

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

СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

Выпуск 35

**ДОНБАССКОГО
ГОСУДАРСТВЕННОГО
ТЕХНИЧЕСКОГО
УНИВЕРСИТЕТА**

Алчевск 2011

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ,
МОЛОДЕЖИ И СПОРТА УКРАИНЫ

**СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ
ДОНБАССКОГО ГОСУДАРСТВЕННОГО
ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА**

Выпуск 35

Алчевск
2011

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

ББК Ия 54 + КЗя54 + Ня 54

С 41

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

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

*Рекомендовано ученым советом и редакционной коллегией ДонГТУ
(Протокол № 9 от 25.11. 2011 г.)*

Главный редактор

Заблодский Н.Н. – докт. техн. наук

Редакционная коллегия:

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

**Сборник научных трудов Донбасского государственного
технического университета. Вып. 35 – Алчевск: ДонГТУ, 2011 – 368 с.**

ISSN 2077-1738

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

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, 2011

© дизайн обложки, Н.В. Чернышова, 2009

Адрес электронной почты: info@dmmti.edu.ua

**РАЗРАБОТКА
ПОЛЕЗНЫХ
ИСКОПАЕМЫХ**

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

МЕТОДИКА ОЦЕНКИ ОДНОРОДНОСТИ УСЛОВИЙ ЗАЛЕГАНИЯ УГОЛЬНЫХ ПЛАСТОВ

Розроблено алгоритм оцінки однорідності умов залягання вугільних пластів стосовно визначення їх сприятливості до першочергової розробки.

Ключові слова: *геологічні умови, однорідність.*

Разработан алгоритм оценки однородности условий залегания угольных пластов применительно к определению благоприятности их к первоочередной разработке.

Ключевые слова: *геологические условия, однородность.*

В настоящее время отсутствует методика, выявления участков пластов с однородными сочетаниями значений количественных и качественных факторов. Это объясняется тем, что известные методы математической статистики предназначены, в основном, для оценки однородности количественных данных. При этом их число в выборке должно быть не меньше 30-50 [1]. Поэтому возникла необходимость в разработке такой методики, которая бы позволяла выявлять однородные сочетания качественных и количественных значений геологических факторов, не налагала бы жестких ограничений на количество исходных данных в выборках и законы их распределения. При ее создании реализован принцип последовательного выделения однородных совокупностей исходных геологических данных. Для этого на начальном этапе по каждой скважине устанавливаются качественные и количественные значения геологических факторов, оказывающих влияние на ТЭП очистных работ. Они определяются по материалам документирования скважин и камеральной обработки исходной геологической информации. В результате формируется исходный массив данных, количество которых равно количеству скважин, пересекающих разведанный угольный пласт.

На втором этапе по данным каждой скважины прогнозируются качественные и дискретные количественные признаки геологических факторов и ожидаемые значения технико-экономических показателей

очистных работ. В результате формируется база исходных данных значений ТЭП.

Третий этап предусматривает выделение групп скважин с одинаковыми сочетаниями качественных признаков. Если количество скважин, попавших в какую-либо такую группу больше или равно 30-и, то по ним рассчитываются средние арифметические значения, дисперсия, коэффициенты вариации ТЭП и устанавливается закон их распределения. В тех случаях, когда закон распределения является нормальным, а коэффициент вариации меньше или равен 30%, принимается решение об однородности значений ТЭП в пределах выделенных вариантов сочетаний качественных признаков [2].

На четвертом этапе осуществляется попарное сравнение выделенных ранее однородных групп условий с использованием параметрических критериев Стьюдента и Фишера [3, 4]. Те выборки, у которых различия в средних арифметических и среднеквадратических отклонениях значений ТЭП не существенны, объединяются и для них рассчитываются групповые значения указанных выше статистических показателей. Выборки, у которых количество скважин менее 30, сравниваются с помощью непараметрических критериев различия [5]. Наиболее мощным из них является критерий Вилкоксона [5]. Он может применяться даже в тех случаях, когда количество наблюдений в каждой из сравниваемых выборок равно $3 \div 5$.

Если количество наблюдений в выборке меньше 3, то проверяется возможность их присоединения к другим, содержащим большее число наблюдений. Решение этой задачи предлагается осуществлять с использованием \mathcal{G}_p :

$$\mathcal{G}_p = \frac{a_{(n)} - \bar{a}}{\sqrt{\frac{n-1}{n} \Delta S_n}} \quad \text{или} \quad \frac{\bar{a} - a_{(n)}}{\sqrt{\frac{n-1}{n} \Delta S_n}}, \quad (1)$$

где $a_{(n)}$ – наибольшее или наименьшее значение в серии из n измерений;

ΔS_n – среднеквадратическое отклонение;

\bar{a} – средняя величина.

Полученное значение \mathcal{G}_p сравнивается с пороговым \mathcal{G}_{\max} . Если $\mathcal{G}_p > \mathcal{G}_{\max}$, то проверяемое значение ТЭП не может быть присоединено к сравниваемой выборке и наоборот.

На завершающем пятом этапе в группах скважин с коэффициентом вариации ТЭП больше 30% производится выявление неоднородных

сочетаний значений количественных факторов. Поскольку в этом случае речь идет уже о классификации объектов по комплексу количественных признаков, то для решения такой задачи необходимо применять многомерные критерии, а не одномерные. В качестве такого критерия целесообразно использовать критерий Родионова Д.А. [6], который в свое время успешно использован нами для проверки объективности выделения классов условий отработки лав по величине "заданных деформаций кровли". При этом решение задачи не требовало линейно упорядочивать исходное множество данных, в то время, как в работе [6] их упорядочение велось по глубине скважины. В нашем же случае ни первый, ни второй вариант использования критерия не приемлем. Здесь необходима процедура расположения скважин по возрастанию соответствующих им значений ТЭП. В этом случае выделение однородных сочетаний значений геологических факторов сводится к пошаговому расчету $\mathcal{Q}(r^2)$, начиная с первого варианта разбиения исходного множества T , при котором $n_1 = 1$, а $n_2 = T-1$ и заканчивая вариантом, когда $n_1 = T-1$, а $n_2 = 1$. Если на каком-либо шаге выполняется условие $\mathcal{Q}(r^2) \geq \chi_{ам}^2$, то принимается решение о том, что установленная граница между выборками является достоверной, а различия между ними значимыми. Для выделенных по критерию $\mathcal{Q}(r^2)$ групп скважин рассчитываются средние арифметические и среднеквадратические отклонения ТЭП.

