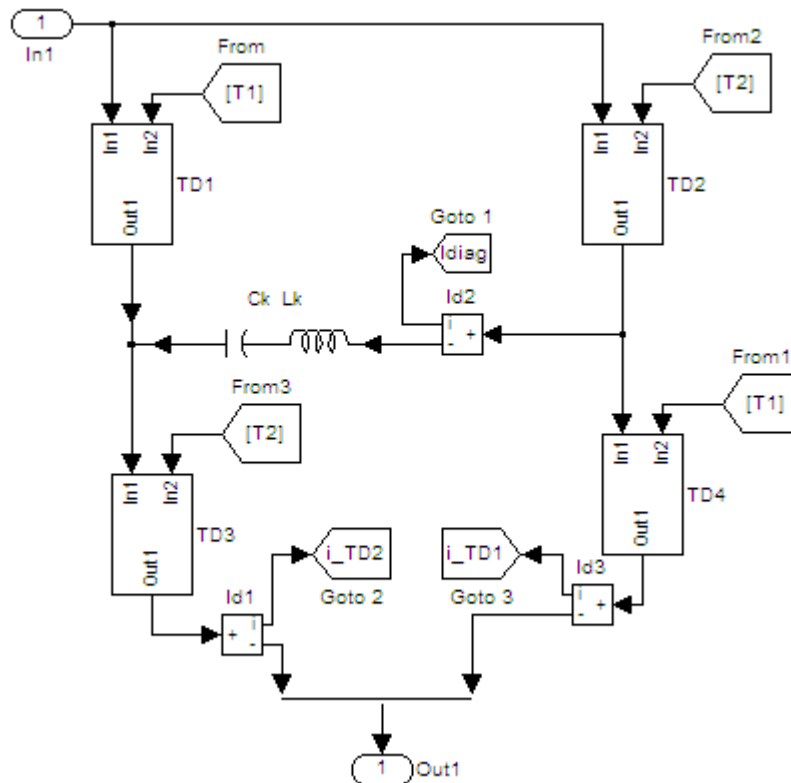


Рисунок 3 – Модель мостового инвертора

Тиристоры отпираются по дополнительному входу от блоков передачи сигнала From1- From 3. Дополнительно к силовым блокам в схему включены измерители тока Id1-Id3.

При допущении, что нагрузка моделируется в виде схемы замещения – последовательной RL-цепью с компенсационным конденсатором, была построена модель нагрузочного контура с учетом магнитосвязанных обмоток индуктора и разделительной индуктивности (рисунок 4). Математическое моделирование магнитосвязанных элементов базируется на общеизвестной T-образной схеме замещения [8].

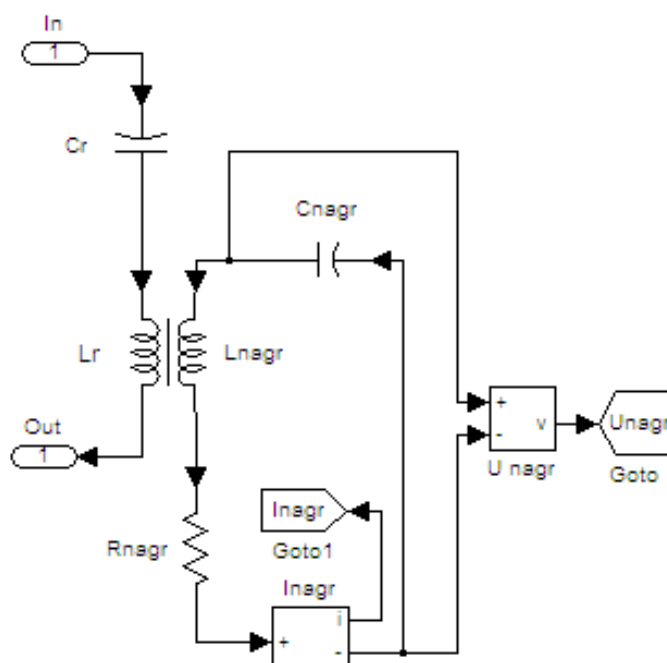


Рисунок 4 – Модель нагрузки с магнитосвязанными обмотками индуктора и разделительной индуктивности

Для анализа электромагнитных процессов в нагрузке используются измерительные блоки тока –  $I_{nagr}$  и напряжения –  $U_{nagr}$ .

Принимаем допущение, что выпрямитель неуправляемый и на его выходе сформировано стабильное напряжение без пульсаций. В таком случае выпрямитель может моделироваться идеализированным источником постоянного напряжения.

Учитывая сделанное допущение, объединяем нагрузку с разделительным конденсатором в одну подсистему, а инверторный мост с коммутирующей диагональю в другую и строим модель иловой части источника питания (рисунок 5).

Дополнительно применяем измеритель водного тока инвертора  $I_d$ .

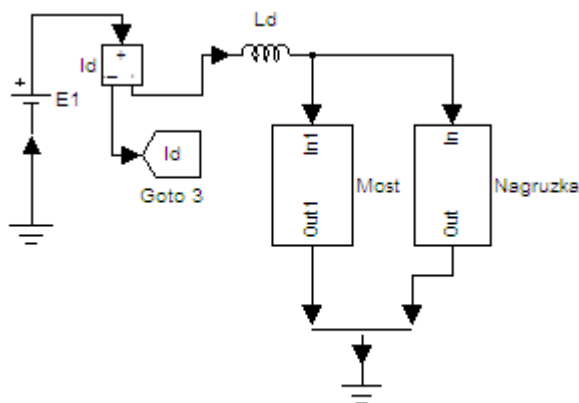


Рисунок 5 – Модель силовой части источника питания

Для анализа частотных свойств источника питания необходимо построить модель системы управления инвертором с возможностью задания частоты отпираания тиристоров попарно в диагоналях моста. Для этого используем преобразователь напряжение - частота на основе интегратора со сбросом. Интегратор  $1/s$  формирует пилообразное напряжение с переменным периодом. Сброс организуется элементом сравнения пилообразного напряжения с выхода интегратора и входного постоянного сигнала. Релейный элемент Imp формирует прямоугольный импульс заданной продолжительности. При помощи JK-триггера и логических элементов AND импульсы попарно распределяются на тиристоры в диагоналях моста. Для состыковки сигналов моделей логических элементов и тиристоров применяются согласующие элементы Out.

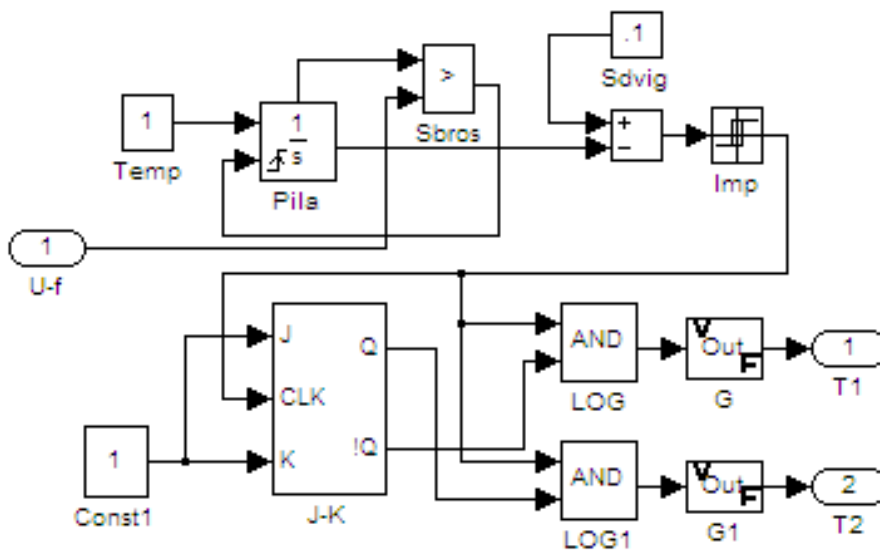


Рисунок 6 – Модель системы управления инвертором

Окончательно модели силовой части источника питания и системы управления инвертором объединяются в общую модель с необходимыми для исследования измерительными элементами (рисунок 7).

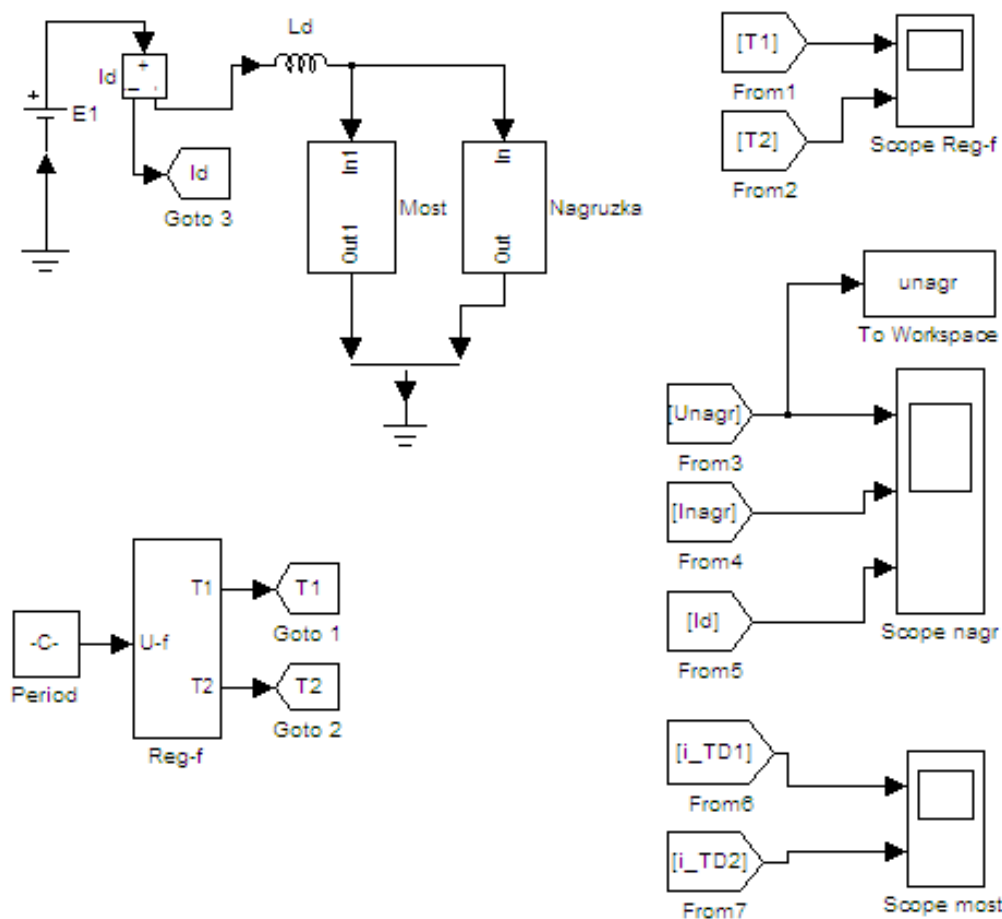


Рисунок 7 – Модель источника питания индукционной установки

Для моделирования установившихся процессов в источнике питания воспользуемся системой относительных единиц [7]. Принимаем в качестве базового напряжение источника постоянного напряжения  $E1=100$  о.е.,  $L_{\Sigma}^* = 1$  – суммарная индуктивность инвертора;  $C_{\text{э}}^* = 1$  – эквивалентная емкость.

Производными от базисных величин являются:

-  $Z_k^* = \sqrt{L_{\Sigma}^* / C_{\text{э}}^*} = 1$  – волновое сопротивление коммутирующего контура;

-  $I_0^* = E1^* / Z_k^* = 100$  – базисный ток;

-  $\omega_0^* = 1 / \sqrt{L_{\Sigma}^* C_{\text{э}}^*} = 1$  – базисная частота;

Параметры схемы в относительных единицах приняты:

$$C_k^* = 2; \quad C_p^* = 2; \quad C_n^* = 3; \quad L_n^* = 0.2; \quad L_p^* = 0.25; \quad L_k^* = 0.75; \quad L_d^* = 100.$$

Для определения параметров магнитосвязанных обмоток используется окно настроек, показанное на рисунке 8. В этом окне определяются величины активных сопротивлений обмоток, собственные индуктивности и величина индуктивности взаимоиндукции. Коэффициент магнитной связи, согласно известному соотношению равен

$$\mu = L_m / \sqrt{L_1 L_2} = 0.2 / \sqrt{0.25 \cdot 0.25} = 0.8.$$

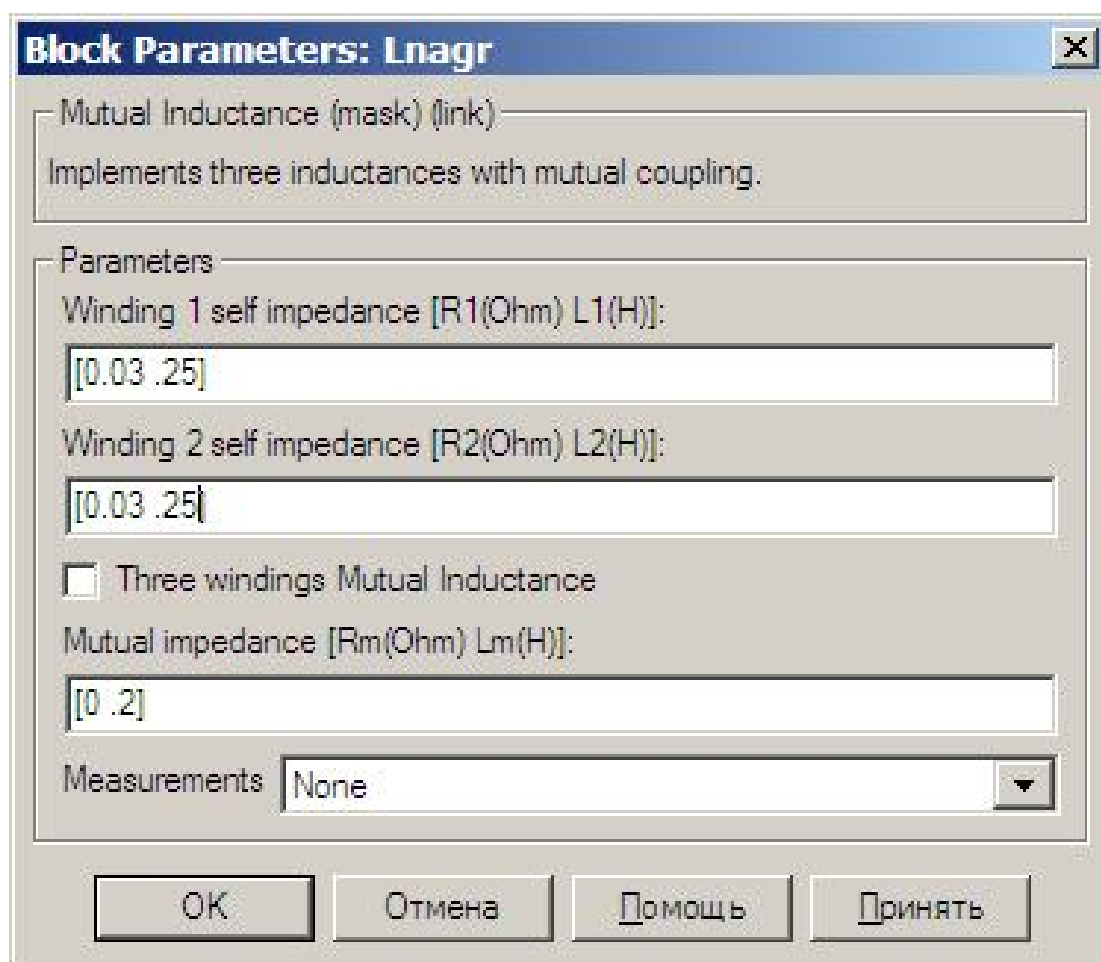


Рисунок 8 – Окно настроек магнитосвязанных обмоток

На рисунке 9 приведены временные диаграммы установившегося процесса в нагрузке и инверторе, полученные в результате моделирования.