В результате реализации рассмотренной методики выделяются однородные условия ведения очистных работ, в пределах которых индивидуальные значения ТЭП заменяются их средними величинами и среднеквадратическими отклонениями, которые характеризуют группы в целом. Поскольку индивидуальные значения ТЭП, входящие в однородную группу условий, определены применительно к конкретным разведочным скважинам, то, зная их расположение на гипсометрических планах, можно выделить участки пластов с разнородными условиями их залегания.

Разработанная методика отличается от известных тем, что в ней в качестве основного количественного индикатора однородности геологических условий приняты ТЭП очистных работ, наиболее чувствительных к изменению этих условий. Кроме того, она основана на использовании комплекса методов оценки однородности исходных данных, каждый из которых применяется в зависимости от реально складывающихся условий решения задачи, что делает методику универсальной. Укрупненно разработанная методика представлена на рисунке 1 в виде блок-схемы.

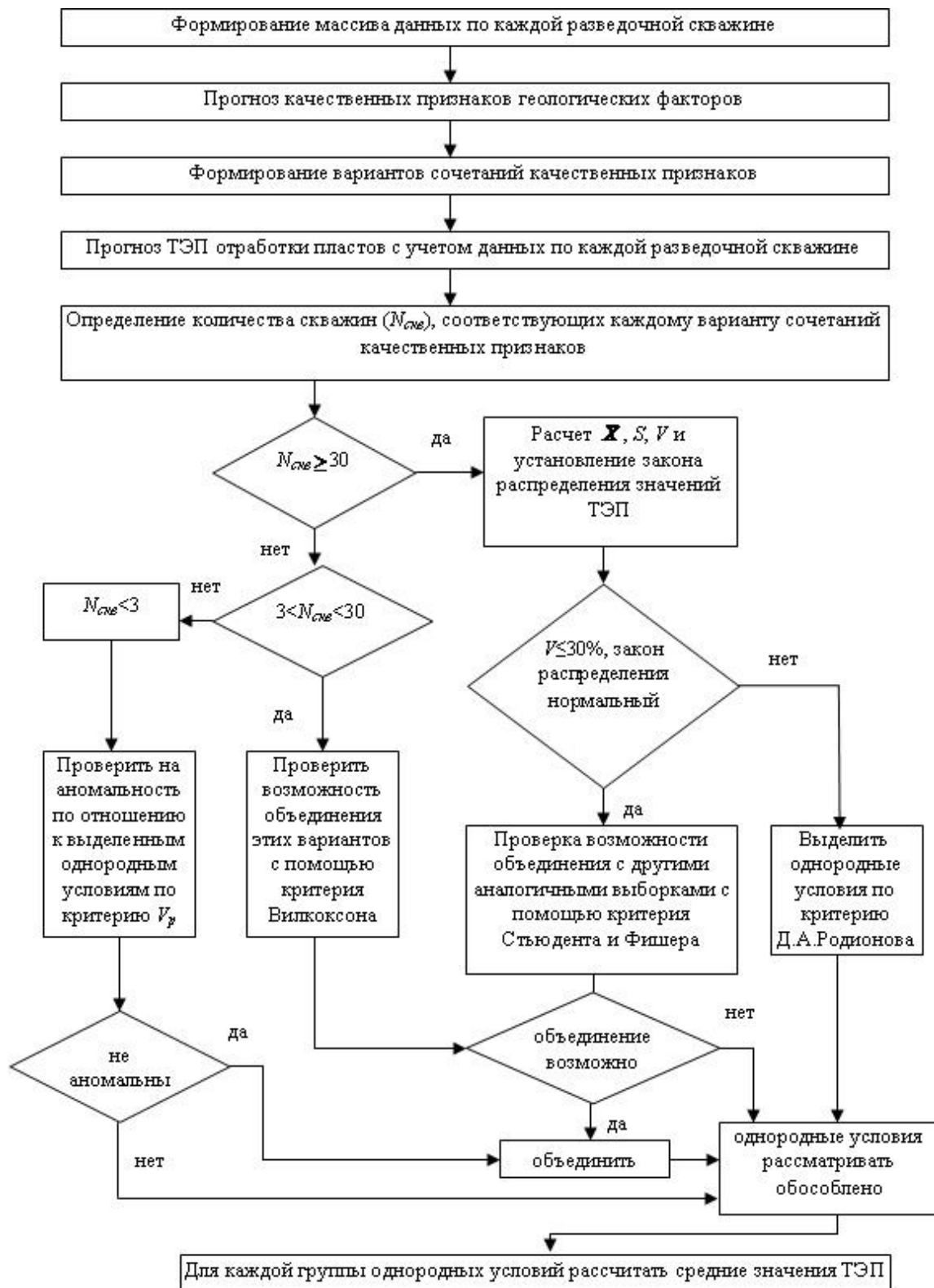


Рисунок 1 – Блок-схема оценки однородности условий залегания угольных пластов

Как видно, алгоритм выделения однородных условий достаточно сложен, что объясняется не только комплексным использованием большого числа методов решений задачи, но и значительной трудоемкостью прогноза качественных признаков геологических факторов и ТЭП работы очистных забоев. Трудоемкость решения этих задач растет пропорционально количеству пластопересечений, число которых при детальной разведке может достигать нескольких сотен только по одному из пластов. Отсюда вытекает необходимость в разработке более простых и достаточно надежных методов их прогноза, позволяющих отказаться от прямых калькуляционных расчетов.

Библиографический список

1. Гаскаров Д.В. *Малая выборка* / Д.В. Гаскаров, В.И. Шаповалов. – М.: Статистика, 1978. – 248 с.
2. *Математическая статистика* / В.М. Иванова, В.Н. Калинина, Л.А. Нешумова, И.О. Решетникова. – М.: Высшая школа, 1975. – 398 с.
3. Комаров И.С. *Накопление и обработка информации при инженерно-геологических исследованиях* / И.С. Комаров. – М.: Недра, 1972. – 296 с.
4. Урбах В.Ю. *Биометрические методы* / В.Ю. Урбах. – М.: Наука, 1964. – 415 с.
5. Гублер Е.В. *Применение критериев непараметрической статистики для оценки различий двух групп наблюдений в медико-биологических исследованиях* / Е.В. Гублер, А.А. Генкин. – М.: Медицина, 1969. – 29 с.
6. Родионов Д.А. *Статистические методы разграничения геологических объектов* / Д.А. Родионов. – М.: Недра, 1968. – 273 с.

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

АНАЛИЗ ПРОЕКТНЫХ И ФАКТИЧЕСКИХ СЕТЕЙ ГОРНЫХ ВЫРАБОТОК И ОСНОВНЫХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ РАБОТЫ ШАХТ

Наведені дані про протяжність гірничих виробок на діючих шахтах та техніко-економічні показники їх роботи.

***Ключові слова:** мережа гірничих виробок, вугільні шахти.*

Приведены данные о протяженности горных выработок на действующих шахтах и технико-экономические показатели их работы.

***Ключевые слова:** сеть горных выработок, угольные шахты.*

Поскольку за последние тридцать лет в угольной промышленности Украины работы по строительству и реконструкции шахт практически не велись [1], то анализ проектных и фактических показателей осуществлялся по шахтам, строительство и реконструкция которых пришлась на период с 1965 по 1984 гг. Сложившаяся на то время практика проектирования угольных шахт предусматривала проработку основных проектных решений и разработку технического проекта [2-4].

Первый этап включает в себя назначение и оценку вариантов вскрытия, подготовки и систем разработки, составляющих основу технологической схемы шахты. На втором этапе осуществлялась детализация ранее принятых проектных решений. В этой связи очевидна высокая значимость первого этапа, от успешного выполнения которого зависит эффективность проекта шахты в целом и ее эксплуатация после ввода в строй.

Отличительной особенностью этапа обоснования основных проектных решений является необходимость выбора рациональных вариантов из их большого исходного множества. Данная задача чаще всего решалась на основе опыта и интуиции проектировщиков и сложившейся практики в конкретной проектной организации. Так, по данным авторов работы [2], в свое время отдельные проектные институты отдавали предпочтение панельной подготовке вместо погоризонтной, локомотивной откатке по ярусным штрекам вместо конвейерной и т.п.

Для изучения влияния принятых проектных решений на показатели работы шахт был проанализирован ряд проектов их строительства и реконструкции. Для анализа было отобрано 14 шахт, работавших в раз-

нообразных горно-геологических условиях в период с 1983 по 1985 гг. по их проектам работы по строительству и реконструкции были завершены в период с 1971 по 1984 гг.

В процессе анализа в первую очередь сравнивались проектные и фактические данные о протяженности горных выработок, количестве лав, их длине и длине выемочных полей, производственной мощности шахт, среднесуточной нагрузки на лаву, шахтной и участковой себестоимости, промышленных запасах и степени их отработанности. Сравнение проводилось отдельно для реконструированных (табл. 1) и шахт-новостроек (табл. 2). В результате было установлено, что в большинстве случаев фактические показатели и параметры работы шахт хуже, чем проектные.

Так, превышение фактической протяженности горных выработок на реконструированных шахтах над проектной составляет в среднем 95%, а для шахт новостроек – 41%. Анализ этого параметра по группам выработок показывает, что для реконструированных шахт его значение является наибольшим для вскрывающих выработок (126%), а для подготавливающих и подготовительных 90 и 98% соответственно.

Для шахт-новостроек фактическое отклонение в большую сторону протяженности вскрывающих, подготавливающих и подготовительных выработок составляет в среднем 19; 71 и 18%. С целью выявления причин указанных расхождений был выполнен анализ фактической и проектной протяженности горных выработок по тем шахтам, где этот показатель имел наибольшее значение.

В результате было установлено, что большая фактическая протяженность вскрывающих выработок реконструированных и новых шахт объясняется несвоевременным погашением переданных на их баланс выработок смежных шахт (ш. Украина, Комсомольская, Должанская-Капитальная), консервацией ранее пройденных выработок из-за стремления к первоочередной отработке наиболее благоприятных запасов (ш. Украина, им. С.В. Косиора, Молодогвардейская, Луганская-1), нерациональным местом заложения стволов (ш. им. А.Г. Стаханова), отставанием работ по вскрытию новых горизонтов (ш. Украина, Черкасская, Карбонит).

Превышение фактической протяженности подготавливающих выработок над проектной вызвано различиями в схемах подготовки (ш. Должанская-Капитальная, Луганская-1, им. IX Пятилетки, Молодогвардейская), применением их комбинаций с одновременным изменением очередности отработки пластов и их участков в зависимости от степени благоприятности условий залегания (ш. Украина, им. С.В. Косиора, Луганская-1, Молодогвардейская, Прогресс, Южно-Донбасская-1, ш. им. А.Г. Стаханова), нерациональным местом заложения стволов (ш. им. IX Пятилетки, им. А.Г. Стаханова).