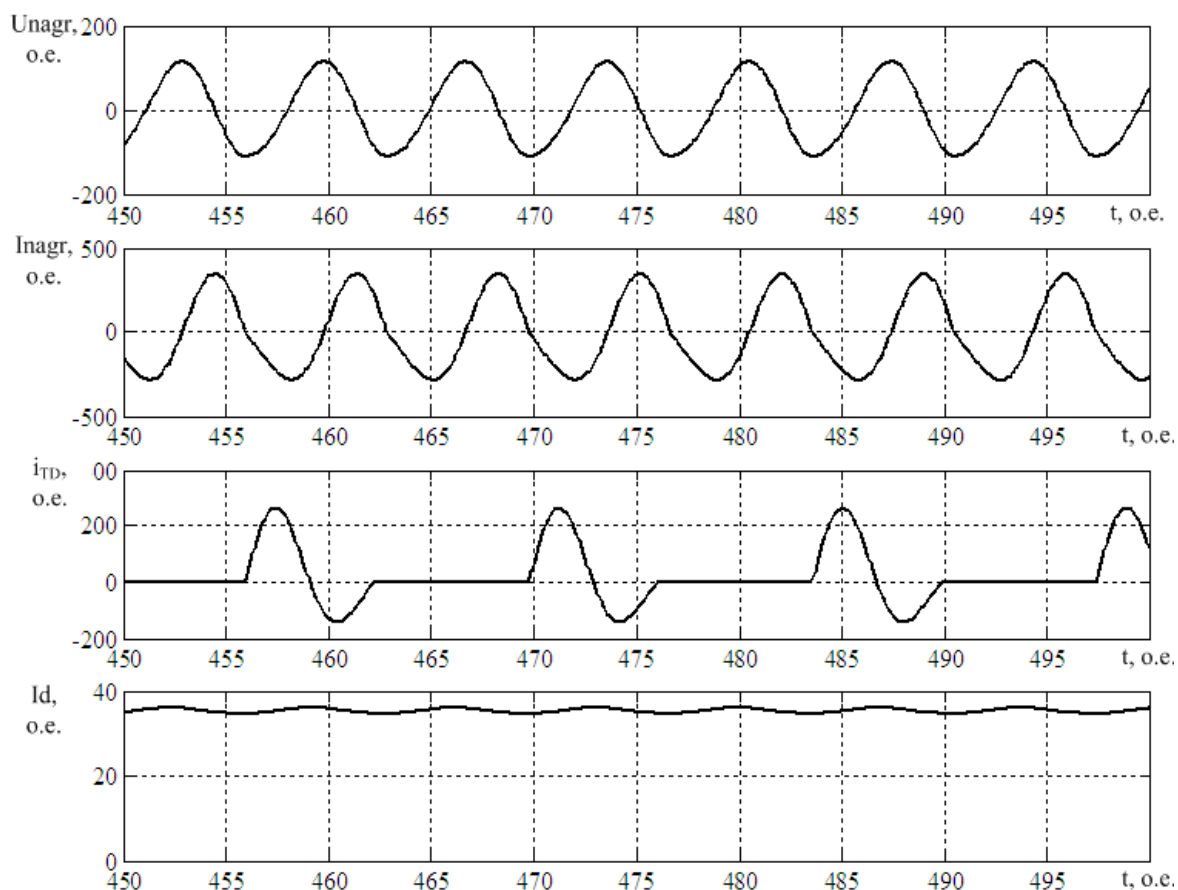


Рисунок 9 – Временная диаграмма токов и напряжений при коэффициенте магнитной связи 0,8

Как видно из диаграмм форма напряжения и тока в нагрузке близка к синусоидальной, а источник работает в режиме с недоиспользованием активной мощности (входной ток инвертора значительно ниже базисного значения).

**Выводы.** В результате работы предложена математическая модель источника питания индукционной установки с магнитосвязанным устройством согласования нагрузки, которая позволяет анализировать как электромагнитные процессы в силовой части, так и регулировочные свойства инвертора, нагруженного на резонансный магнитосвязанный контур.

Дальнейшее усовершенствование модели предполагает использование средств программирования среды MATLAB с целью оптимизации параметров магнитосвязанных элементов для повышения коэффициента использования источника по мощности.

### **Библиографический список.**

1. Лавлес Д.Л. Обзор полупроводниковых источников питания для индукционного нагрева // *Силовая электроника*. – 2007. – №4.
2. Дзлиев С.В. Принципы построения систем питания установок индукционной закалки зубчатых колес при двухчастотном нагреве // *Актуальные проблемы теории и практики индукционного нагрева (АРИН-2005)*”. Материалы международной научно-технической конференции. – Санкт-Петербург, 2005. – С. 193-200.
3. Бондаренко Д.Н. Автоматизация управления транзисторными генераторами для индукционного нагрева / Д.Н. Бондаренко, С.В. Дзлиев, Ф.В. Чмиленко // *Актуальные проблемы теории и практики индукционного нагрева (АРИН-2005)*”. Материалы международной научно-технической конференции. – Санкт-Петербург, 2005. – С. 370-378.
4. Тонкаль В.Е. Вентильные преобразователи переменной структуры / В.Е. Тонкаль, В.С. Руденко, В.Я. Жуйков и др. – Киев: Наук. думка, 1989. – 336 с.: ил.
5. Васильев А.С. Система автоматизированного исследования схем силовой электроники / А.С. Васильев, С.В. Дзлиев, С.А. Федосин, Ю.И. Блинов // *Техническая электродинамика*. – 1985. – №1. – С. 3-6.
6. Карлащук В.И. Электронная лаборатория на IBM PC. – М.: Салон-Р, 1999. – 590 с.: ил.
7. Герман-Галкин С.Г. Компьютерное моделирование полупроводниковых систем в MATLAB 6.0: Учебное пособие. – СПб.: КОРОНА принт, 2001. – 320 с.: ил.
8. Бессонов Л.А. Теоретические основы электротехники: Электрические цепи. Учебник для студентов электротехнических, энергетических и приборостроительных специальностей вузов. – 7-е изд., перераб и доп. – М.: Высш. школа, 1978. – 528 с.: ил.

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

*к.т.н. Полилов Е.В.,  
Руднев Е.С.,  
Батрак А.М.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ПРАКТИЧЕСКАЯ РЕАЛИЗАЦИЯ И ИССЛЕДОВАНИЕ РАЗРЫВНЫХ АЛГОРИТМОВ УПРАВЛЕНИЯ СИНХРОННЫМИ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЯМИ**

*Показано можливість створення універсального стенду для практичної реалізації та дослідження нових релейно-робастних алгоритмів керування функціонально й параметрично невизначеними електромеханічними системами на базі електроприводу змінного струму. На програмному рівні реалізовано розривні керування для управління синхронної машини зі збудженням від постійних магнітів при живленні від перетворювача частоти Sinamics s120.*

***Ключові слова:** розривне керування, ковзний режим, синхронний електропривод.*

*Показана возможность создания универсального стенда для практической реализации и исследования новых релейно-робастных алгоритмов управления функционально и параметрически неопределёнными электромеханическими системами на базе электропривода переменного тока. На программном уровне реализованы разрывные алгоритмы для управления синхронной машиной с возбуждением от постоянных магнитов при питании от преобразователя частоты Sinamics s120.*

***Ключевые слова:** разрывное управление, скользящий режим, синхронный электропривод.*

**Введение.** Современные требования к качеству готовой продукции и снижение затрат на её изготовление ставят новые задачи при проектировании систем управления технологическими процессами. Значительным резервом относительно выполнения этих требований, например, в металлургических технологических процессах является разработка и построение оптимальных электромеханических систем, обеспечивающих необходимые характеристики технологического оборудования. В первую очередь необходимо обеспечить функционирование технологического объекта в заданной точке или отработку заданной тахограммы движения, которые являются



оптимальными с точки зрения сформированного критерия качества, в условиях действия как детерминированных, так и случайных возмущений, формирование необходимых динамических характеристик в различных режимах работы при наличии существенных нелинейностей и значительных изменений параметров, а также взаимных воздействий между отдельными подсистемами. Современная постановка задачи формирования динамики и статики электромеханических систем включает также и требования к инвариантности и робастности замкнутых систем относительно параметрических и координатных возмущений, характерных различным технологическим процессам. Эти задачи существенно усложняются при неполноте информации об объекте и изменении его параметров во времени.

Известно, что преднамеренная организация скользящих режимов в структурах систем управления, в том числе и различными электромеханическими объектами, позволяет обеспечить высокое качество процесса управления, инвариантность к внешним возмущениям, малую чувствительность к изменению динамических свойств объекта управления. Развитие теории систем с разрывными управлениями применительно к такому классу нелинейных систем позволяет разработать методы синтеза законов управления посредством преднамеренной организации скользящих режимов для данного конкретного класса систем с учетом их особенностей, то есть максимально использовать его особенности для достижения поставленных задач управления. Применительно к перспективным трехфазным автоматизированным синхронным электроприводам это означает обеспечение высокого качества управления, полное использование ресурса управления и связанное с этим близкое к предельному быстродействие системы управления, инвариантность к внешним возмущениям, малую чувствительность к изменениям динамических свойств объекта управления в сочетании с экономичностью.

На основании вышесказанного разработка новых и развитие существующих методов синтеза и анализа релейных систем управления различными электромеханическими объектами, надёжно функционирующими во всех режимах работы (в условиях действия значительных параметрических и координатных возмущений) и обеспечивающими формирование соответствующих динамических и статических характеристик системы с учётом ограничений на координаты – является актуальной проблемой. Основной задачей в рамках общей проблемы, на решение которой направлен проект, является развитие теории скользящих режимов, в том числе и скользящих режимов высших порядков путём интегрирования в них

методов робастного управления, а именно методов Н-теории,  $\mu$ -анализа и синтеза, LMI-теории (теории линейных матричных неравенств). Результаты теории необходимо использовать для синтеза систем управления, а также построения наблюдателей состояния различными функционально и параметрически неопределёнными электромеханическими объектами.

**Анализ предыдущих исследований.** Среди отечественных ученых, занимающихся исследованием различных электромеханических объектов с робастными системами управления, следует отметить проф., д-ра техн. наук Кузнецова Б.И. (УИПА, г. Харьков). В работах этой школы, в частности, рассмотрен синтез цифровых робастных систем для многоканальных электромеханических систем.

Теория скользящих режимов и применения релейных управлений в электроприводах переменного тока активно разрабатывается и проводится под руководством проф., д-ра техн. наук Садового О.В. (ДГТУ, г. Днепропетровск). Эти разработки большей частью касаются повышения точности регулирования фазовых координат приводов переменного тока, оптимизации динамических режимов и уменьшения амплитуды высокочастотных пульсаций выходных токов преобразователя. Теория скользящих режимов, в том числе и системы с переменной структурой разрабатываются выходцами бывшего СССР под руководством С.В. Емельянова, В.И. Уткина, Ю.В. Орлова и др.

Кафедра АЭМС ДонГТУ имеет значительный опыт и научные достижения в теории оптимального релейного управления электроприводами постоянного и переменного тока. На протяжении уже более сорока лет под руководством проф., д.т.н. Зеленова А.Б. разрабатываются и исследуются релейные системы управления разнообразными электромеханическими объектами. Под руководством докторанта Полилова Е.В. на кафедре активно развивается новое научное направление – разработка и исследование высокоточных релейно-робастных систем управления функционально и параметрически неопределёнными электромеханическими объектами, в частности для электроприводов переменного тока на базе синхронной машины, многомассовой электромеханической системой со сложной кинематической структурой (учёт упругих свойств связей, зазоров в механических передачах, явлений удара, автоколебаний) и т.п.

**Цель работы** (на данном этапе). Создание универсального стенда для апробирования, практической реализации и исследования новых робастных и разрывных релейно-робастных алгоритмов управления функционально и параметрически неопределёнными электромеханическими объектами.

**Материал и результаты исследования.** Далее показана возможность практической реализации разрывных алгоритмов для управления синхронной машины с возбуждением от постоянных магнитов (СМПМ) и питания от преобразователя частоты серии Sinamics s120 концерна Siemens, являющегося ключевым элементом созданной лабораторной установки ( рисунок 1).

В состав силовой/аппаратной части установки входят:

- синхронный серводвигатель с возбуждением от постоянных магнитов номинальной мощностью 1,5 кВт и частотой вращения 3000 об/мин со встроенным инкрементальным датчиком (2048 имп/об);
- выпрямительный модуль Smart Infeed;
- инверторный/двигательный модуль;
- блок управления CU320 частотным преобразователем и базовая панель оператора BOP20;
- линейный реактор, коммутационная аппаратура, силовой кабель и кабели связи, блоки питания управляющей электроники;
- программируемый контроллер s7-300, офисный ПК на базе процессора Intel, модуль связи MPI-USB.



Рисунок 1 – Преобразователь Sinamics s120, входящий в состав созданной универсальной лабораторной установки

Отличительной особенностью лабораторной установки является возможность реализации алгоритмов управления в системе регулирования преобразователем практически любой сложности и *исключительно на программном уровне*. Существующая система управления преобразователем реализована программно в блоке управления CU320 и для пользователя она мнемонически представлена в виде схем, построенных из функциональных блоков с изменяемыми параметрами и системы связи между этими блоками [1]. Для того чтобы читателю оценить сложность внутренней структуры существующей системы управления преобразователем, авторам достаточно упомянуть, что только общее число изменяемых параметров в базовой прошивке текущей версии уже превышает десять тысяч! И это та плата, за счёт которой достигается максимальная гибкость и универсальность преобразователей этой серии – выбирая лишь на программном уровне в ходе параметрирования необходимые законы регулирования (скалярный, векторный или серво), могут быть реализованы системы слежения и позиционирования, системы стабилизации скорости, системы регулирования с внешним технологическим регулятором и т.п.

Реализация разрывных алгоритмов управления синхронной машиной с возбуждением от постоянных магнитов на базе созданной лабораторной установки стала возможной благодаря технологии программирования DCC (Drive Control Charts) [2, 3], используемой исключительно в этой серии преобразователей, а также технологии т.н. свободных функциональных блоков [4]. Программирование, а точнее реализация той или иной структуры в систему регулирования преобразователем осуществляется на интуитивно понятном языке в графической форме. Иными словами, пользователю предоставляется достаточно мощный инструмент, позволяющий изменять структуру системы управления преобразователем в каждом конкретном случае и в соответствии с поставленными задачами. Как результат, на рисунке 2 представлен вариант реализации релейных регуляторов скорости в двух фазовых пространствах, а именно, в фазовых пространствах исходных и канонических координат. Единственным ограничением данной технологии является то, что величина такта расчёта DCC структур в CU320 составляет 1 мс, в то время как такт расчёта контуров системы управления в режимах Servo и Vector напрямую зависит от устанавливаемой частоты ШИМ инвертора и требуемой точности поддержания координат электропривода. Так, например, для частоты ШИМ в 16 кГц такт расчёта контуров базовой системы управления составляет 62,5 мкс. Максимальная частота ШИМ для прошивки CU320 последней версии – составляет 32 кГц, таким образом, в случае необходимости, может быть достигнут и в два раза меньший такт.

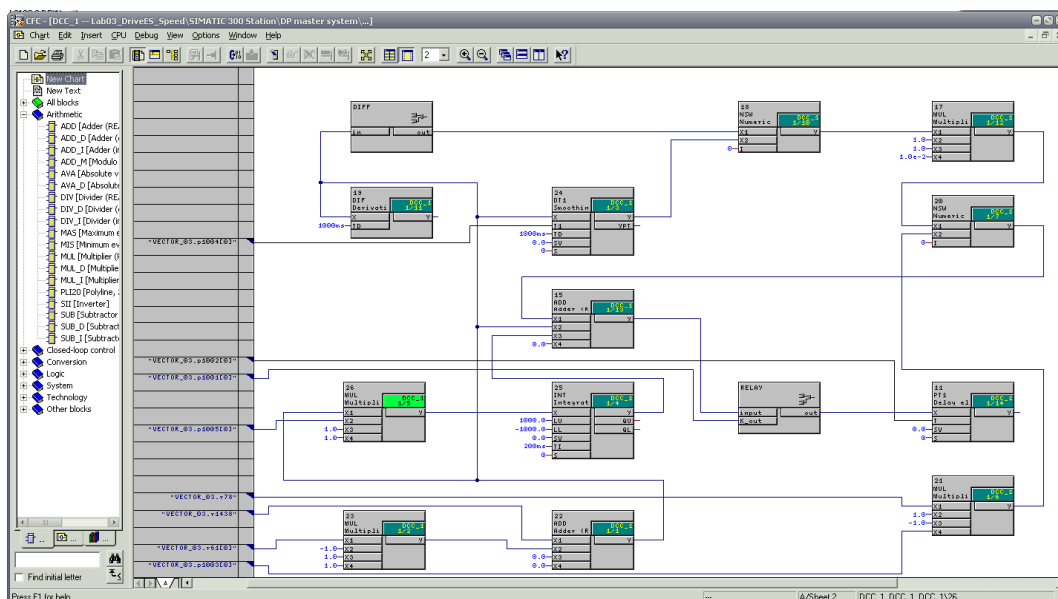


Рисунок 2 – Редактор DCC с программно реализованными релейными РС

При практической реализации разрывных управлений нами учтён тот факт, что САР скорости СМППМ уже содержит внутренний контур регулирования  $q$ -составляющей статорного тока. В базовой прошивке преобразователя этот контур реализован с пропорционально-интегральным регулятором. Изменить структуру этого регулятора, в том числе и алгоритмы переключения силовых ключей инверторной части доступными пользователю программными средствами не представляется возможным. Поэтому принято решение о реализации разрывного алгоритма лишь в канале регулирования скорости без изменения структуры регулятора  $q$ -составляющей статорного тока и алгоритмов переключения силовых ключей инвертора. На самом деле, во-первых, это позволяет упростить конечный алгоритм релейного регулятора скорости, поскольку снижается порядок объекта управления (контур тока оптимизирован, в результате чего скомпенсирована электромагнитная постоянная времени), во-вторых, отпадает необходимость в «стыковке» разрывных управлений и имеющихся алгоритмов управления силовыми ключами (в инверторе разработчиками реализован т.н. Space Vector Modulation метод), оптимизированных под линейные законы изменения управляющего воздействия, в-третьих, ввиду того, что частота ШИМ есть конкретная величина, определяемая пользователем программно – это позволяет ограничить на допустимом уровне величину коммутационных потерь в силовых ключах, чего невозможно сделать при «прямом» разрывном управлении, поскольку частота скользящего режима теоретически ничем не ограничена, а точнее, не может быть контролируемо изменена.