Таблица 1 – Проектные и фактические данные об основных параметрах и показателях работы реконструированных шахт

Наименование шахты	Протяженность горных выработок, м			Количество лав, шт.		Длина, м	
	вскрывающих	подготавливающих	подготовительных	действующих	резервно-действующих	лав	выемочных полей
Украина	<u>9445</u> 15736	<u>9161</u> ¹ 28249 ²	<u>14000</u> 24215	<u>5</u> 7	<u>2</u> 7	<u>175(150-200)</u> ³ 170(100-200)	<u>850(600-1100)</u> 930(600-2000)
им. С.В.Косиора	<u>7332</u> 29295	<u>14000</u> 10050	<u>8400</u> 29160	<u>4</u> 6	<u>=</u> –	<u>230</u> 210(140 – 270)	<u>800(600-1000)</u> 600(300-700)
Черкасская	<u>6040</u> 8840	<u>–</u> 15075	<u>–</u> 29600	<u>6</u> 6	<u>2</u> –	<u>–</u> 130(125 – 155)	<u>–</u> 800(300 – 900)
Карбонит	<u>5780</u> 11241	<u>–</u> 20225	<u>28500</u> 21400	<u>7-12</u> 4	<u>1</u> 1	<u>275(190-360)</u> 150(100-230)	<u>1900(1500-2000)</u> 570(300-900)

Продолжение таблицы 1

Наименование шахты	Производственная мощность, т/год	Среднесуточная нагрузка на лаву, т	Шахтная себестоимость, руб/т	Участковая себестоимость, руб/т	Промышленные запасы, т	Удельный вес отработанных промышленных запасов по пластам, %
Украина	$\frac{800000}{230000}$	$\frac{570(400-780)}{120(90-355)}$	-	-	32000000	41,2 (k_7^{1g}) 25,2 (k_7^{1H}) 10,5 (k_6) 4,6 (k_5)
им. С.В.Косиора	$\frac{1500000}{940000}$	$\frac{1250}{330(102-520)}$	$\frac{6,78}{30,57}$	$\frac{-}{6,74}$	12090000	13,0 (l_4) 4,5 (l_1') 3,0 (k_7) 90,0 (k_5)
Черкасская	$\frac{750000}{687000}$	$\frac{455(132-970)}{316(100-653)}$	$\frac{29,8}{30,2}$	$\frac{-}{9,08}$	25197000	10,7 (m_3) 11,1 (l_1') 90,0 (l_7) 0,8 (k_7) 2,1 (k_6) 0,6 (k_3^g)
Карбонит	$\frac{1200000}{603898}$	$\frac{-}{391(259-710)}$	$\frac{9,63}{26,75}$	$\frac{-}{5,8}$	11831000	6,4 (l_8^H) 4,0 (l_1') 5,6 (k_8^g)

Примечания:

1. Проектные данные.
2. Фактические данные.
3. Диапазон изменения данных.

Таблица 2 – Проектные и фактические данные об основных параметрах и показателях работы шахт новостроек

Наименование шахты	Протяженность горных выработок, м			Количество лав, шт.		Длина, м	
	вскрывающих	подготавливающих	подготовительных	действующих	резервно-действующих	лав	выемочных полей
Южно-Донбасская-1	$\frac{6075}{7375}$	$\frac{14380^1}{31775^2}$	$\frac{11100}{20250}$	$\frac{7}{9}$	$\frac{1}{2}$	$\frac{170}{180(160 - 210)}$	$\frac{1000(600-1400)^3}{800(380-1080)}$
Суходольская-Восточная	$\frac{10804}{10804}$	$\frac{20420}{22320}$	$\frac{21710}{23810}$	$\frac{7}{7}$	$\frac{3}{-}$	$\frac{190}{170(160 - 190)}$	$\frac{1700}{1380(900 - 1900)}$
Комсомолец Донбасса	$\frac{13550}{13592}$	$\frac{18550}{20800}$	$\frac{45450}{51650}$	$\frac{7}{7}$	$\frac{2}{3}$	$\frac{200}{205(150 - 250)}$	$\frac{2250(2000-2500)}{1400(950-1850)}$
им. А.Г.Стаханова	$\frac{18808}{21245}$	$\frac{37600}{56250}$	$\frac{21300}{25000}$	$\frac{14}{11}$	$\frac{2}{6}$	$\frac{200}{210(165 - 300)}$	$\frac{1200(900-1500)}{1120(900-1500)}$
Должанская-Капитальная	$\frac{6594}{8994}$	$\frac{16445}{29360}$	$\frac{16353}{18100}$	$\frac{8}{10}$	$\frac{2}{1}$	$\frac{150(120-180)}{172(125-200)}$	$\frac{1050(600-1500)}{725(550-1200)}$
Молодогвардейская	$\frac{7897}{8197}$	$\frac{16500}{31075}$	$\frac{13419}{15550}$	$\frac{5}{5}$	$\frac{1}{1}$	$\frac{170}{150(120 - 165)}$	$\frac{1100(1000-1200)}{780(510-1300)}$
им. IX Пятилетки	$\frac{8645}{9695}$	$\frac{14400}{23300}$	$\frac{11400}{11000}$	$\frac{3}{7}$	$\frac{2}{2}$	$\frac{175}{180(130 - 320)}$	$\frac{900(1800-2000)}{780(500-1800)}$
Луганская- 1	$\frac{5455}{6550}$	$\frac{19450}{64096}$	$\frac{26400}{46445}$	$\frac{9}{12}$	$\frac{-}{-}$	$\frac{150}{162(108 - 221)}$	$\frac{1250(900-1600)}{1300(800-2500)}$
Комсомольская	$\frac{15906}{26604}$	$\frac{40800}{49435}$	$\frac{19200}{16790}$	$\frac{5}{8}$	$\frac{1}{-}$	$\frac{200}{182(120 - 200)}$	$\frac{1600(1200-2000)}{910(550-1500)}$
Прогресс	$\frac{18348}{22598}$	$\frac{15700}{23250}$	$\frac{19300}{12760}$	$\frac{8}{4}$	$\frac{-}{2}$	$\frac{160}{180(170 - 188)}$	$\frac{1200(1200-2000)}{1080(850-1480)}$