Итак, в соответствии с методом релейно-модального управления [5, 6] алгоритм релейного регулятора скорости СМППМ в фазовом пространстве исходных координат:

$$U(\boldsymbol{\eta}) = -\text{sign}[\boldsymbol{\delta}^T \boldsymbol{\eta}], \quad (1)$$

где  $\mathbf{p} = [1 \quad p \quad \dots \quad p^{n-1}]$  – оператор дифференцирования;

$\boldsymbol{\delta}^T = \mathbf{k}^T \mathbf{M}^{-1}$  – вектор коэффициентов обратных связей;

$\mathbf{k}^T = [k_1 \quad k_2 \quad \dots \quad k_n]$  – вектор коэффициентов релейного регулятора в фазовом пространстве канонических координат электропривода, определяемый на основе желаемого характеристического полинома (ХП)  $(n-1)$ -й степени:

$$H_{\text{ж}}(p) = p^{n-1} + A_{n-2}\omega_0 p^{n-2} + \dots + \omega_0^{n-1}, \quad (2)$$

$$\begin{cases} k_n = 1; k_{n-1} = A_{n-2}\omega_0; k_{n-2} = A_{n-3}\omega_0^2; \\ \dots \\ k_2 = A_1\omega_0^{n-2}; k_1 = \omega_0^{n-1}; \end{cases} \quad (3)$$

где  $A_1, \dots, A_{n-2}$  – коэффициенты желаемого ХП [7, 8];

$\omega_0$  – среднегеометрический корень, закладываемый при синтезе релейно-модальной САР (РМСАР);

$\mathbf{M}$  – преобразующая матрица, которая может быть определена на основе матрицы управляемости  $\mathbf{R} = [\mathbf{b} \mid \mathbf{A}\mathbf{b} \mid \dots \mid \mathbf{A}^{n-1}\mathbf{b}]$  и коэффициентов характеристического полинома системы  $\det[p\mathbf{E} - \mathbf{A}] = g_n p^n + \dots + g_1 p + g_0$  в виде:

$$\mathbf{M} = \mathbf{R} \begin{bmatrix} g_1 & g_2 & \dots & g_{n-1} & g_n \\ g_2 & g_3 & \dots & g_n & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ g_{n-1} & g_n & \dots & 0 & 0 \\ g_n & 0 & \dots & 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad (4)$$

$\mathbf{A}$ ,  $\mathbf{b}$  – матрица динамики объекта управления и вектор-столбец коэффициентов управления.

Структурная схема РМСАР, синтезированной в фазовом пространстве исходных координат для объекта управления  $n$ -го порядка, представлена на рисунке 3. Здесь пунктиром показаны интегральные связи, которые при необходимости на этапе синтеза могут быть введены в исходное математическое описание объекта управления для придания системе  $(r+1)$ -го порядка астатизма по задающему ( $r$ -го по возмущающему) воздействиям. Отметим, что вектор  $y^*$  задающих воздействий формируется задатчиком траекторий движения с заданным характером изменения регулируемой координаты, собранный нами в виде подсистемы с использованием технологии DCC.

Результаты исследования электропривода с разрывными алгоритмами управления, реализованными при помощи технологии DCC представлены на рисунке 4. Здесь красным цветом представлен сигнал задания в контур регулирования скорости, серым – реальная скорость машины и жёлтым – сигнал рассогласования по скорости. Отметим, что вследствие достаточно длительного такта просчёта DCC структур – 1 мс, в регуляторе скорости частота скользящего режима не достигает и 1 кГц. В связи с этим и вследствие малой инерционности самой машины, внутренний подчинённый контур моментобразующей составляющей статорного тока «успевает обрабатывать» эти «медленные» изменения выходного напряжения регулятора скорости, что проявляется в т.н. «эффекте дрожания» скорости.

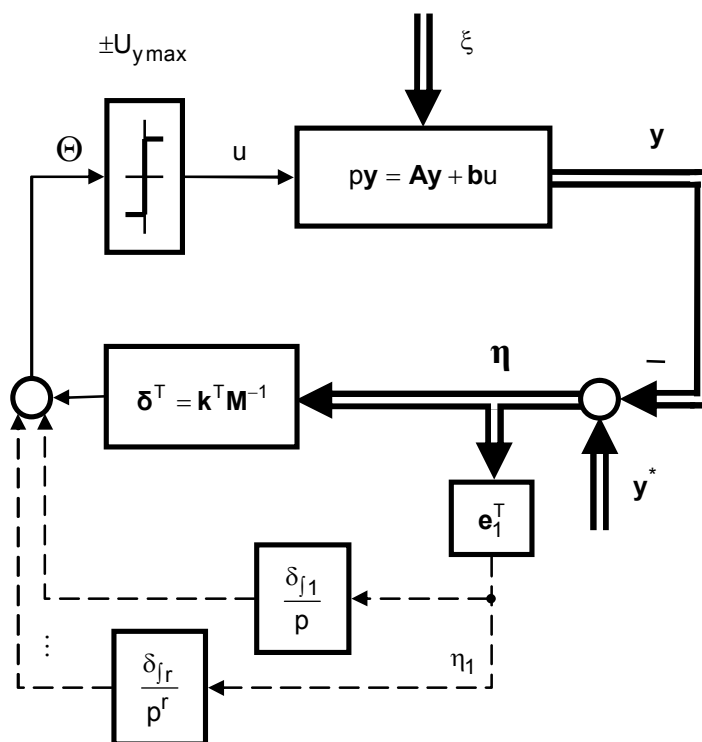


Рисунок 3 – Структурная схема РМСАР

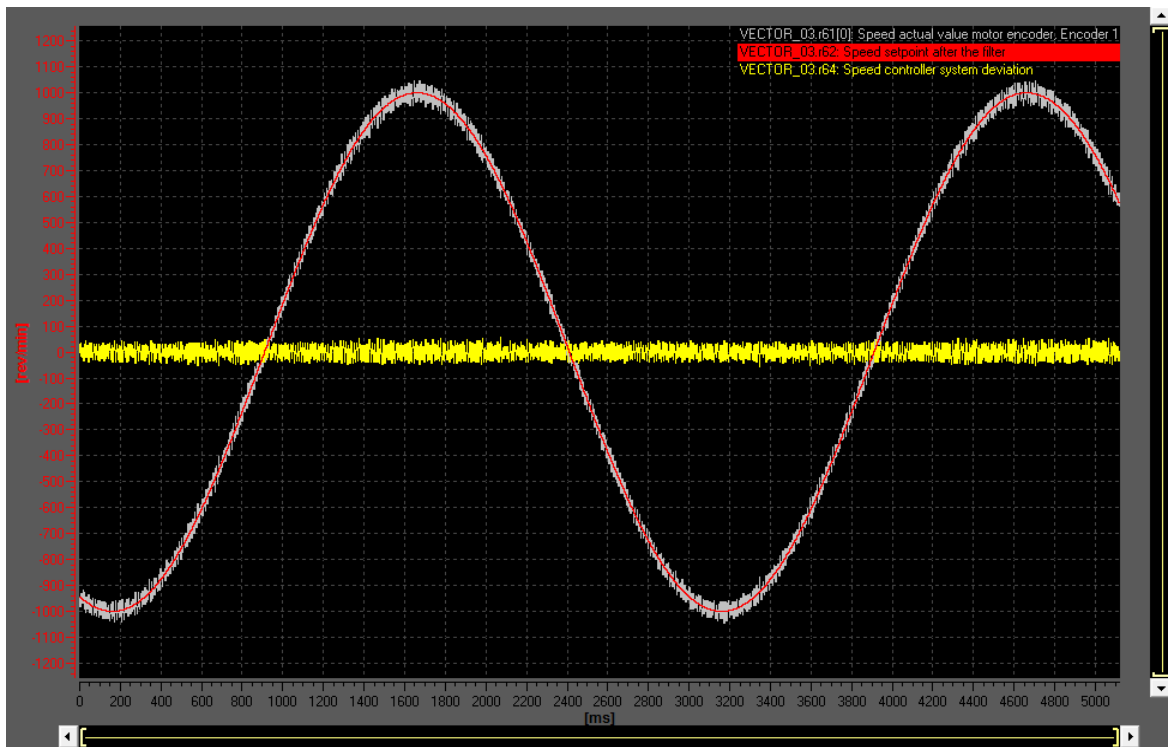
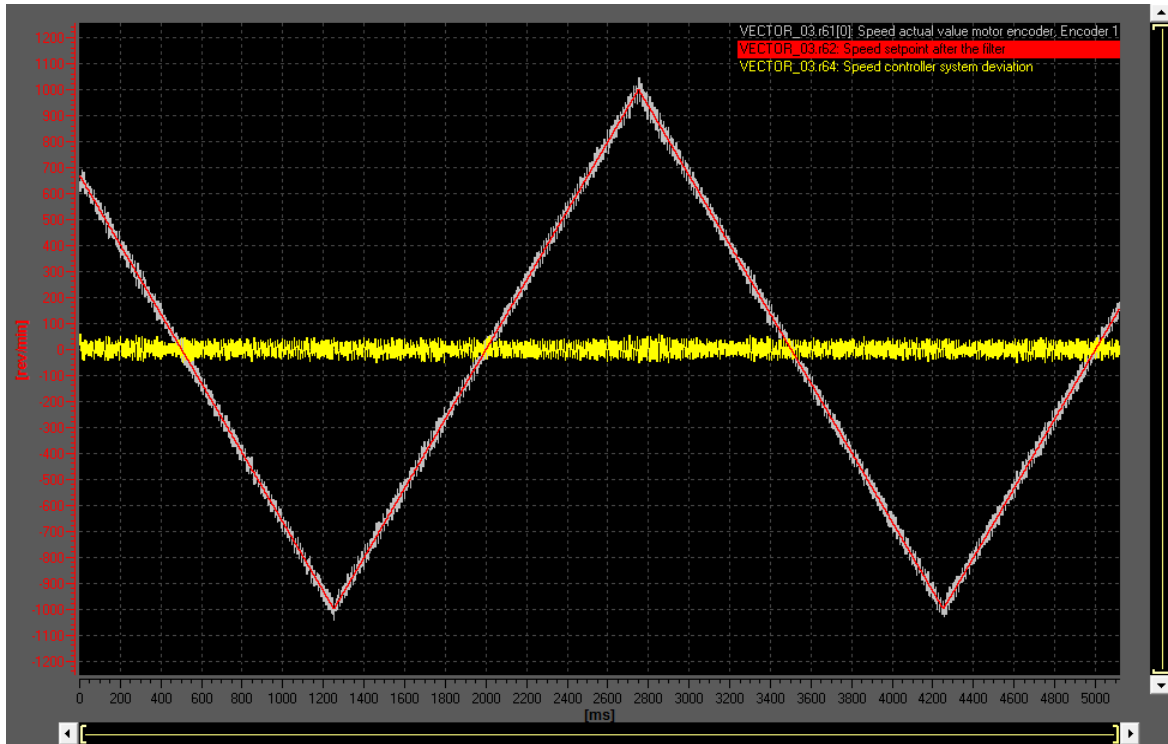


Рисунок 4 – Результаты работы электропривода с предлагаемыми разрывными алгоритмами управления (фазовое пространство естественных координат) такт просчёта DCC регулятора скорости – 1 мс



Отметим, что нам удалось реализовать релейный регулятор скорости с тактом просчёта 62,5 мкс на базе т.н. технологического регулятора, входящего в состав прошивки базового программного обеспечения. Идея, на основе которой это удалось сделать – состоит в том, что пропорциональная часть технологического регулятора была увеличена до максимального значения при ограничении выходного сигнала регулятора на заданном уровне (по сути – в контуре был реализован «бесконечный» коэффициент усиления). Следует отметить, что техническая реализация этого варианта оказалась достаточно сложна, поскольку в распоряжении у пользователя нет свободных функциональных блоков прошивки с желаемым тактом просчёта, которые можно было бы задействовать для реализации заданного алгоритма, а в этом есть необходимость, поскольку, как видно из выражения (1) подсигнатурная функция значительно отличается от типового ПИД-закона регулирования, реализованного в технологическом регуляторе. Техническая сторона этого вопроса может быть интересна лишь узкому кругу специалистов и выходит за рамки данной статьи. Обсуждение возможности реализации разрывных алгоритмов, основные результаты, полученные в экспериментальной установке авторами вынесены в соответствующем топике на форуме сайта департаментов «Промышленная автоматизация» и «Технологии приводов» Siemens-Россия, адрес в сети Internet: <http://automation-drives.ru/forum/> (тема – Sinamics s120 и DCC в разделе Приводная техника, преобразователи переменного тока).

Результаты работы электропривода с реализованными релейными алгоритмами на базе технологического регулятора представлены на рисунках 5, 6. Из графиков видно, что за счёт столь значительного уменьшения времени такта в релейных регуляторах, в системе практически в несколько раз уменьшился «эффект дрожания» скорости, повысилась точность отработки заданных тахограмм движения электропривода. Отметим, что за счёт максимального приближения технологического регулятора к чистой знаковой функции (за счёт уменьшения величины ограничения выходного сигнала и последующего его умножения на большую величину) нам удалось на порядок улучшить результаты. Частота скользящего режима в контуре регулирования скорости при этом около 10 кГц. Как следует из рисунка 5 ошибка регулирования скорости снижена более чем на порядок, и точность воспроизведения заданной траектории превосходит наилучшие результаты, которые могут быть получены при работе преобразователя в Servo-режиме с импульсным датчиком скорости для базовой прошивки CU320, представленные на рисунке 7.