Продолжение таблицы 2

Наименование шахты	Производственная мощность, т/год	Среднесуточная нагрузка на лаву, т	Шахтная себестоимость, руб/т	Участковая себестоимость, руб/т	Промышленные запасы, т	Удельный вес отработанных промышленных запасов по пластам, %
Южно-Донбасская-1	$\frac{1800000}{1650000}$	$\frac{925}{540}$	$\frac{7,45}{26,35}$	$\frac{-}{8,57}$	43791000	26,9 (c_{13}); 24,9 (c_{11}); 8,5 (c_{10}^2)
Суходольская-Восточная	$\frac{1800000}{594000}$	$\frac{450}{254}$	$\frac{25,06}{39,99}$	$\frac{-}{12,5}$	94641000	1,6 (k_2^e); 1,1 (i_3')
Комсомолец Донбасса	$\frac{3600000}{1328000}$	$\frac{800}{566}$	$\frac{16,07}{34,78}$	$\frac{-}{6,76}$	143200000	6,8 (l_7); 0,03 (l_6); 1,8 (l_4); 0,02 (l_3)
им. А.Г.Стаханова	$\frac{4000000}{3224000}$	$\frac{900}{880}$	$\frac{7,81}{19,87}$	$\frac{-}{4,5}$	126151000	32,8 (l_7); 13,5 (l_3); 0,7 (l_1)
Должанская-Капитальная	$\frac{3000000}{2880000}$	$\frac{970}{730}$	$\frac{15,13}{18,32}$	$\frac{-}{4,8}$	104915000	18,4 (l_6^H)
Молодогвардейская	$\frac{1200000}{1394700}$	$\frac{1150}{842}$	$\frac{6,99}{17,29}$	$\frac{-}{6,6}$	47153000	54,0 (k_2); 10,0 (i_3')
им. IX Пятилетки	$\frac{1650000}{562340}$	$\frac{455}{188}$	$\frac{7,88}{38,82}$	$\frac{-}{12,8}$	36163000	42,7 (l_8'); 5,7 (l_6); 8,4 (l_2')
Луганская- 1	$\frac{3000000}{1501996}$	$\frac{853}{349}$	$\frac{5,29}{23,61}$	$\frac{-}{8,38}$	125304000	4,7 (l_6^H); 7,0 (l_2); 1,1 (l_1); 22,9 (k_7')
Комсомольская	$\frac{1500000}{1372000}$	$\frac{1365}{600}$	$\frac{7,0}{23,67}$	$\frac{-}{7,84}$	99337000	2,6 (h_{10}); 5,4 (h_8); 3,3 (h_7)
Прогресс	$\frac{1800000}{1012012}$	$\frac{600}{698}$	$\frac{7,88}{23,42}$	$\frac{-}{4,02}$	61072000	11,5 (h_8)

Рост протяженности подготовительных выработок связан с заменой столбовых систем разработки на сплошные и комбинированные, что ведет к увеличению сроков поддержания выработок, а также увеличением количества лав из-за стремления обеспечить плановую мощность шахты при низкой среднесуточной нагрузке на очистной забой (ш. Южно-Донбасская, Луганская-1).

Помимо этого росту фактической протяженности горных выработок по сравнению с проектной способствует и неоднократный пересмотр ранее принятых проектных решений. Так, например, в 1994 г. запасы по пластам k'_3 , k_3^6 и k_3^H резервного участка "Берали" числились на балансе ш. Перевальская. Затем их передали в 1995 г. ш. Украина, а уже в 1997 г. опять вернули на ш. Перевальская. В результате на данной шахте длительное время были законсервированы горные выработки, пройденные для подготовки этого участка, а затраты на его вскрытие со стороны ш. Украина оказались бросовыми.

Проект ш. Должанская-Капитальная пересматривался дважды. В 1969 г. он предусматривал годовую производственную мощность 3000000 т, которая должна была обеспечиваться 8-ю действующими лавами со среднесуточной нагрузкой 1050 т. Их длина принята равной 120-180 м при длине столба 600-1500 м.

В 1972 г. проект был скорректирован и годовая производственная мощность увеличена до 4200000 т, среднесуточная добыча из лавы – до 3300 т ее длина – до 400 м, а длина столба – до 4000 м.

В 1982 году в результате повторной корректировки проекта годовая производственная мощность шахты, средства механизации очистных работ, количество и размеры лав, выемочных полей были приведены в соответствие с данными проекта 1969 г., а среднесуточная нагрузка на лаву уменьшена до 970 т.

Техническим заданием на проектирование ш. Комсомольская, утвержденным в 1965 г. предусмотрена годовая производственная мощность 3000000 т. Количество действующих лав – 5, среднесуточная добыча из них 1600-2400 т.

В 1978 г. после обобщения опыта работы соседних шахт и результатов доразведки угольных пластов, показавших существенное ухудшение условий их залегания, было принято решение уменьшить производственную мощность до 1500000 т, а среднесуточную нагрузку до 750-1200 т.

Шахта Молодогвардейская в 1954 г. была спроектирована с обычной "сухой" технологией добычи угля и годовой производственной мощностью 900000 т. После начала ее строительства она в 1959 г. была перепроектирована в гидрошахту с мощностью 1200000 т, но уже в 1965 г. было принято решение опять перепроектировать шахту для до-

бычи угля по обычной технологии, отказавшись от гидродобычи.

Выбор шахт для реконструкции и участков заложения новых шахт также не всегда обоснован, о чем свидетельствует опыт шахт Украина, им. С.В. Косиора и им. IX Пятилетки. Шахта им. С.В. Косиора была закрыта из-за невозможности эффективной отработки пластов в восточном крыле шахтного поля, залегающих в более сложных условиях чем в западном крыле.

Шахта Украина была переведена в категорию закрывающихся из-за весьма сложных условий ведения горных работ по пл. k_6 .

Шахта им. IX Пятилетки (Північна) также имеет весьма низкие показатели функционирования в связи с весьма развитой в пределах шахтопластов системой крупных и мелких тектонических разрывов.

Кроме того следует обратить внимание и на то, что в большинстве рассмотренных выше случаев технико-экономические показатели работы шахт и лав оказались заметно хуже проектных. Так, фактическая годовая производственная мощность оказалась меньше проектной в среднем в 2 раза, что объясняется прежде всего низкой среднесуточной нагрузкой на лавы, недостаточным их числом, подготовкой более коротких лав с меньшей протяженностью выемочных полей (столбов) с применением менее прогрессивных систем разработки, более сложной сетью горных выработок. Увеличения фактической шахтной себестоимости по сравнению с проектной объясняется как указанными выше причинами, так и увеличением цен и тарифов.