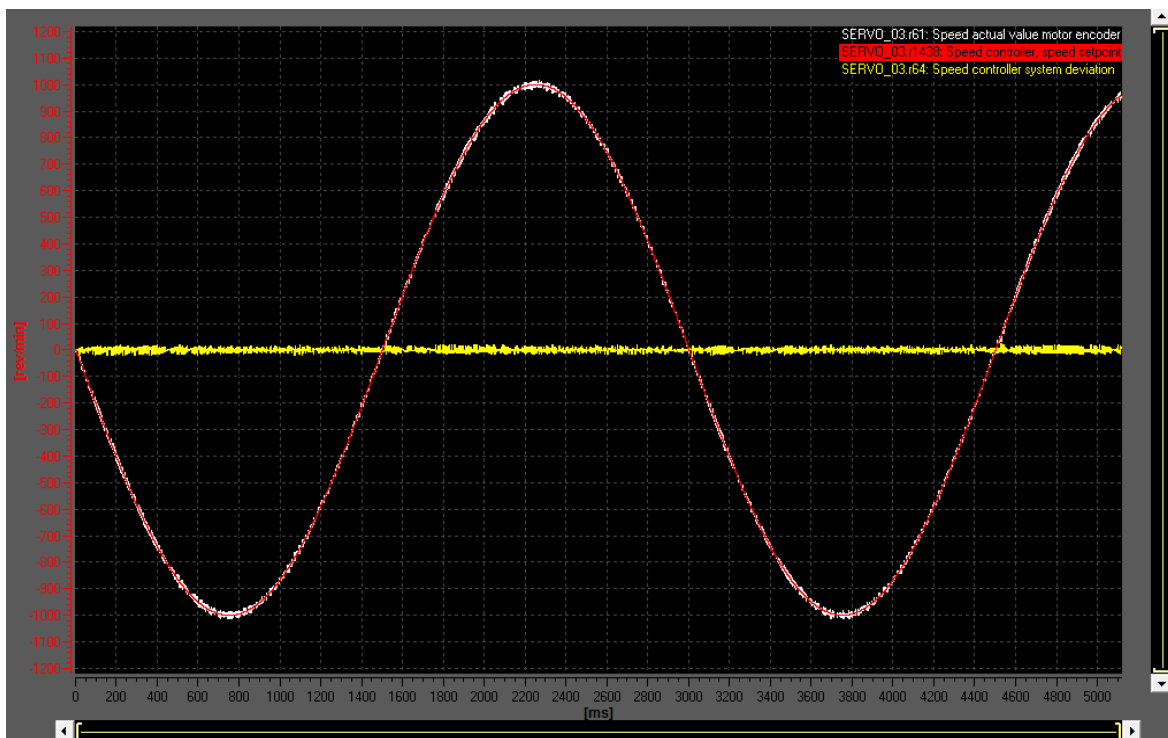
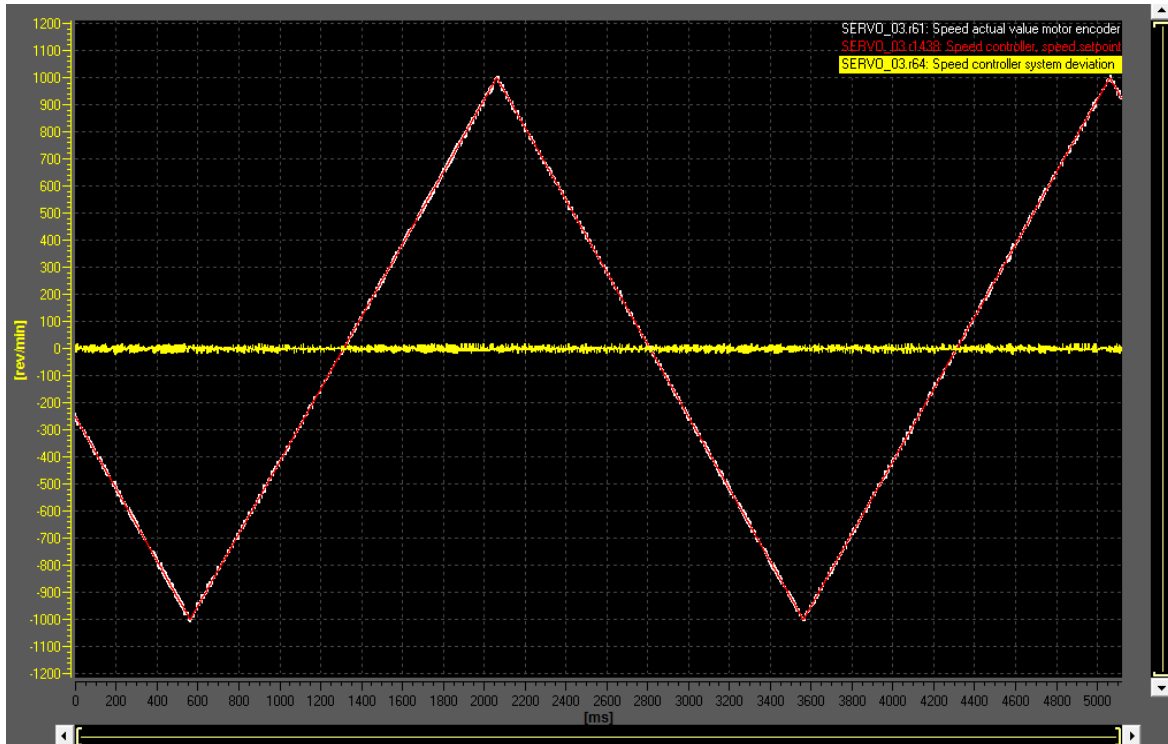


Рисунок 5 – Результаты работы электропривода с предлагаемыми разрывными алгоритмами управления (фазовое пространство естественных координат) такт просчёта контуров регулирования – 62,5 мкс

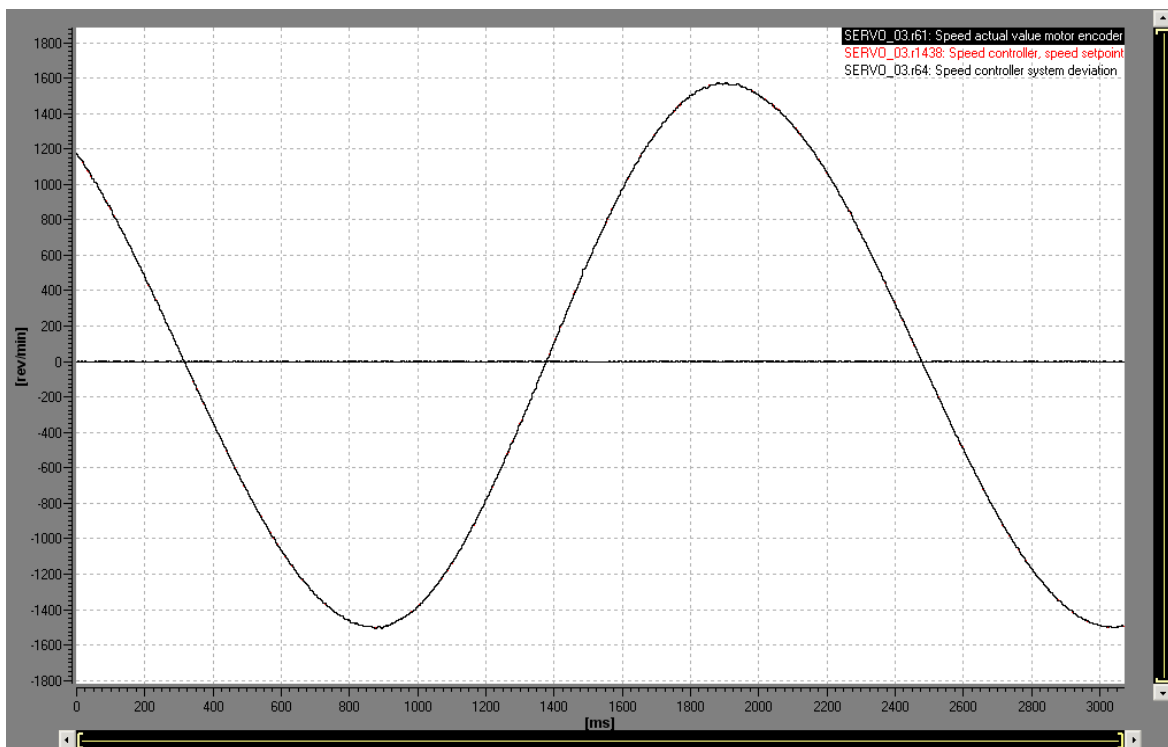
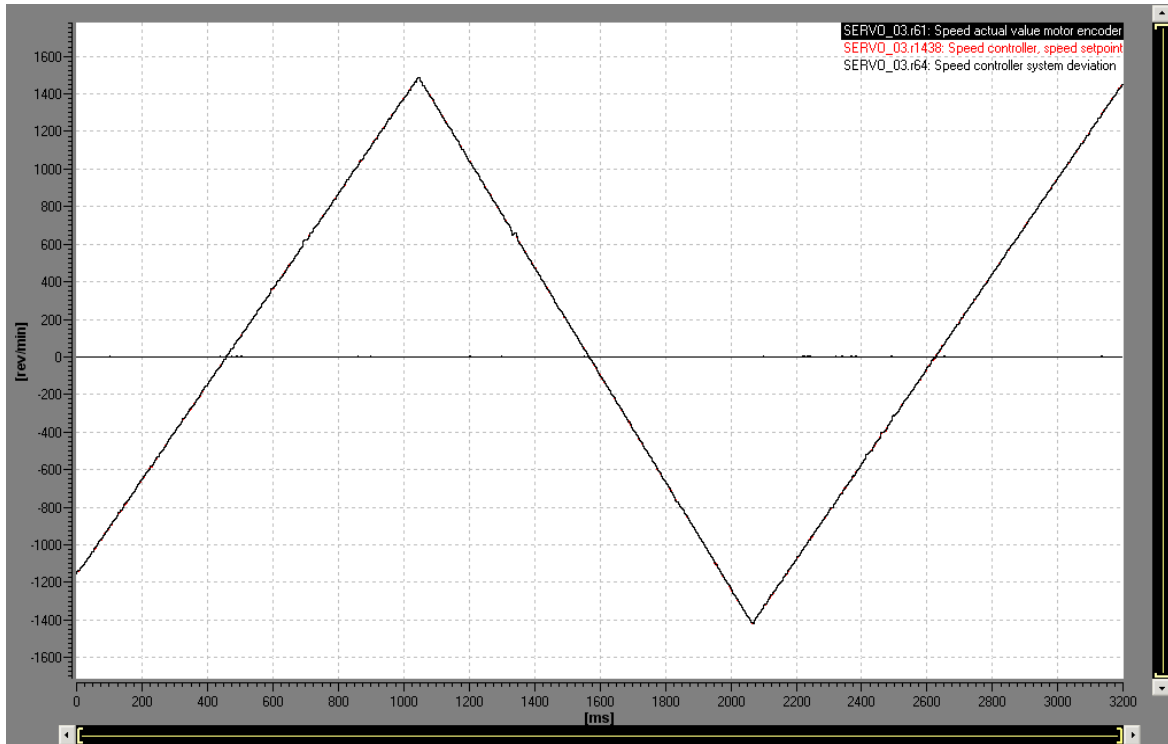


Рисунок 6 – Результаты работы электропривода с предлагаемыми разрывными алгоритмами управления (фазовое пространство естественных координат) такт просчёта контуров регулирования – 62,5 мкс

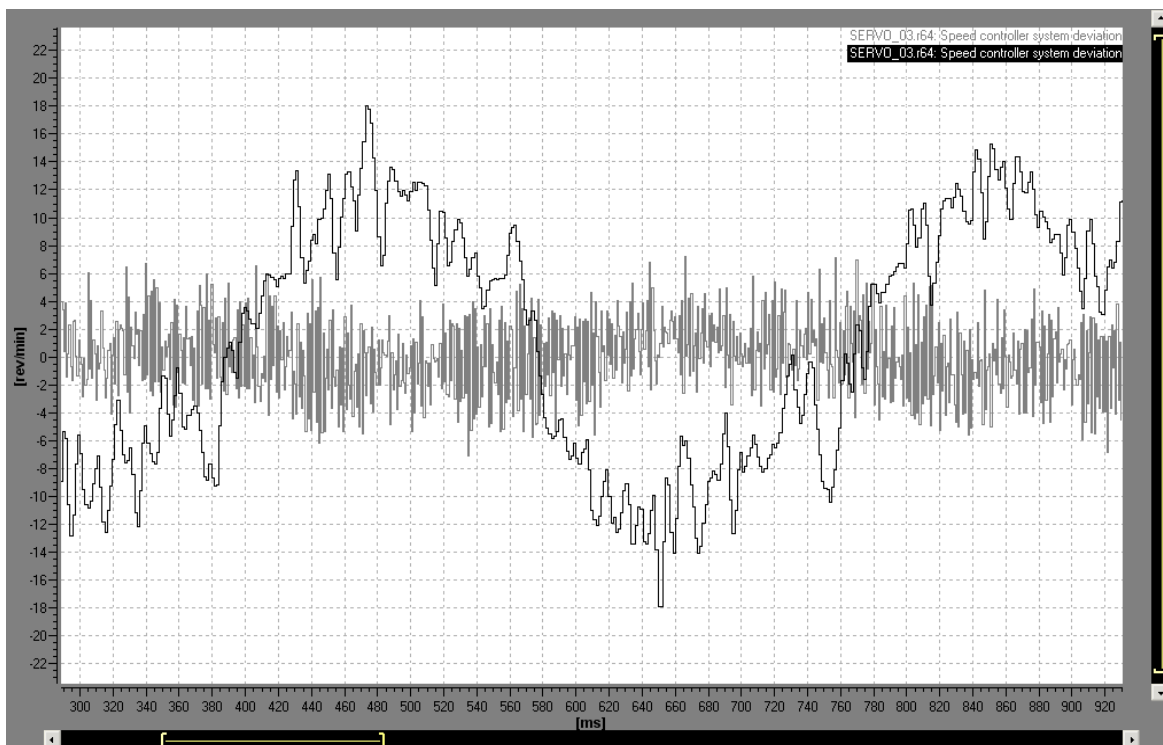
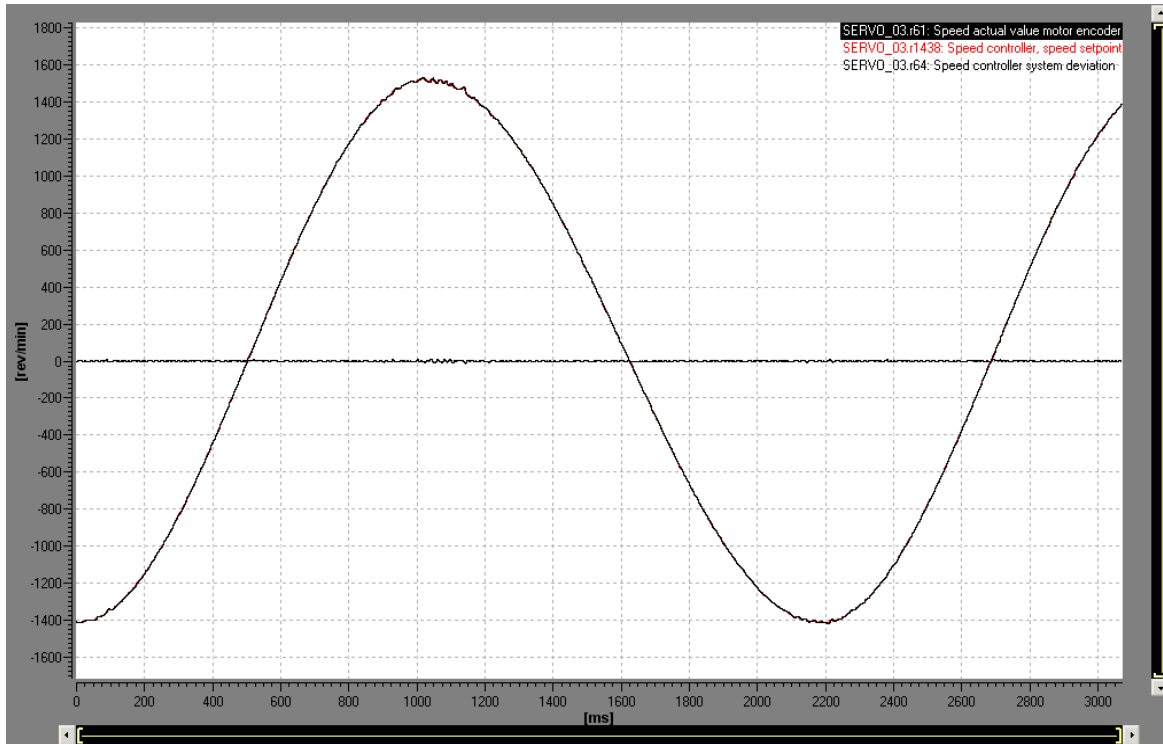


Рисунок 7 – Результаты работы электропривода  
 в Servo-режиме с базовыми регуляторами такт просчёта контуров регу-  
 лирования – 62,5 мкс

**Выводы.** Создан универсальный стенд для апробирования, практической реализации и исследования новых релейно-робастных алгоритмов управления функционально и параметрически неопределёнными электромеханическими объектами. Предложены и реализованы в реальном железе разрывные алгоритмы релейного векторного управления синхронными машинами, проведены экспериментальные исследования работы электропривода в режиме слежения за заданной траекторией. Результаты экспериментов в системах с синтезированными разрывными алгоритмами управления значительно превосходят наилучшие результаты, которые могут быть получены, например, в новейших высокоточных электроприводах переменного тока серии Sinamics s120 известного мирового лидера по продаже электротехнического оборудования концерна Siemens. Это открывает широкие возможности при модернизации действующих электроприводов с данными преобразователями частоты путём их «безболезненного» перепрограммирования. Особенностью созданной лабораторной установки является возможность реализации в системе регулирования преобразователя частоты алгоритмов управления практически любой сложности и исключительно на программном уровне, что немаловажно в учебном процессе. Лабораторная установка уже используется как полигон для апробации новых алгоритмов управления при подготовке аспирантов и магистров, а также при проведении практических и лабораторных работ по дисциплинам «Комплектные электроприводы» и «Системы оптимального и векторного управления электроприводами» при подготовке специалистов и магистров специальности 7.092203 и 8.092203 «Электромеханические системы автоматизации и электропривод».

#### **Библиографический список**

1. *SINAMICS S120/S150 List Manual. Edition: 11/2009.*
2. *SINAMICS/SIMOTION DCC editor Description. Programming and Operating Manual. Edition: 10/2008.*
3. *SINAMICS/SIMOTION Description of the standard DCC blocks. Function Manual. Edition: 10/2008.*
4. *SINAMICS Free function blocks. Function Manual. Edition: 11/2009.*
5. Зеленов А.Б. Синтез та цифрове моделювання систем управління електроприводів постійного струму з електромашинами, електромагнітними та імпульсними перетворювачами: Навч. посібн. / А.Б. Зеленов, І.С. Шевченко, В.П. Яблонь, М.Г. Нікітін – Алчевськ: ДонДТУ, 2007. – 373 с.
6. Полилов Е.В. Выбор характеристического полинома и исследование влияния величины среднегеометрического корня на свойства мно-

гомассовой электромеханической системы с релейно-модальным управлением / Е.В. Полилов, А.И. Мотченко, А.Г. Щёлоков, П.В. Горелов // Тематичний випуск «Проблеми автоматизованого електропривода. Теорія і практика» науково-технічного журналу «ЕЛЕКТРОІНФОРМ». – Львів: ЕКОінформ, 2009. – С.50-58.