Обобщая изложенное следует отметить, что расхождения фактических и проектных показателей работы шахт вызваны прежде всего отклонениями, применяемых на практике решений по вскрытию, подготовке и системам разработки от рекомендуемых в проектах. Эти отклонения вызваны целым рядом обстоятельств, среди которых в первую очередь следует выделить степень совершенства методологии принятия оптимальных проектных решений, которая, как следует из выше приведенных случаев, должна позволять учитывать разную степень благоприятности условий залегания угольных пластов и их участков, возможность их ухудшения по сравнению с прогнозом и обеспечивать формирование и оценку всех допустимых в конкретных условиях вариантов технических решений.

Библиографический список

1. Тополов В.С. Угольная отрасль Украины: Энергоресурсы, перспективы, состояние, проблемы и стратегия развития / В.С. Тополов, Б.А. Грядущий, С.М. Петренко. – Донецк: ООО "Алан", 2005. – 408 с.
2. Бурчаков А.С. Выбор технологических схем угольных шахт / А.С. Бурчаков, В.А. Харченко, Л.А. Кафорин. – М.: Недра, 1975. – 274 с.

3. *Методология проектирования горных предприятий / Ю.И. Свирский, Б.Д. Миловзоров, В.М. Еремеев и др. – М.: Недра. – 1986. - 429 с.*

4. *Шестаков В.А. Проектирование горных предприятий / В.А. Шестаков. – М.: МГГУ, 2003. – 795 с.*

Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Антощенко Н.И.

*д.т.н. Антощенко Н.И.,
д.т.н. Окаелов В.Н., Бубунец Ю.В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

О НЕОБХОДИМОСТИ РАЗРАБОТКИ НАУЧНЫХ ОСНОВ ПРОГНОЗА ДИНАМИКИ ГАЗОВЫДЕЛЕНИЯ ИЗ СБЛИЖЕННЫХ УГОЛЬНЫХ ПЛАСТОВ

Виконаний аналіз ступеню відповідності відомих методів прогнозу газовиділення з вугільних пластів, що зближені експериментальним даним та обґрунтована необхідність розробки принципово нової методики прогнозу динаміки газовиділення.

Ключові слова: *прогноз газовиділення, вугільні пласти, що зближені, підроблений вугільний пласт, надроблений вугільний пласт.*

Выполнен анализ степени соответствия известных методов прогноза газовыделения из сближенных угольных пластов экспериментальным данным и обоснована необходимость разработки принципиально новой методики прогноза динамики газовыделения.

Ключевые слова: *прогноз газовыделения, сближенные угольные пласты, подработанный пласт, надработанный пласт.*

Современные средства связи и вычислительной техники позволяют оперативно получать и обрабатывать текущую информацию о газовой обстановке в угольных шахтах и режимах работы дегазационных систем. Принятие последующих решений, направленных на обеспечение безопасных условий в горных выработках по газовому фактору, затруднено из-за отсутствия методик прогноза динамики газовыделения при изменении влияющих факторов.

Основное метановыделение при эксплуатации выемочных участков (до 70-90%), в большинстве случаев, происходит из подрабатываемых и надрабатываемых угольных пластов и вмещающих пород. Одним из ключевых моментов прогноза динамики газовыделения является достоверная оценка уровня метановыделения из каждого источника.

На основании газовых съемок, с достаточной для практики точностью, можно определить газовыделение из разрабатываемого пласта и выработанного пространства выемочного участка. В свою очередь газовыделение из выработанного пространства, как правило, обусловлено несколькими источниками. К ним относятся подрабатываемые и надрабатываемые сближенные угольные пласты и вмещающие породы. Оп-

ределить отдельно газовыделение из них, учитывая современное состояние науки и техники, в большинстве случаев возможно только расчетным путем, распределив общее количество газа из выработанного пространства между сближенными пластами. Установить соответствие такого распределения фактическому газовыделению из указанных источников можно косвенно, анализируя экспериментальные данные с учетом некоторых особенностей отработки каждого выемочного участка. В частности о доле метановыделения из сближенного пласта в общем газовом балансе можно судить по изменению фактического газовыделения при отработке другого сближенного пласта в ранее подработанных или надработанных этим пластом зонах. Целью настоящей работы является оценить степень соответствия известных методов прогноза газовыделения экспериментальным данным и обосновать необходимость разработки принципиально новой методики прогноза динамики газовыделения из сближенных пластов.

Учитывая важность для науки и производства рассматриваемых вопросов, актуальность работы не вызывает сомнений. К анализу привлечены результаты, полученные по методикам прогноза газовыделения для конкретных горно-геологических условий согласно нормативным документам [1,2], а также известные зависимости степени дегазации сближенных пластов от расстояния до разрабатываемого [3,4].

Общие подходы к определению доли газовыделения из сближенных пластов или степени дегазации согласно методик [1-4] принципиально не отличаются между собой. Предполагается, что на некотором предельном расстоянии от разрабатываемого пласта H_p и более, газовыделение из сближенных пластов не происходит, а следовательно и степень их дегазации равна нулю. Согласно ранее действовавшему нормативному документу это расстояние для подрабатываемых пластов рассчитывалось с учетом мощности разрабатываемого пласта (m_b), угла его залегания (α) и коэффициента ($k_{y.k.}$), характеризующего способ управления кровлей в очистной выработке [1].

$$H_p = k_{y.k.} m_b (1,2 + \cos \alpha), \text{ м.} \quad (1)$$

Для надрабатываемых пластов во всех случаях предельное расстояние принималось равным 35 м.

Относительное газовыделение (q_{cni}) из i -го сближенного пласта, определялось независимо от того подработан или надработан этот пласт по уравнению:

$$q_{cni} = \frac{m_{cni}}{m_b} (x_{cni} - x_{oi}) \left(1 - \frac{H_i}{H_p}\right), \text{ м}^3/\text{т}, \quad (2)$$

где m_{cni} – мощность i -го сближенного пласта, м;
 x_{cni} – метаноносность i -го сближенного пласта, $\text{м}^3/\text{т}$;

x_{oi} – остаточная метаноносность i -го пласта, $\text{м}^3/\text{т}$;

H_i – расстояние по нормали между разрабатываемым и i -м сближенным пластами, м .

Методикой действующего в настоящее время руководства [2] правая часть уравнения (2) корректируется путем введения множителя, учитывающего скорость подвигания очистного забоя ($V_{оч}$).

$$q_{cni} = 1,14 V_{оч}^{-0,4} \frac{m_{cni}}{m_g} (x_{cni} - x_{oi}) \left(1 - \frac{H_i}{H_p}\right), \text{м}^3/\text{т}. \quad (3)$$

Отличия расчетов [2] от [1] состоят также в разных подходах к определению H_p для подрабатываемых и надрабатываемых пластов. Предельное расстояние для случая подработки согласно [2] производится по другой зависимости и дополнительно используется длина очистного забоя ($l_{оч}$) и коэффициент ($k_{л}$), учитывающий влияние степени метаморфизма на величину свода разгрузки.

$$H_p = 1,3 l_{оч} k_{у.к.} k_{л} \sqrt{m_g} (\cos \alpha + 0,05 k_{л}), \text{м}. \quad (4)$$

Для надрабатываемых пластов H_p принимается равным 60, вместо 35 м .

В уравнениях (2) и (3) сомножители соответственно $(x_{cni} - x_{oi})$ и $1,14 V_{оч}^{-0,4} (x_{cni} - x_{oi})$ по физическому смыслу характеризуют возможное газовыделение из одной тонны угля i -го сближенного пласта при степени его дегазации от природной газоносности (x_{cni}) до остаточной (x_{oi}). Путем умножения указанных параметров на выражение $\frac{m_{cni}}{m_g} \left(1 - \frac{H_i}{H_p}\right)$ рас-

считывается прогнозируемое относительное газовыделение из одной тонны угля каждого i -го сближенного пласта q_{cni} . Сумма $\sum q_{cni}$ определяет общее относительное газовыделение из всех подрабатываемых и надрабатываемых пластов.

Отношение $\frac{m_{cni}}{m_g} \left(1 - \frac{H_i}{H_p}\right)$ к общей сумме $\sum_{i=1}^n \frac{m_{cni}}{m_g} \left(1 - \frac{H_i}{H_p}\right)$ характеризует долю газовыделения из i -го сближенного пласта. Общее относительное суммарное газовыделение из подрабатываемых и надрабатываемых пластов в этом случае равно единице.

Предложенные зарубежными учеными [3,4], зависимости степени дегазации угля сближенных пластов при их подработке и надработке так же позволяют прогнозировать возможную долю газовыделения из сближенных пластов, учитывая их удаленность от разрабатываемого. Зарубежные ученые использовали, как и в отечественных нормативных документах, значения параметра H_p для подрабатываемых и надрабатываемых пластов. Отличие заключается в применении параметров H_p в отдельных зависимостях, независимых друг от друга, для подрабатываемых и надрабатываемых пластов.

Шульц предполагал, что при подработке дренирование газа происходило из пластов, удаленных от разрабатываемого до 100 м. Им предложена зависимость, согласно которой при $H_i = 0$ дегазация равнялась 100%, а при $H_i = H_p$ – нулю. При надработке прогнозировалась возможная дегазация сближенных пластов, удаленных до 20 м от разрабатываемого.

Подходы у остальных ученых были похожими. Отличия состояли в разном характере изменения степени дегазации при удалении сближенных пластов от разрабатываемого и использовании значений H_p , которые существенно отличались между собой.

Винтер принял H_p равным примерно 160 м при подработке и 50 м при надработке.

Штюффкент взял за основу для расчетов $H_p = 120$ м при подработке и 60 м при надработке.

В методиках Паттейского и Силезского политехнического института степень дегазации определялась в зависимости от относительной величины $\frac{H_i}{m_g}$. По Паттейскому при подработке параметр $\frac{H_p}{m_g} \gg 140$, а при надработке он принимался равным 70. Силезским политехническим институтом предложены отдельные экспоненциальные зависимости для определения степени дегазации подрабатываемых и надрабатываемых пластов с использованием параметра $\frac{H_i}{m_g}$.

Расчет прогноза доли газовыделения из подрабатываемых и надрабатываемых пластов произвели при отработке антрацитового пласта I_2^B в условиях шахты им. газеты «Известия». Выбор этого объекта обусловлен наличием экспериментальных данных об изменении абсолютного газовыделения при отработке пласта I_2^B в ненадработанной и надработанной зонах пластом I_4 [5,6].

Согласно расчетам [1] при выемке пласта I_4 газовыделение из надрабатываемых пластов происходить не будет. Это предопределено расположением первого надрабатываемого пласта I_3 от разрабатываемого I_4 на расстоянии 45 м. По методике газовыделение может происходить из надрабатываемых пластов, расположенных ближе 35 м. В данном случае прогнозируется, что весь газ в выработанное пространство поступает только из подработанных пластов. В зону влияния очистных работ по пласту I_4 попадают подрабатываемые сближенные пласты I_6 , б/н, б/н, б/н и I_5 , расположенные на удалении менее предельного расстояния ($H_p=92$ м). Прогнозируемая доля газовыделения из наиболее удаленных пластов I_6 и б/н составляет менее одного процента, и она практически равна нулю.

Определяемая согласно [2] доля газовыделения из надрабатываемого сближенного пласта I_3 составляла 7% и 5% при отработке пласта I_4

лавами соответственно длиной 100 и 150 м. Разница в доле газовыделения из одного надрабатываемого пласта вызвана распределением газоразделения из подрабатываемых и надрабатываемых пластов по предельным расстояниям H_p с использованием общей зависимости (3). При выемке пласта l_4 лавой длиной 100 м расчеты проведены соответственно для $H_p=200$ м при подработке и $H_p=60$ м для надработки. Расчетные значения H_p при отработке пласта l_4 лавой длиной 150 м соответственно были равны 300 и 60 м. При одной величине параметра $\frac{m_{cni}}{m_e}(1 - \frac{H_i}{H_p}) = 0,14$

для надрабатываемого пласта l_3 , изменение доли газоразделения из него вызвано разными значениями H_p для подрабатываемых пластов. В первом случае $H_p=200$ м, а во втором – 300 м. Учитывая разные геомеханические процессы, происходящие в подработанных и надработанных породах, приведенный пример свидетельствует о некорректности расчета доли газоразделения из подрабатываемых и надрабатываемых пластов по общим уравнениям 2 или 3. Кроме этого методика построена так, что расчетная величина H_p для подрабатываемых пластов согласно [2] может превышать глубину ведения очистных работ. Такая ситуация сложилась во втором случае, когда глубина отработки пласта l_4 составляла 220 м, а предельное расстояние H_p было равно 300 м.