7. Кузовков Н.Т. Модальное управление и наблюдающие устройства. – М.: Машиностроение, 1976. – 184 с.

8. Толочко О.І. Аналіз та синтез електромеханічних систем зі спостерігачами стану: Навч. посібн. – Донецьк: Норд-Прес, 2004. – 298 с.

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

*Лупанов А.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ ПОЛЕЙ ПОГРУЖНОГО ПОЛИФУНКЦИОНАЛЬНОГО ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ С КОЛЬЦЕВЫМИ ОБМОТКАМИ**

*Создана комплексная математическая модель взаимосвязанных электромагнитных и тепловых полей погружного электромеханического преобразователя (ПЭМП) с кольцевыми обмотками. Получена картина распределения температур в активной части ПЭМП.*

***Ключевые слова:** погружной электромеханический преобразователь, математическая модель, тепловое поле.*

*Створена комплексна математична модель взаємозв'язаних електромагнітних та теплових полів заглибного електромеханічного перетворювача (ПЄМП) з кільцевими обмотками. Отримана картина розподілу температур в активній частині ПЄМП.*

***Ключові слова:** заглибний електромеханічний перетворювач, математична модель, теплове поле.*

**Введение и постановка задачи.** Методика проектирования погружных полифункциональных электромеханических преобразователей отличается от методики проектирования машин стандартной конструкции [1, 2, 3] тем, что предварительно полезная мощность выбирается из соображений баланса суммы нескольких мощностей [5]:

$$P_2 = P_{\text{тепл}} + P_{\text{мех}}, \quad (1)$$

где  $P_{\text{тепл}}$ ,  $P_{\text{мех}}$  - соответственно тепловая и механическая мощность ПЭМП.

Для погружных ПЭМП электромагнитный момент является переменной величиной, поскольку сила механического сопротивления создаваемая нагрузочно - охлаждающей средой является функцией нескольких переменных, в том числе температуры, и в значительной степени изменяется при нагреве [4]. Зависимость тангенциальной силы сопротивления сдвигу описывается выражением.

$$F = \mu \cdot \frac{v_2 - v_1}{z_2 - z_1} \cdot S, \quad (2)$$

где  $F$  — тангенциальная (касательная) сила, вызывающая сдвиг слоёв жидкости относительно друг друга;  
 $S$  — площадь слоя, по которому происходит сдвиг;  
 $(v_2 - v_1)/(z_2 - z_1)$  — градиент скорости течения;  
 $\mu$  — вязкость жидкости.

Вязкость жидкости с повышением температуры уменьшается. Влияние температуры на динамический коэффициент вязкости жидкостей описывается выражением:

$$\mu = \mu_0 \cdot e^{a(t-t_0)}, \quad (3)$$

где  $\mu$ ;  $\mu_0$  - значения динамического коэффициента вязкости соответственно при температуре  $t$  и  $t_0$  градусов  $^{\circ}\text{C}$ ;

$a$  - показатель степени, зависящий от рода жидкости.

Составляющая тепловой мощности в некоторых рабочих режимах является преобладающей над механической (например, в режиме «стоянки под током», при низких частотах вращения), поэтому актуальной задачей на этапе проектирования является прогнозирование максимальной температуры пазов пакета статора и изоляции обмотки.

**Цель работы:** получение картины распределения теплового поля в сечении активной части ПЭМП в результате решения взаимосвязанной электромагнитной и тепловой математической модели.

Основным методом исследования является метод конечных элементов реализованный в пакете Comsol Multiphysics 3.4.

Объектом исследования является математическая модель погружного ПЭМП с совмещенными обмотками (кольцевого и барабанного типов). Конструктивная схема ПЭМП представлена на рисунке 1.

**Изложение материала.** Решения взаимосвязанных задач электромагнитного и теплового поля ПЭМП с совмещенными обмотками требует наличия мощной вычислительной техники, наличия экспериментальных данных для задания адекватных граничных и начальных условий математической модели.

В общем виде дифференциальное уравнение электромагнитного поля в частных производных относительно векторного магнитного потенциала имеет следующий вид [5]:



$$\frac{1}{\mu} \Delta \vec{A} - \gamma \frac{\partial \vec{A}}{\partial t} + \gamma (\vec{v} \times \text{rot} \vec{A}) = -\vec{J}_{\text{стор}} , \quad (4)$$

где  $\mu$  и  $\gamma$  магнитная проницаемость и электропроводность участков среды в пределах расчетной области;

$\vec{J}_{\text{стор}}$  - значение плотности тока, вызванной сторонними ЭДС;

$\vec{v}$  - скорость движения электропроводного тела относительно источника магнитного поля.

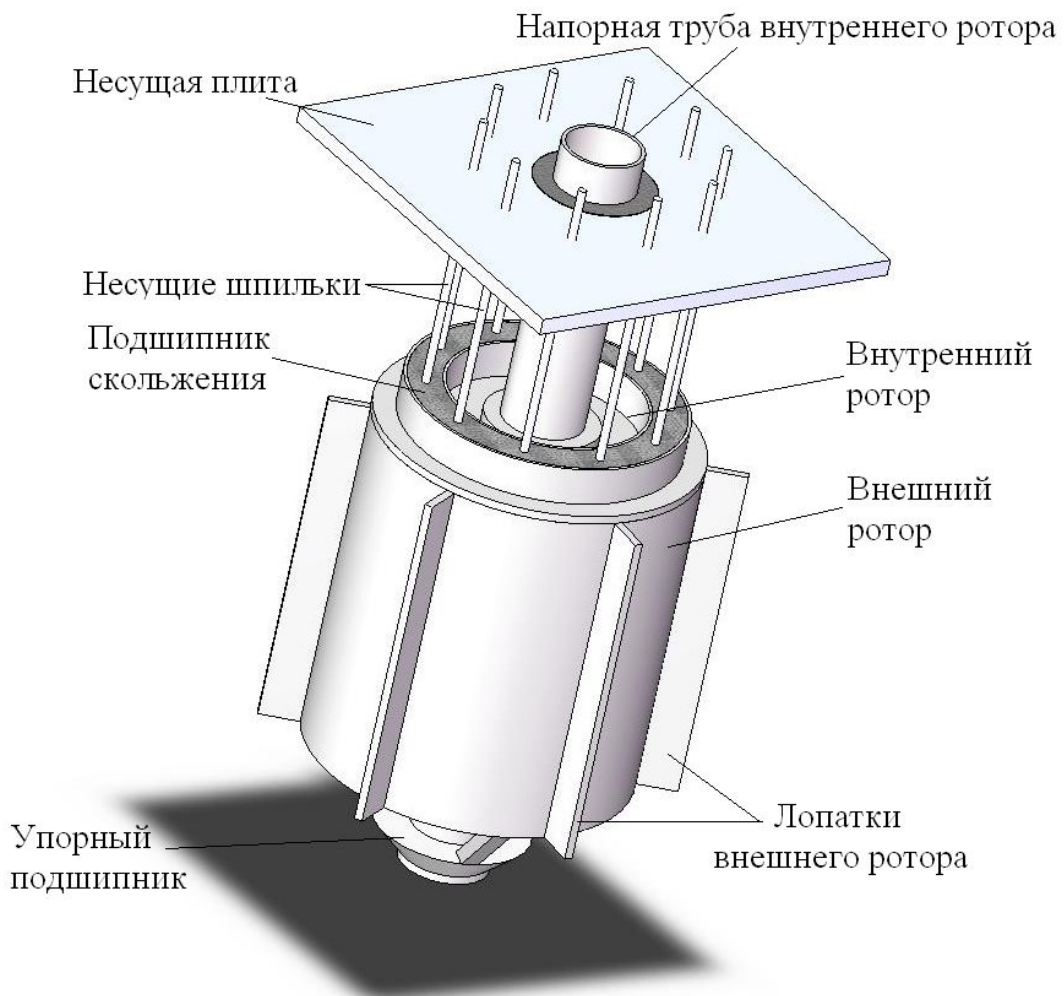


Рисунок 1 – Конструктивная схема погружного ПЭМП

Уравнения электромагнитного поля дополняются граничными условиями – нулевым значением векторного магнитного потенциала или его нормальной производной на внешних границах расчетной области, отображающей активную зону ПЭМП. Такими границами для погружного ПЭМП являются – внешние поверхности коаксиального массив-

ного ротора( $G_1$  и  $G_2$ )(см.рис. 2). На этих поверхностях задаются однородные граничные условия первого рода[5]

$$A(x, y, t)|_{G_1, G_2} = 0, \quad (5)$$

Задание граничного условия (5) эквивалентно принятию допущения об отсутствии магнитных потоков рассеяния во внешнее пространство через рассматриваемые границы.

При решении нестационарного полевого уравнения необходимо задать начальные условия – значения искомой функции внутри области в начальный расчетный момент времени  $t_0$ :

$$A(x, y, z, t)|_{t=t_0} = A_0(x, y, t_0). \quad (6)$$

При анализе характерных для погружных ПЭМП динамических процессов, например пуска, обычно задается однородное начальное условие  $A_0(x, y, t_0) = 0$ .

Для определения индуцированной в роторе плотности тока может быть использовано следующее выражение, вытекающее из первого уравнения системы уравнений Максвелла:

$$J_z = rot_z H = \frac{1}{\mu} \left( \frac{\partial B_y}{\partial x} - \frac{\partial B_x}{\partial y} \right). \quad (7)$$

После расчета поля векторного магнитного потенциала несложно найти полное магнитное потокосцепление всех фаз обмотки статора по следующему выражению [6]:

$$\psi_k = \frac{2l_a w_{II}}{S_{II}} \int_{S_A} A_z \cdot ds, \quad (8)$$

где  $S_A$  - площадь интегрирования, состоящая из суммарной площади поперечного сечения сторон всех последовательно соединенных катушек фазы, имеющих токи одного направления;

$l_a$  - активная длина статора;

$w_{II}$  - число проводников в пазу;

$S_{II}$  - площадь паза.

Определенное по выражению (8) потокосцепление включает в себя составляющие от потоков пазового и дифференциального рассеива-

ния, а также учитывает укорочение шага катушек обмотки и распределение катушек фазы по пазам, которые в классической теории электрических машин отображаются с помощью обмоточного коэффициента. Полевой метод не требует введения и использования обмоточных коэффициентов.

В каждой точке ротора удельные потери рассчитываются по выражению:

$$Q = J_z^2 / \gamma(T), \quad (9)$$

где  $\gamma$  - электропроводность материала ротора, зависит от температуры  $T$  по закону:

$$\gamma(T) = \gamma_0 / (1 + \alpha(T - T_0)), \quad (10)$$

где  $\gamma_0$  - электропроводность “холодного” ротора;

$T_0, T$  - температура окружающей среды и температура материала ротора;

$\alpha$  - температурный коэффициент.

Дифференциальное уравнение теплового поля в частных производных относительно температуры  $T$  имеет следующий вид:

$$\lambda \Delta T - c\rho \frac{\partial T}{\partial t} = Q, \quad (11)$$

где  $\lambda, c, \rho$  - соответственно теплопроводность, теплоемкость и плотность материала;

$Q$  - удельные тепловые потери, рассчитываемые по выражению (9).

В декартовых координатах для двумерной картины поля уравнение (11) переписывается в следующем виде:

$$\lambda \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} - c\rho \frac{\partial T}{\partial t} = Q. \quad (12)$$

Взаимосвязь уравнений электромагнитного и теплового полей проявляется во взаимном влиянии температуры, электропроводности, плотности вихревых токов и удельных тепловых потерь, которые отображаются в выражениях (9), (10). Также как и для уравнения электромагнитного поля для уравнения (12) задаются граничные и начальные условия. Выбор граничных условий обусловлен особенностями системы

теплоотвода от ротора ПЭМП. При построении математической модели предполагается, что основная теплопередача в нагрузочно-охлаждающую среду выделившейся в активных элементах ПЭМП тепловой энергии осуществляется путем конвективного теплообмена между нагретой поверхностью и нагрузочно-охлаждающей средой в жидком состоянии описывается выражением (13). Подобная теплопередача происходит в соответствии с законом Ньютона–Рихмана.

$$\left. \frac{\partial T}{\partial n} \right|_{G_1, G_2} = -\frac{\alpha}{\lambda}(T - T_0), \quad (13)$$

где  $\alpha$  - коэффициент теплоотдачи;

$T_0$  - температура охлаждающего воздуха.

Граничное условие (13) задается на внешних частях границ ротора  $G_1$  и  $G_2$ . С физической точки зрения наиболее адекватным является предположение о передаче всех выделившихся в роторе джоулевых потерь жидкому материалу в виде теплового потока через поверхность. Кондуктивному теплообмену в твердом состоянии, соответствует граничное условие второго рода, которое задает среднюю величину теплового потока на границах расчетных областей границ ротора  $G_1$  и  $G_2$ :

$$\begin{aligned} q_1|_{G_1} \frac{1}{R_{2n1}} \int_S Q ds &= \frac{1}{R_{2n1}} \int_{S_1} [J_{z1}^2 / (\gamma) T] ds \\ q_2|_{G_2} \frac{1}{R_{2n2}} \int_S Q ds &= \frac{1}{R_{2n2}} \int_{S_2} [J_{z2}^2 / (\gamma) T] ds \end{aligned} \quad (14)$$

где  $R_{2n1}, R_{2n2}$  - наружный радиус внешнего и внутреннего ротора;

$S$  - область интегрирования.

Такое условие часто применяется при расчетах высокотемпературных печей. Условие (13) также обуславливает взаимосвязь электромагнитной и тепловой задач.

Для повышения точности математической модели внесены функциональные зависимости температурных коэффициентов активных материалов в зависимости от температуры  $\alpha_{\text{стали}}(t)$ ,  $\alpha_{\text{меди}}(t)$ , зависимости магнитной проницаемости электротехнической стали от величины магнитной индукции  $\mu(B)$ , коэффициентов теплопроводности стали, воздуха, нагрузочно-охлаждающей среды в зависимости от температуры  $k_{\text{стали}}(t)$ ,  $k_{\text{возд}}(t)$ ,  $k_{\text{н.с.}}(t)$ . Задана функционально теплоемкость нагрузочно-охлаждающей среды в зависимости от температуры  $C_{\text{н.с.}}(t)$ .

Математическая модель погружного ПЭМП представляет половину действительной конструкции ПЭМП, поскольку конструкция ПЭМП, и процессы протекающие внутри симметричны относительно линии проходящей через центр.

Расчетная модель ПЭМП и границы на которых заданы граничные условия представлены на рисунке 2.

В математической модели подобласти 1 описывают физические свойства стальной конструкции коаксиального массивного ротора с лопатками, подобласть 2 характеризует физические свойства электротехнической стали пакета статора, подобласти 3 описывают физические свойства нагрузочно-охлаждающей среды, подобласти 4 описывают физические свойства медной обмотки, подобласти 5 характеризуют воздушные зазоры активной части ПЭМП.

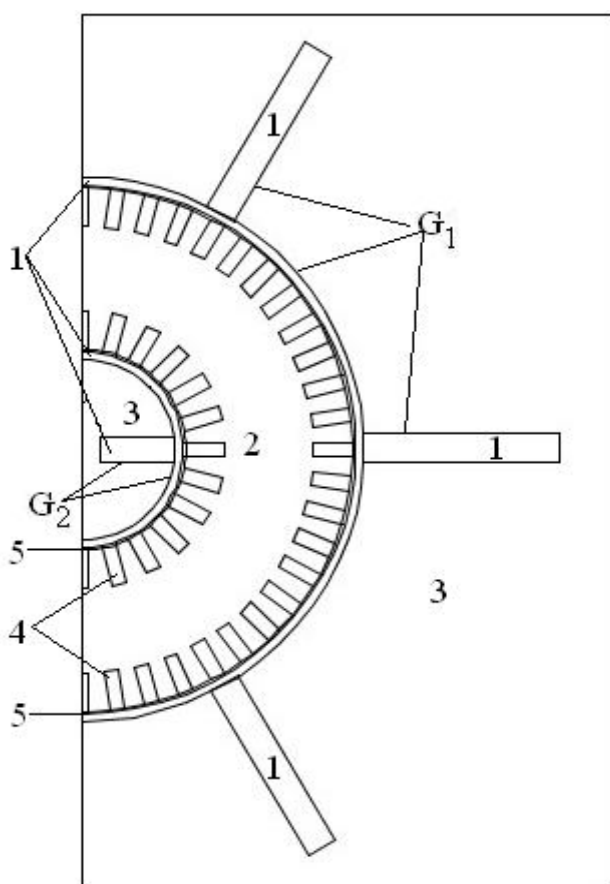


Рисунок 2 –Расчетная модель ПЭМП и границы, на которых заданы граничные условия

Картина распределения температурного поля математической модели погружного ПЭМП с совмещенными обмотками и окружающей нагрузочно-охлаждающей средой(битум), представлена на рисунке 3.

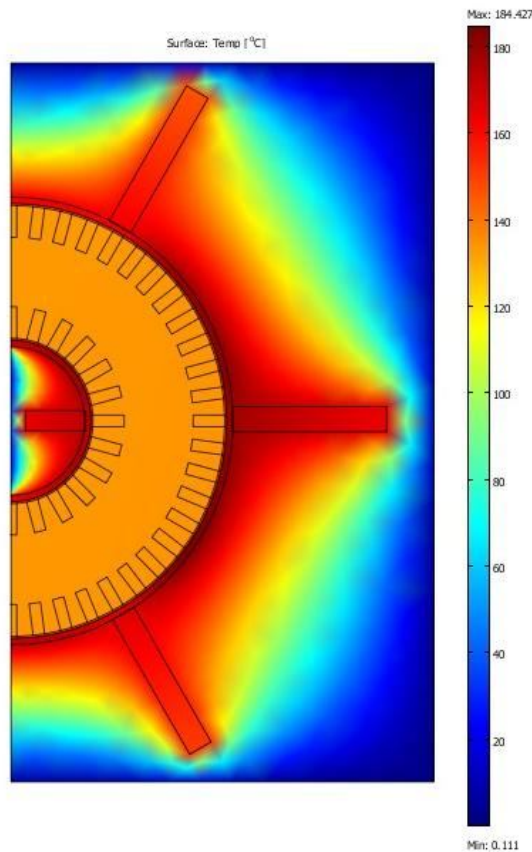


Рисунок 3 – Картина распределения температурного поля ПЭМП с окружающей нагрузочно-охлаждающей средой

В результате моделирования ПЭМП получена картина температурного поля сечения активной части погружного ПЭМП с комбинированными обмотками и окружающей нагрузочно-охлаждающей средой, в данном случае битум марки БНД 200/300. Температура вспышки данной марки битума составляет  $220^{\circ}\text{C}$  и характеризует степень огнеопасности битума при его разогреве. Предельно допустимой температуры битум в результате нагрева при помощи ПЭМП не достигает, что создает безопасный температурный коридор в технологической цепи при его переработке.

#### **Вывод.**

1. Создана комплексная математическая модель взаимосвязанных электромагнитных и тепловых полей ПЭМП с комбинированными обмотками и окружающего его обрабатываемого нагрузочно-охлаждающего материала.

2. В результате моделирования были определены максимальные значения температур пазов пакета статора ( $134^{\circ}\text{C}$ ) и нагрузочно-охлаждающей среды вблизи поверхности ротора ( $184^{\circ}\text{C}$ ). Температуры

входит в пределы достижимые классом нагревостойкости электроизоляционного материала обмотки и максимальные температуры допустимого нагрева обрабатываемого материала.

3. Дальнейшие исследования взаимосвязанных комплексных математических моделей ПЭМП должны включать изоляции обмоток и пазов для повышения точности расчетов.

4. В дальнейшем должна быть создана и исследована комплексная математическая модель торцевых зон погружного ПЭМП с комбинированными обмотками.

### **Библиографический список**

1. Копылов И.П. Математическое моделирование электрических машин / И.П. Копылов – М.: Высш. шк., 2001. – 327 с.

2. Лищенко А.И. Асинхронные машины с массивным ферромагнитным ротором / А.И. Лищенко, В.А. Лесник. – К.: Наукова думка, 1984. – 168 с

3. Куцевалов В.И. Вопросы теории и расчета асинхронных машин с массивными роторами / В.И. Куцевалов – М.: Энергия, 1966. – 302 с.

4. Вильнер Я.М. Справочное пособие по гидравлике, гидромашинам и гидроприводам / Я. М. Вильнер, Я. Т. Ковалев, Б. Б. Некрасов. Под ред. Б. Б. Некрасова.: Минск, «Вышэйш. школа», 1976. 416 с. с ил.

5. Заблодский Н.Н. Полифункциональные электромеханические преобразователи технологического назначения / Н.Н. Заблодский – Монография. – Алчевск: ДонГТУ. – 2008. – 340 с

6. Васьковський Ю.М. Польовий аналіз електричних машин / Ю.М. Васьковський: Навч. посіб. – К.: НТУУ «КПІ», 2007. – 192 с.

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

*Квасов В.А.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина, kvas\_in@mail.ru)*

## **ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛООБМЕННОЙ СИСТЕМЫ ПОЛИФУНКЦИОНАЛЬНОГО ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ С УЧЕТОМ НАГРУЗОЧНО-ОХЛАЖДАЮЩЕЙ СРЕДЫ**

*В роботі наведено чисельне моделювання процесу теплообміну поліфункціонального електромеханічного перетворювача шнекового типу, з урахуванням навантажувально-охолоджуючого середовища.*

**Ключові слова:** *поліфункціональний електромеханічний перетворювач, дисипативна енергія, процес теплообміну, метод кінцевих елементів.*

*В работе представлено численное моделирование процесса теплообмена полифункционального электромеханического преобразователя шнекового типа, с учетом нагрузочно-охлаждающей среды.*

**Ключевые слова:** *полифункциональный электромеханический преобразователь, диссипативная энергия, процесс теплообмена, метод конечных элементов.*

**Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.** Технологические процессы, связанные с переработкой сыпучих материалов (транспортировка, перемешивание, сушка) используются в различных областях промышленности, таких как угольная, нефтеперерабатывающая, биоэнергетическая и т.д. Моделирование таких процессов является актуальной задачей при внедрении новых конструкционных решений и энергосберегающих технологий. При решении задач обеспечения необходимого теплового состояния исследуемого полифункционального электромеханического преобразователя (ПЭМП), предусматривающего полное использование диссипативной составляющей энергии, структурную, функциональную и тепловую интеграцию [1], необходимо подробное знание механизма тепломассообмена в замкнутом пространстве между твердыми телами (активными элементами) и омывающим их воздухом, а также гидродинамических и теплофизических свойств перерабатываемого материала.

**Анализ исследований и публикаций.** В работе [2] представлен расчет тепловых полей в электрической машине с независимой аксиальной системой вентиляции методом конечных элементов (МКЭ), для по-



перечного сечения активной зоны двигателя. Известна также комплексная математическая модель [1], позволяющая вести исследование в расчетном поперечном сечении активной части ПЭМП электромагнитных и тепловых полей. Однако эти модели не учитывают особенности системы вентиляции, скорость и характер движения охлаждающего воздуха в характерных каналах, и зависимость теплофизических параметров охлаждающего агента от температуры. Также с помощью них невозможно проанализировать наиболее важный для ПЭМП процесс интеграции тепловой энергии в технологическую зону переработки сырья.

Известно, что уравнение теплопроводности имеет единственное решение лишь в том случае, когда определены условия теплообмена с охлаждающей средой на границе твердых тел. Это означает, что, по меньшей мере, должна быть известна скорость движения охлаждающей среды во всех каналах тракта охлаждения. Таким образом, результаты вентиляционного и гидравлического расчетов определяют граничные условия для уравнения теплопроводности [2].

Турбулентные течения характеризуются флуктуациями поля скорости. При решении уравнений Навье-Стокса, описывающих такие течения, применяется подход, основанный на использовании осредненных по времени величин.

На сегодняшний день существует большое количество моделей турбулентности. Однако ни одна из известных моделей не является универсальной для всех существующих классов инженерных задач. Выбор оптимальной модели турбулентности зависит от типа течения, специфического класса задачи, требуемой точности решения, доступных вычислительных ресурсов и т.п. Из многообразия общепризнанных моделей турбулентности можно выделить класс наиболее употребительных – RANS (Reynolds-averaged Navier-Stokes) модели, семейство  $k$ - $\epsilon$  моделей (стандартная  $k$ - $\epsilon$  модель (KES) [3], семейство  $k$ - $\omega$  моделей (SST модель [3]) и модель Спаларта-Алмараса (SA модель [3]).

$k$ - $\epsilon$  модели отличаются работоспособностью, экономичностью и приемлемой точностью.

Наиболее эффективным методом анализа электромагнитных, тепловых, гидродинамических и других полей является МКЭ, обладающим множеством достоинств при решении задач теории поля [4,5].

**Постановка задачи.** В работе приводится численное моделирование теплообменной системы полифункционального электромеханического преобразователя с учетом рабочей нагрузочно-охлаждающей среды (РНОС).

**Изложение материала и его результаты.** ПЭМП представляет собой сложную систему с внутренними источниками тепла, которая находится в неравновесном состоянии и взаимодействует с РНОС. РНОС

является не только механической нагрузкой, но и охлаждающим агентом для массивного ротора, дополнительным охлаждающим агентом в ПЭМП служит воздух, который под действием нагнетательного вентилятора омывает активные элементы, осуществляя отбор тепловой энергии от активных элементов, интеграцию и передачу ее РНОС, осуществляя таким образом ее сушку.

Провести математическое моделирование такой системы не представляется возможным, поэтому реальный ПЭМП заменяется упрощенной расчетной схемой (рисунок 1) со следующими допущениями:

- перерабатываемый материал (опилки) представлен в виде однородной пористой среды;
- мощности тепловыделений в соответствующих элементах постоянны;
- расход охлаждающего воздуха на границе каждого аксиального канала статоров делится на семь, так как двумерная модель позволяет изобразить только по два аксиальных канала двигательного и тормозного модулей, а их по 14 в каждом статоре, аналогично в аксиальных каналах ротора расход делится на 3;
- предполагается, что основная теплопередача охлаждающему воздуху выделившейся в активных элементах тепловой энергии осуществляется путем конвективного теплообмена между нагретой поверхностью и потоком охлаждающего воздуха.

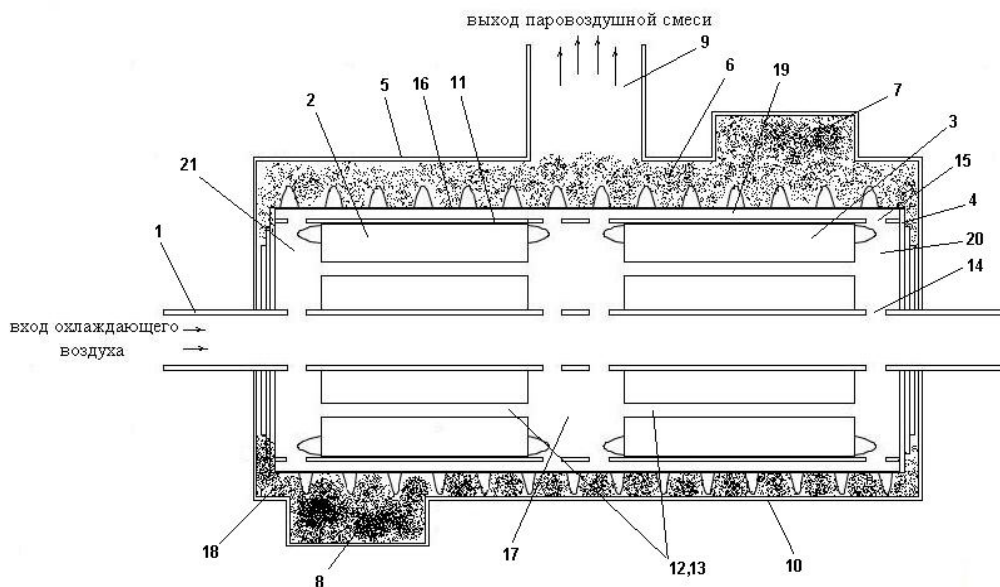


Рисунок 1 – Расчетная схема для продольного сечения ПЭМП

Данная схема включает в себя: 1– полый вал; 2– пакет статора тормозного модуля (ТМ); 3– пакет статора двигательного модуля (ДМ); 4– полый ферромагнитный ротор (ПФР) с винтовой навивкой; 5– крыш-

ка корпуса ПЭМП; 6, 18– перерабатываемый материал; 7– загрузочный патрубок; 8– выгрузочный патрубок; 9– патрубок для выхода паровоздушной смеси; 10– днище ПЭМП; 11– воздушный зазор; 12,13– соответственно аксиальные каналы статоров ДМ и ТМ; 14– радиальные каналы полого вала; 15– радиальные канала ПФР; 16– отверстия форсуночного типа в ПФР; 17– межмодульное пространство; 19– аксиальные каналы ПФР; 20, 21– зоны лобовых частей.

Практическая реализация двумерной математической модели в данной работе выполнена в рамках программно-вычислительного комплекса Comsol Multiphysics, основанного на использовании современных численных методов, а также его гидродинамического и теплообменного блоков, позволяющих определить поля потоков воздуха, распределение температур, тепловые потоки на основе теории вынужденного конвективного теплообмена.

Моделирование теплообменной системы ПЭМП без учета РНОС подробно рассмотрено в [6].

Течение жидкости или газа в пористых средах, описываются с помощью уравнений Бринкмана:

$$-\nabla \cdot \frac{\eta}{\varepsilon} \cdot (\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^T) - \left( \frac{\eta}{\varepsilon} \mathbf{u} + \nabla p - \mathbf{F} \right) = 0, \quad (1)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{u} = 0, \quad (2)$$

где  $\rho$  – плотность (кг/м<sup>3</sup>),  $\eta$  – коэффициент динамической вязкости (кг / (м\*с))  $\mathbf{u}$  – вектор скорости (м/с),  $p$  – давление (кг/(м\*с)),  $\varepsilon$  – пористость,  $k$  – проницаемость (м<sup>2</sup>),  $\mathbf{F}$  – объемная сила (Н/м<sup>3</sup>).

Граничные условия для уравнений Бринкмана такие же как и для уравнений Навье-Стокса [6].

Также в данной математической модели учтена двухпараметрическая к- $\varepsilon$  модель турбулентности, использующая осредненные по Рейнольдсу уравнения Навье-Стокса.

К- $\varepsilon$  модель описывает турбулентный поток в расчетной области. Уравнения переноса импульса и непрерывности имеют вид:

$$\rho \frac{\partial \mathbf{U}}{\partial t} - \nabla \cdot \left[ \left( \eta + \rho \frac{C_\mu \cdot k^2}{\sigma_k \cdot \varepsilon} \right) \cdot (\nabla \mathbf{U} + (\nabla \mathbf{U})^T) \right] + \rho \mathbf{U} \cdot \nabla \mathbf{U} + \nabla \mathbf{P} = 0, \quad (3)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{U} = 0, \quad (4)$$

где  $\rho$  – плотность жидкости (кг/м<sup>3</sup>),  $U$  представляет собой усредненную скорость (м/с),  $\eta$  – динамическая вязкость (Н\*сек/м<sup>2</sup>),  $P$ – давление (Па),  $k$  – энергия турбулентности (м<sup>2</sup>/сек<sup>2</sup>), а  $\varepsilon$  – скорости диссипации энергии турбулентности (м<sup>2</sup>/с<sup>3</sup>).

Уравнение турбулентной кинетической энергии определяется как:

$$\begin{aligned} \rho \frac{\partial k}{\partial t} - \nabla \cdot \left[ \left( \eta + \rho \frac{C_\mu \cdot k^2}{\varepsilon} \right) \cdot \nabla k \right] + \rho U \cdot \nabla k = \\ = \frac{1}{2} \rho \frac{C_\mu \cdot k^2}{\varepsilon} (\nabla U + (\nabla U)^T)^2 - \rho \cdot \varepsilon \end{aligned} \quad (5)$$

а скорость ее диссипации:

$$\begin{aligned} \rho \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} - \nabla \cdot \left[ \left( \eta + \rho \frac{C_\mu \cdot k^2}{\varepsilon} \right) \cdot \nabla \varepsilon \right] + \rho U \cdot \nabla \varepsilon = \\ = \frac{1}{2} \rho C_{\varepsilon 1} \cdot k \cdot (\nabla U + (\nabla U)^T)^2 - \rho \cdot C_{\varepsilon 2} \frac{\varepsilon^2}{k} \end{aligned} \quad (6)$$

Константы в этих уравнениях определяются из экспериментальных данных и приводятся в таблице 1

Таблица 1 – Значение констант для К-ε модели турбулентности

Константа	Значение
$C_\mu$	0,09
$C_{\varepsilon 1}$	1,44
$C_{\varepsilon 2}$	1,92
$\sigma_k$	1
$\sigma_\varepsilon$	1,3

Граничные условия для данного режима.

На входе в полый вал задаются:

- входная скорость  $U$ ;
- кинетическая энергия турбулентности:

$$k = \frac{3}{2} (|U| \cdot I_T)^2, \quad (7)$$

где  $I_T$  – интенсивность турбулентности;

- скорость диссипации энергии турбулентности:

$$\varepsilon = C_{\mu}^{3/4} \frac{k^{3/2}}{L_T}, \quad (8)$$

где  $L_T = \min(0.41y, 0.09\delta)$ . Здесь  $y$  – расстояние до стенки,  $\delta$  – толщина пограничного слоя.

На выходных границах задается давление и поперечные составляющие скорости, равные нулю. Кроме того, в условиях конвективного потока для турбулентных переменных предусмотрены следующие условия :

$$\mathbf{n} \cdot \nabla k = 0 \quad (9)$$

$$\mathbf{n} \cdot \nabla \varepsilon = 0. \quad (10)$$

Турбулентность вблизи твердой стенки сильно отличается от изотропной турбулентности набегающего потока. Это нужно учитывать в модели.

Логарифмические функции применяются для конечных элементов, если предположить, что расчетная область начинается на расстоянии  $\delta_w$  от реальной стены. Они также предполагают что поток параллелен стене и скорость может быть описана выражением:

$$U^+ = \frac{U}{u_{\tau}} = \frac{1}{k} \ln\left(\frac{\delta_w}{l^*}\right) + C^+ \quad (11)$$

где  $U$  – скорость потока параллельно стене;  $u_{\tau}$  – скорость с учетом трения, определяемая как

$$u_{\tau} = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}}, \quad (12)$$

где  $k$  – постоянная Кармана (около 0,42),  $C^+$  является универсальной константой для гладких стен и описана как скалярная переменная – `Cplus_chns`, равная по умолчанию 5.5 (можно изменить это значение в диалоговом окне скалярных переменных). Кроме того,  $l^*$  называется вязким масштабом длины и определяется как:

$$l^* = \frac{\eta}{\rho \cdot u_{\tau}}. \quad (13)$$

Также должно быть указано расстояние  $\delta_w$  или ее эквивалент в вязких единицах  $\delta_w^+ = \delta_w / l^*$ . Их внутренняя связь определяется:

$$\delta_w^+ = \frac{\rho \cdot C_\mu^{1/4} \cdot k^{1/2} \cdot \delta_w}{\eta}. \quad (14)$$

Логарифмические функции для стен предполагают, что поток параллелен стене, а нормальная составляющая скорости равна 0.

Граничные условия для  $k$  и  $\varepsilon$  имеют вид:

$$\nabla k \cdot \mathbf{n} = 0, \quad \varepsilon = \frac{C_\mu^{3/4} \cdot k^{3/2}}{k \cdot \delta_w}. \quad (15)$$

Изображенная на рисунке 2 сетка конечных элементов сгенерирована с помощью сеточного генератора, который автоматически сгущает конечные элементы (уменьшает их размеры) на участках области с повышенным градиентом полевой функции. И, наоборот, на участках с однородным характером распределения поля размеры элементов автоматически увеличиваются [7].

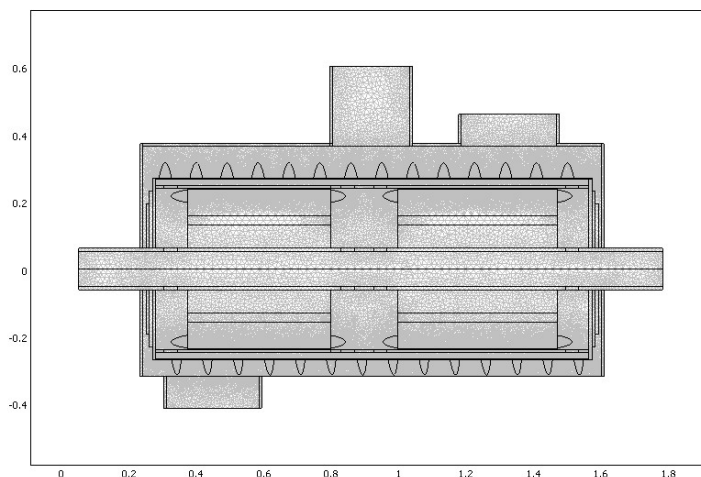


Рисунок 2 – Расчетная сетка конечных элементов

Далее представлены, полученные в результате моделирования картины распределения тепловых потоков в ПЭМП, мощностью 75 кВт, с учетом и без учета РНОС, соответственно рисунки 3 и 4, для момента времени  $t=600$  (сек.). Причем, на рисунке 3 представлено установившееся распределение температур при заштыбовке ротора (в режиме установившегося КЗ  $s = 1$ ) при условии, что нижняя часть ротора погружена в сыпучий материал с меньшей проницаемостью для воздушных потоков чем верхняя, а на рисунке 4 показано распределение температур в режиме «стоянки под током».

В данной статье рассматривается один из этапов численного моделирования ПЭМП – при неподвижном роторе.

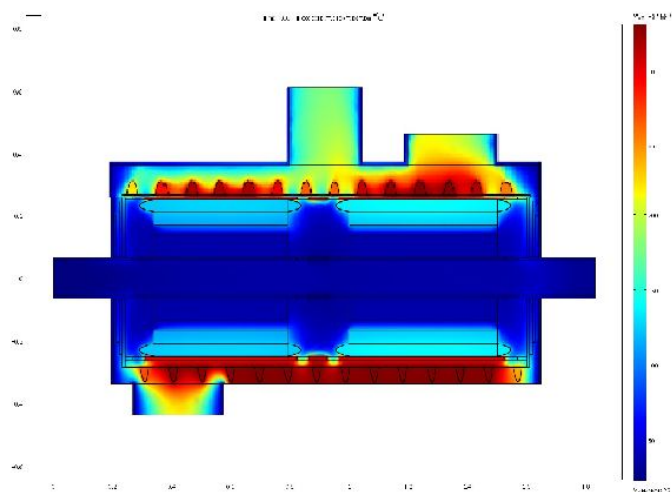


Рисунок 3 – Картина распределения тепловых потоков в ПЭМП с учетом РНОС

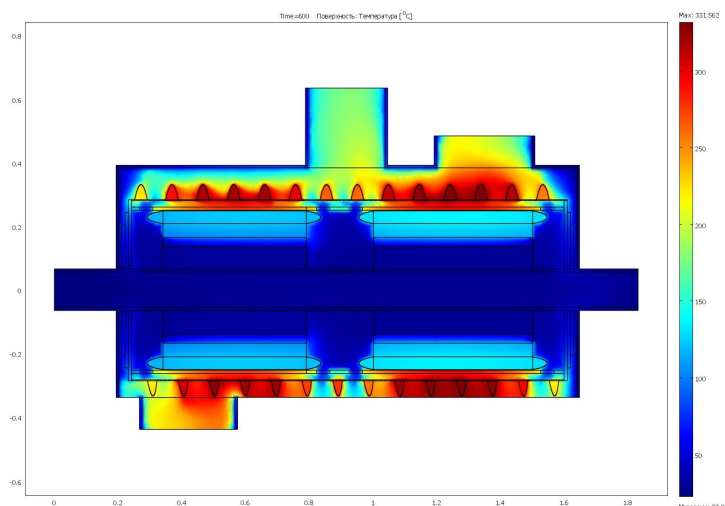


Рисунок 4 – Картина распределения тепловых потоков в ПЭМП без учета РНОС

Анализируя эти картины, мы видим, каким образом происходит распределение тепловых потоков в теплообменной системе ПЭМП. Причем, температура верхней части ротора в обоих случаях остается практически одинаковой, около  $280^{\circ}\text{C}$ . Наличие перерабатываемого материала (рисунок 3) приводит к тому, что температура в нижней части массивного ротора достигает значения  $332^{\circ}\text{C}$ . Температура обмотки статора достигает предельно допустимых значений около  $135 \dots 150^{\circ}\text{C}$ . Поэтому длительная заштыбовка ротора является недопустимой, также как и длительная «стоянка под током».

Система вентиляции, осуществляет качественный отбор тепловой энергии и реализует работу системы охлаждения так, что рабочая тем-

пература обмоток статоров остается минимально возможной для заданного режима работы.

#### **Выводы.**

1. В работе проведено численное моделирование теплообменной системы ПЭМП с учетом рабочей нагрузочно-охлаждающей среды.

2. Результаты моделирования в дальнейшем могут быть использованы для проведения оптимизационных расчетов структуры ПЭМП как теплообменной системы с внутренними источниками тепловой энергии при выполнении всех предназначенных для преобразователя функций.

3. Длительная заштыбовка ротора является недопустимой, также как и длительная «стоянка под током», т.к. это приводит к достижению предельно допустимых температур обмотками статоров модулей ПЭМП.

4. Дальнейшие исследования должны быть направлены на изучение теплообменной системы ПЭМП с учетом движения ротора и перерабатываемого материала, т.е. в режиме нормальной его работы.

#### **Библиографический список**

1. *Заблодский Н.Н. Полифункциональные электромеханические преобразователи технологического назначения. – Монография. – Алчевск: ДонГТУ. – 2008. – 340 с.*

2. *Гайденко Ю.А. Расчет тепловых полей в электрических машинах с независимой аксиальной системой охлаждения/ Ю.А. Гайденко, В.В. Чумак, А.Л. Никитюк // Вісник Кременчуцького держ. політехн. ун-ту: Наукові праці КДПУ, 2008. – Вип. 4/2010 (63). Ч. 1. – С. 64 – 68.*

3. *Bardina J.E., Huang P.G., Coakley T.J, Turbulence Modeling Validation, Testing and Development // NASA reports – April 1997.*

4. *Сегерлинд Л. Применение метода конечных элементов. – М.: Мир, 1979. - 392 с.*

5. *Сильвестр П. Метод конечных элементов для радиоинженеров и инженеров-электриков /П.Сильвестер, Р.Феррари. – М.: Мир, 1986. – 230 с.*

6. *Заблодский Н.Н. Моделирование теплообменной системы полифункционального электромеханического преобразователя для энергоресурсосберегающих технологий / Н.Н. Заблодский, В.А. Квасов // Проблемы недропользования: Сборник науч. трудов. Часть II / Санкт-Петербургский горный институт (технический университет). СПб 2010 – С. 210-212.*

7. *Васьковський Ю.М. Польовий аналіз електричних машин: навч. посіб./ Васьковський Ю.М. – К.:НТУУ «КПІ», 2007. – 192 с.*

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



## ABSTRACTING

### CHAPTER “DEVELOPMENT OF MINERAL DEPOSITS”

**Litvinsky G.G., Fesenko E.V. Forecast of heave of mine working rock sole- probabilistic aspect.**

The engineering method of the forecast heave of rocks development workings sole is offered. The estimation of probability and the expected size of a raising of rock depending on mining factors is given.

**Keywords:** mine working, rock pressure, heave of sole, forecast, probability of heave, displacement of sole.

**Frumkin R. A, Samkova E.R. Technique of an estimation of level of the organization of management of industrial systems.**

The technique of an estimation of level of the organization of management is stated by industrial systems.

**Keywords:** a technique, level of the organization of management of industrial systems.

**Korneev S. V., Dobronogova V. Yu. Hydraulic tension devices of scraper conveyors control law.**

The control law of the tension of traction body face scraper conveyors with the hydraulic tension device and a function scheme of adaptive automatic control system is resulted.

**Keywords:** body face scraper, hydraulic tension device, control, function scheme, tension.

**Babiyok G.V., Ermakov A.V. Models of reciprocal action of a frame support and a rock massif in time of support thrust reasoning.**

Models for determination of «support – rock massif» system parameters in time of support frame thrust between the sole and the roof of mine working are proposed.

**Keywords:** rock massif, frame support, thrust, load, stress, deformation.

**Filatiev M.V., Antoshchenko N.I., Syatkovskiy S.L. Necessary conditions of formation of a flat bottom the mould of displacement a terrestrial surface after dredging of coal layers.**

Results theoretical and experimental researches are resulted; necessary conditions of formation of a flat bottom the mould of displacement on a terrestrial surface and possibility of restoration of a full initial condition of

the earned additionally breeds (the termination of processes displacement and consolidations) are established.

**Keywords:** the mould of displacement, the terrestrial surface, the earned additionally breeds, an initial condition, rocks.

**Musienko V.N., Shcherbak V.V. The track record of the gas flow in pyramidic adjutage on ventilator.**

It is brought exact decision of the gasdynamic problem, which can be used in questions of the ventilations.

**Key words :** ventilator, diffuser, confuser, adjutage, gas flow.

**Kiziyarov O. L. Estimation of efficiency of schemes of hardening of the unstable roof in the lava in the combined ways.**

Results of researches of influence of the combined schemes of hardening on an intense condition of a roof in a lava are resulted.

**Keywords:** the combined schemes of the hardening, equivalent pressure, zones of loss of stability.

**Shabelnikov S.I. Evaluation of changes in tectonic violation of rocks Krasnodons'ka coal-bearing area according geological wells.**

The article is devoted the study of defects of closeness of mountain breeds of northern zone small folding Donbass in Krasnodon geological – industrial region according from data of geological survey mining holes. Conformity to law of change of amount and power of crushing areas is rotined with a depth, that gives possibility of prognostication violations of coal formation and its intensity with a depth, and also presences of little peakdisjunction violations in the underground.

**Keywords:** littlepeak paraclases, tectonic break, defects of closeness, geophysical researches.

## CHAPTER “METALLURGY”

**Novokhatskiy A.M., Mihajlyuk G.D., Manakov V.P. Some features of work of furnace of high furnace at the output of iron and slag through the channel a layer of iron.**

The results of theoretical substantiation of the crater formation mathematical model in a layer of iron are presented in the channel's area of the iron notch during the output of melted products – iron and slag. The influence of a depressive iron and slag crater on the liquid iron level changes in the furnace at finish stage of melt output.

**Keywords:** mathematical model, high furnace, layer of iron, products of melting, depressive crater, level of iron, coefficient of proportion.

**Radzievskiy V.N., Budnik A.F. Forming of composition metal in unsectional connections.**

The features of forming of composition metal are considered at saturating with fusion of metal of powders in a gap between steel details for creation of unsectional connection. Information is resulted about the variety of structures, which appear at different combinations of compositions powder is fusion, mechanical and physical properties of composition metal. The examples of practical application of process are rotined at his implementation heating in a vacuum or with the use of an autovacuum effect.

**Keywords:** Composition metal, metallic powder, saturating with fusion, structure, properties, heating, vacuum, autovacuum effect.

**Kuberskiy S.V., Lutsenko V.A., Borovik P.V. Influence of maintenance of basic admixtures and parameters of continuous casting on development of liquation of processes and quality of metal.**

Influence of different factors is investigational on development of liquation of admixtures in the continuously cast metal, properties and quality of slabs, and also basic data are certain for creation of mathematical model of the tensely-deformed state of slabs.

**Keywords:** continuous casting, slab, admixtures, liquation, maintenance of elements, mathematical model, tensely-deformed state.

**Cheban V.G. Practical calculation of a filtering element with similar to a pear by the profile of a filtering surface of the filter of little viscid liquids.**

The calculation of a filtering element ensuring fixed speed of movement of liquid in flowing channels of the filter, leading to the decline of losses of pressure and stability of a subtlety of clearing of liquid on all surface of a filtering element is offered.

**Key words:** the filter, filtering element, technical water, subtlety of clearing.

**Semiryagin S.V., Smirnova I.V., Bozhanova E.S. Investigation of ions electrochemical behaviour of metals on the example of  $Pb^{2+}$  and by  $Y^{3+}$  the process of stripping voltammetry.**

The experimental investigations results of the metal ions electrochemical behaviour dependence on different factors in stripping voltammetry are enumerated.

**Key words:** amalgamation process, background, depolarizer, stripping voltammetry, mercury film electrode, discharge ionization, multicomponent metal-containing wastes.

**Mushegyan V.O. Management the electronic heating at melting of molybdenum in setting of MV – 1.**

Developed the equipment and technological scheme for the effective management of electron-beam heating during the melting of refractory metals with an intermediate capacity. The scheme has been used successfully in the smelting of ingots of molybdenum in the electron-beam installation of MV-1 and allows to obtain high quality ingots of the desired chemical composition.

**Key words:** molybdenum, ingot, electron-beam melting, crystallization.

**Shpakov V.A., Bazarova K.V. Investigating of tensile-deformative state of the cassette vertical rollers.**

There set the results of investigating of tensile-deformative state of the vertical rollers cassette.

**Key words:** deformation, tension, tensile-deformative state, cassette vertical rollers.

**Vasiliev D.B., Kuberskiy S.V., Dovgaluk G.Y., Vinnik K.V. Improvement of determination methods of iron oxides maintenance in the oxygen-converter steel slags for the terms of OJSC "Alchevsk Iron & Steel Works".**

The improved methods of iron oxides calculation are brought in converter slags for the different technological modes of the converter melting. Equalizations, got during the statistical processing of experimental data with the purpose calculation of iron oxides in slags at the different technological modes of the converter melting, are presented.

**Key words:** oxygen-converter process, iron oxides in a slag, methods of statistical analysis.

## **CHAPTER “CIVIL ENGINEERING”**

**Gayko Yu.I., Gayko E.Yu. Concession projects risks of building and exploitation municipal infrastructure utilities.**

The results of theoretical researches are considered in the paper. Three groups of risks for concessioners and investors in city infrastructure building – political, macroeconomics and project risks – were determined. The classification of concession risks are propose.

**Keywords:** concession project, city infrastructure, concessioner, investments, risks.

**Emets E.V. Research of influence of compliant soil basis on force of many storied framework buildings elements.**

The exapls of strengthening analysis' of reinforced many storied framework buildings are given. Deforming influences of collapsing soils and other loading are considered.

**Keywords:** framework buildings, deforming influences, collapsing soils, rigid knots.

**Gayko Yu.I., Gayko E.Yu. Prospect of involving private investments into building and reconstruction of municipal infrastructures.**

The results of theoretical researches are considered in the paper. Focus is on prospects of involving private investments into municipal housing economy, made examples from international experiences. The main directions of municipal economy investment and project financing schemes of infrastructural objects are determined in the paper.

**Keywords:** municipal infrastructure, housing economy, project financing, concession.

## **CHAPTER “ELECTRICAL ENGINEERING. RADIOTECHNOLOGY”**

**Zablodskiy N.N., Gritsyuk V.Yu., Lukyanov N.V. Determination of the air gap for the hollow perforating rotor in polyfunctional electromechanical transducers.**

The expression allows to calculate the coefficient of the air gap for the hollow rotor PEMT, which has cross-cutting structure.

**Keywords:** multifunctional electromechanical transducer, the perforating rotor, the magnetic field, the air gap.

**Lushchik V.D. Inrcfase efficiency induction motor.**

For example asynchronous motor VAO2-L2-280 dealt with every possible improvement and increased efficiency at these improvements.

**Keywords:** induction motor, maximum efficiency, loss, copper, steel, magnetic flux, slots, stator, rotor.

**Polilov E.V., Rudnev E.S., Skorik S.P. Synthesis of robust control algorithms for a synchronous machine with permanent magnets by  $h_{\infty}$ -theory.**

This article provides a synthesis of robust control system AC Motors based on the synchronous motor with permanent magnet excitation with  $H_{\infty}$ -suboptimal speed control, operating in conditions of incomplete information about the facility and because of its structural uncertainty. The synthesized

$H_\infty$ -controller provides robust stability and robust quality for all admissible uncertainties, acting on the object.

**Keywords:** robust control, uncertain,  $H_\infty$ -controller.

**Kobets D.V. Induction installations power supplies modelling with a magnetic connected devices of the communicat of loading.**

The results of researches of modelling tiristor power supplies with a magnetic connected devices of the communicat of resonant induction loading are presented.

**Keywords:** resonance, inductor, the power supply, magnetic communication.

**Polilov E.V., Batrak A.M., Rudnev E.S. Practical implementation and research of discontinuous control algorithms of synchronous motors.**

The possibility of creating a universal stand for the practical implementation and research new Closed-relay-robust control algorithms for functional and parametric uncertain electromechanical systems based on AC Motors is shown. At the program level implemented discontinuous control algorithms for a synchronous machine with excitation from permanent magnets when powered from the frequency converter Sinamics s120.

**Keywords:** discontinuous control, sliding mode, synchronous electric drive.

**Lupanov A.V. Mathematical modeling of the thermal fields immersible multifunctional electromechanical transducers with annular winding.**

An integrated mathematical model of interrelated electromagnetic and thermal fields submerged electromechanical transducer (PEMP) with the combined coils. Patterns of temperature distribution in the active part PEMP.

**Keywords:** submersible electromechanical transducer, a mathematical model, the thermal field.

**Kvasov V.A. Numerical modeling exchange system multifunctional electromechanical converter with regard to load-cooling.**

In work presents the numerical simulation of heat looming multifunctional electromechanical transducers to screw type, taking into account the load, the cooling medium.

**Keywords:** multifunctional electromechanical converters, the energy dissipation, process of heat exchange, heat transfer coefficient, finite element method.

## **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, без переносов, выравниванием по ширине, абзацным отступом 1,27 см.

2. Материалы должны отвечать следующей структурной схеме: УДК, ученая степень, фамилии и инициалы авторов, название организации, города, страны, e-mail автора, название статьи, аннотация на двух языках, после каждой аннотации ключевые слова, основной текст, выводы, библиографический список и отдельным файлом на английском языке - Ф.И.О. авторов, название статьи, аннотация, ключевые слова.

УДК проставляется слева вверху, шрифт полужирный, без абзацного отступа.

Через один интервал – ученая степень, фамилия, инициалы. В круглых скобках – название организации, название города, страны, e-mail автора, через запятую. Шрифт полужирный, курсив, по правому краю.



Через два интервала - название статьи заглавными буквами, выравнивание по центру, шрифт полужирный, без абзацного отступа.

Через один интервал - краткая аннотация на украинском и русском языках, курсивом. После каждой аннотации – ключевые слова, курсивом.

Через один интервал - текст статьи.

3. Рисунки вставляются в текст единым объектом и могут быть представлены:

– *растровыми форматами* – gif, tiff, jpg, bmp и им подобными (качество 200-300 dpi);

– *векторными форматами* – emf, wmf и другими метаформатами.

Рисунки, выполненные в программах Corel, CAD, Word и др., переводятся в один из описанных выше форматов, предпочтительно векторные.

Графический материал следует располагать непосредственно после текста, в котором он упоминается впервые («...на рисунке...»), не допускается «см.», «рис.»), или на следующей странице. Все позиции, обозначенные на рисунке, должны быть объяснены в тексте и нанесены слева направо, сверху вниз. Допускается размещение пояснительных данных под иллюстрацией (подрисуночный текст). Под каждым рисунком (подрисуночным текстом) располагается подпись в формате «Рисунок № – Название» с выравниванием по центру без абзаца. После подписи и перед рисунком оставляется пустой интервал.

4. Абзац содержащий формулы должен иметь следующие параметры: выравнивание по левому краю, без абзаца, интервал перед и после абзаца 14 пт, позиции табуляции – 7,75 см по центру (для расположения формулы) и 15,4 см по правому краю (для расположения номера формулы). Формулы выполняются с помощью редактора формул Microsoft Equation 3, MathType математическим стилем, обычное начертание шрифта (нормальный), со следующими размерами:

Full (обычный)	14 pt
Subscript/Superscript (крупный индекс)	10 pt
Sub-Subscript/Superscript (мелкий индекс)	8 pt
Symbol (крупный символ)	20 pt
Sub-Symbol (мелкий символ)	14 pt

Недопустимо размещение формул в табличном формате.

5. Все таблицы должны иметь название и порядковый номер и располагаться после упоминания по тексту. Название располагается над таблицей.

Каждая таблица должна иметь один интервал перед названием и один после таблицы.

6. Через один интервал от текста статьи – полужирным шрифтом располагается заголовок «Библиографический список». Библиографический список оформляется курсивом и должен быть составлен в порядке упоминания в тексте. Ссылки на литературу заключаются в квадратные скобки.

7. Текст статьи предоставляется на электронном носителе и в печатном виде, сопроводительная документация только в печатном виде.

## **СОПРОВОДИТЕЛЬНАЯ ДОКУМЕНТАЦИЯ**

Рецензия специалистов редакционной коллегии ДонГТУ

## СОДЕРЖАНИЕ

### Разработка полезных ископаемых

Литвинский Г.Г., Фесенко Э.В., ПРОГНОЗ ПУЧЕНИЯ ПОРОД ПОЧВЫ ГОРНЫХ ВЫРАБОТОК – ВЕРОЯТНОСТНЫЙ АСПЕКТ .....	4
Фрумкин Р.А., Самкова Э.Р. МЕТОДИКА ОЦЕНКИ УРОВНЯ ОРГАНИЗАЦИИ УПРАВЛЕНИЯ ПРОИЗВОДСТВЕННЫМИ СИСТЕМАМИ.....	14
Бабиюк Г.В., Ермаков А.Н. ОБОСНОВАНИЕ МОДЕЛЕЙ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ РАМНОЙ КРЕПИ С ПОРОДАМИ ПРИ ЕЕ РАСПОРЕ .....	22
Корнеев С.В., Доброногова В.Ю. ЗАКОН УПРАВЛЕНИЯ ГИДРАВЛИЧЕСКИМИ НАТЯЖНЫМИ УСТРОЙСТВАМИ СКРЕБКОВЫХ КОНВЕЙЕРОВ.....	33
Филатьев М.В., Антощенко Н.И., Сятковский С.Л. НЕОБХОДИМЫЕ УСЛОВИЯ ОБРАЗОВАНИЯ ПЛОСКОГО ДНА МУЛЬДЫ СДВИЖЕНИЯ ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПОСЛЕ ВЫЕМКИ УГОЛЬНЫХ ПЛАСТОВ .....	41
Мусиенко В.Н., Щербак В.В. ДИНАМИКА ГАЗОВОГО ПОТОКА В ПИРАМИДАЛЬНОМ НАСАДКЕ НА ВЕНТИЛЯТОР .....	50
Кизияров О.Л. ОЦЕНКА ЭФФЕКТИВНОСТИ СХЕМ УПРОЧНЕНИЯ НЕУСТОЙЧИВОЙ КРОВЛИ В ЛАВЕ КОМБИНИРОВАННЫМИ СПОСОБАМИ.....	60
Шабельников С.И. ОЦЕНКА СТЕПЕНИ ИЗМЕНЕНИЯ ТЕКТОНИЧЕСКОЙ НАРУШЕННОСТИ ГОРНЫХ ПОРОД КРАСНОДОНСКОГО УГЛЕНОСНОГО РАЙОНА ПО ДАНЫМ ГЕОЛОГОРАЗВЕДОЧНЫХ СКВАЖИН.....	69

### Металлургия

Новохатський О.М., Михайлюк Г.Д., Манаков В.П. ДЕЯКІ ОСОБЛИВОСТІ РОБОТИ ГОРНА ДОМЕННОЇ ПЕЧІ ПРИ ВИПУСКУ ЧАВУНУ І ШЛАКУ ЧЕРЕЗ КАНАЛ ЧАВУННОЇ ЛЬОТКИ .....	81
---	----

Радзієвський В.М., Будник А.Ф. ФОРМУВАННЯ КОМПОЗИЦІЙНОГО МЕТАЛУ В НЕРОЗ'ЄМНИХ З'ЄДНАННЯХ .....	91
Куберский С.В., Луценко В.А., Боровик П.В. ВЛИЯНИЕ СОДЕРЖАНИЯ ОСНОВНЫХ ПРИМЕСЕЙ И ПАРАМЕТРОВ НЕПРЕРЫВНОЙ РАЗЛИВКИ НА РАЗВИТИЕ ЛИКВАЦИОННЫХ ПРОЦЕССОВ И КАЧЕСТВО МЕТАЛЛА .	105
Чебан В.Г. ПРАКТИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ ФИЛЬТРОЭЛЕМЕНТА С ГРУШЕОБРАЗНЫМ ПРОФИЛЕМ ФИЛЬТРУЮЩЕЙ ПОВЕРХНОСТИ ОЧИСТИТЕЛЯ МАЛОВЯЗКИХ ЖИДКОСТЕЙ .....	115
Семирягин С.В., Смирнова И.В., Божанова Е.С. ИЗУЧЕНИЕ ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКОГО ПОВЕДЕНИЯ ИОНОВ МЕТАЛЛОВ НА ПРИМЕРЕ $Pb^{2+}$ и $Y^{3+}$ МЕТОДОМ ИНВЕРСИОННОЙ ВОЛЬТАМПЕРОМЕТРИИ.....	127
Мушегян В.О. УПРАВЛЕНИЕ ЭЛЕКТРОННЫМ НАГРЕВОМ ПРИ ПЛАВКЕ МОЛИБДЕНА В УСТАНОВКЕ МВ-1 .....	131
Шпаков В.А., Базарова Е.В. ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО- ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ КАССЕТЫ ВЕРТИКАЛЬНЫХ ВАЛКОВ .....	140
Васильев Д.Б., Куберский С.В., Довгалюк Г.Я., Винник К.В. УСОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ МЕТОДИКИ ОПРЕДЕЛЕНИЯ СОДЕРЖАНИЯ ОКСИДОВ ЖЕЛЕЗА В ШЛАКАХ КИСЛОРОДНО-КОНВЕРТЕРНОЙ СТАЛИ ДЛЯ УСЛОВИЙ ОАО «АЛЧЕВСКИЙ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИЙ КОМБИНАТ» ..	146

### Строительство

Гайко Ю.І., Гайко Є.Ю. РИЗИКИ КОНЦЕСІЙНИХ ПРОЕКТІВ БУДІВНИЦТВА ТА ЕКСПЛУАТАЦІЇ ОБ'ЄКТІВ МІСЬКОЇ ІНФРАСТРУКТУРИ .....	157
Емец Е.В. ЧИСЛЕННЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ВЛИЯНИЯ ПОДАТЛИВОСТИ ОСНОВАНИЯ НА ПРОЧНОСТЬ ЭЛЕМЕНТОВ МНОГОЭТАЖНЫХ РАМ .....	165

Гайко Ю.І., Гайко Є.Ю. ПЕРСПЕКТИВИ ЗАЛУЧЕННЯ ПРИВАТНОГО КАПІТАЛУ В БУДІВНИЦТВО ТА РЕКОНСТРУКЦІЮ МІСЬКОЇ КОМУНАЛЬНОЇ ІНФРАСТРУКТУРИ .....	174
---	-----

### Електротехніка. Радіотехніка

Заблодский Н.Н., Грицюк В.Ю., Лукьянов Н.В. ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОЭФФИЦИЕНТА ВОЗДУШНОГО ЗАЗОРА ДЛЯ ПОЛОГО РОТОРА СКВОЗНОЙ СТРУКТУРЫ В ПОЛИФУНКЦИОНАЛЬНЫХ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯХ .....	187
---	-----

Лущик В. Д. ПІДВИЩЕННЯ КОЕФІЦІЕНТУ КОРИСНОЇ ДІЇ АСИНХРОННИХ ДВИГУНІВ .....	193
---	-----

Полилов Е.В., Руднев Е.С., Скорик С.П. СИНТЕЗ АЛГОРИТМОВ РОБАСТНОГО УПРАВЛЕНИЯ СИНХРОННОЙ МАШИНОЙ С ПОСТОЯННЫМИ МАГНИТАМИ МЕТОДАМИ $H_{\infty}$ - ТЕОРИИ.....	197
--	-----

Кобец Д.В. МОДЕЛИРОВАНИЕ ИСТОЧНИКОВ ПИТАНИЯ ИНДУКЦИОННЫХ УСТАНОВОК С МАГНИТОСВЯЗАННЫМИ УСТРОЙСТВАМИ СОГЛАСОВАНИЯ НАГРУЗКИ.....	213
---	-----

Полилов Е.В., Руднев Е.С., Батрак А.М. ПРАКТИЧЕСКАЯ РЕАЛИЗАЦИЯ И ИССЛЕДОВАНИЕ РАЗРЫВНЫХ АЛГОРИТМОВ УПРАВЛЕНИЯ СИНХРОННЫМИ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЯМИ .....	223
---	-----

Лупанов А.В. МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ ПОЛЕЙ ПОГРУЖНОГО ПОЛИФУНКЦИОНАЛЬНОГО ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ С КОЛЬЦЕВЫМИ ОБМОТКАМИ.....	238
---	-----

Квасов В.А. ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛООБМЕННОЙ СИСТЕМЫ ПОЛИФУНКЦИОНАЛЬНОГО ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ С УЧЕТОМ НАГРУЗОЧНО- ОХЛАЖДАЮЩЕЙ СРЕДЫ.....	247
--	-----

ABSTRACTING .....	256
-------------------	-----

ТРЕБОВАНИЯ к рукописям научных статей и порядок их рассмотрения при подготовке к выпуску сборника научных трудов ДонГТУ .....	262
--	-----

## НАУКОВЕ ВИДАННЯ

### ЗБІРНИК НАУКОВИХ ПРАЦЬ ДОНБАСЬКОГО ДЕРЖАВНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ

#### Випуск 31

##### *Головний редактор*

Заблудський М.М. – докт. техн. наук

##### *Редакційна колегія:*

А.І. Акмаєв – докт. екон. наук,  
С.М. Петрушов – докт. техн. наук,  
Г.Г. Литвинський – докт. техн. наук,  
Р.А. Фрумкін – докт. техн. наук,  
Г.В. Бабіюк – докт. техн. наук,  
Г.І. Гайко – докт. техн. наук,  
М.К. Клішин – докт. техн. наук,  
А.П. Борзих - докт. техн. наук,  
П.М. Должиков - докт. техн. наук,  
З.Л. Фінкельштейн – докт. техн. наук,  
А.Б. Зеленов – докт. техн. наук,  
Ю.С. Денищик – докт. техн. наук,  
В.О. Ульшин – докт. техн. наук,  
О.І. Давиденко – докт. техн. наук,  
Г.Я. Дрозд – докт. техн. наук,  
В.О. Луценко – докт. техн. наук,  
В.Н. Уляницький – канд. техн. наук,  
Ю.Е. Паеранд – канд. техн. наук,  
С.А. Скомська – секретар редакційної колегії

Комп'ютерна верстка Н.Б. Трофімова

---

Підп. до друку 21.07.2010. Формат 60×84<sup>1/16</sup>. Папір офс.  
Друк RISO. Ум.друк.арк. 15.57. Зам. № 84. 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