По аналогии с расчетом прогноза газоразделения при отработке пласта l_4 по методикам [1,2] произвели расчет доли газоразделения из сближенных пластов при условии первоочередной отработки пласта l_2^B , а также при его выемке в надработанной пластом l_4 зоне.

При первоочередной отработке пласта l_4 прогнозные доли газоразделения из подработанных сближенных пластов l_6 , б/н, б/н, б/н и l_5 согласно [1] соответственно составляли 0,00, 0,00, 0,13, 0,04 и 0,83 от общего газоразделения из рассматриваемых источников. При первоочередной отработке пласта l_2^B доли газоразделения из подрабатываемых пластов l_5 , l_4 и l_3 соответственно составляли 0,02, 0,25 и 0,27, а из надрабатываемого пласта l_2^H – 0,46. Из результатов расчета видно, что первоочередная отработка пласта l_4 и последующая l_2^B должны были совместно повлиять только на газоразделение из одного подрабатываемого пласта l_5 . При выемке пласта l_4 доля газоразделения из пласта l_5 прогнозировалась равной 0,83, а при отработке пласта l_2^B – 0,02. Долю газоразделения из пласта l_5 после отработки пласта l_4 и ведения очистных работ по пласту l_2^B в надработанной зоне определили по уравнению:

$$(1 - D_{l_4})D_{l_5} = (1 - 0,83)0,02 \approx 0,00, \quad (5)$$

где D_{l_4} - доля газоразделения из пласта l_5 при отработке пласта l_4 ;
 D_{l_5} - доля газоразделения из пласта l_5 при отработке пласта l_2^B .

В данном случае первоочередная отработка пласта l_4 привела к снижению газовыделения при выемке пласта l^B_2 в надработанной зоне, практически, только на долю газовыделения (0,25) из отработанного пласта l_4 . Относительное газовыделение из сближенных пластов должно было уменьшиться с единицы в ненадработанной зоне до 0,73 в надработанной. Основное газовыделение в выработанное пространство после отработки l_4 прогнозировалось из пласта l^H_2 , надрабатываемого l^B_2 . Расчетная доля метановыделения из этого источника в общей доле газовыделения из выработанного пространства в рассматриваемом случае прогнозировалась равной 63 %.

Применяя аналогичную схему и логическую цепочку расчета последовательно определили доли газовыделения из сближенных пластов согласно [2] при отдельной отработке l_4 и l^B_2 , а затем в надработанной зоне при эксплуатации шахтой им. газеты «Известия» выемочных участков 6-й и 7-й западных лав пласта l^B_2 .

При отработке пласта l_4 при разной длине лав (100 и 150 м) прогнозировалось газовыделение из всех подрабатываемых сближенных пластов, так как значения H_p соответственно были равны 200 и 300 м, что превышает расстояние до наиболее удаленного (172 м) подрабатываемого пласта. При $H_p = 60$ м в зону возможного газовыделения при надработке попадал только один пласт l_3 .

Длины 6-й и 7-й западных лав шахты им. газеты «Известия» были более 220 м. По этой причине расчетное значение H_p согласно [2] для этих лав было одинаковое и равнялось 512 м. Прогнозировалось газовыделение из всех подрабатываемых пластов, так как расчетное H_p превышало глубину ведения очистных работ. Предполагалось также газовыделение из четырех надрабатываемых пластов, расположенных на расстоянии мене 60 м. В обоих случаях надработка пластом l_4 вызывала согласно [2] при выемке пласта l^B_2 снижение доли газовыделения из сближенных пластов до 0,72, т.е. газовыделение должно было уменьшиться на 28%.

Приняв за основу методики иностранных исследователей [3,4], рассчитали возможную долю газовыделения из сближенных пластов при первоочередной раздельной отработке пластов l_4 и l^B_2 , а также при ведении очистных работ по пласту l^B_2 в надработанной зоне.

Расчеты произвели в следующем порядке. Используя зависимости [3,4], определили возможный коэффициент дегазации каждого сближенного пласта (k^i_o). Затем определили отношение $\frac{m_i k^i_o}{\sum m_i}$ для i -х пластов и нашли общую сумму $\sum \frac{m_i k^i_o}{\sum m_i}$. Отношение первого параметра ко второму характеризует долю газовыделения из i -го пласта от общего газовыделения, принятому равным единице.

Согласно зависимостям, предлагаемых Шульцем, максимальное снижение газовыделения при ведении очистных работ по пласту l^B_2 после его надработки пластом l_4 ожидалось на 34 %. По остальным методикам (Винтера, Штюффкента, Паттейского, Силезского института) предполагалось снижение газовыделения на 12-18 %.

Фактическое изменение уровня газовыделения при отработке пласта l^B_2 в ненадработанной и частично надработанной зонах [5,6] существенно отличается от приведенных показателей. При ведении очистных работ в ненадработанной зоне суммарное газовыделение в горные выработки и дегазационные скважины 7-й западной лавы пласта l^B_2 составляло более 40 м³/мин, а в частично надработанной зоне оно снизилось до 13 м³/мин.

Такое уменьшение уровня газовыделения не прогнозировалось ни одной из рассмотренных методик [1-4], которые завышали газовыделение в надработанной пластом l_4 зоне в несколько раз.

Изменение в расчетах предельного расстояния H_p для подрабатываемых пластов в диапазоне 100-512 м и в интервале 20-70 м для надрабатываемых не приводило к существенному изменению результатов расчета. Во всех семи случаях получен, по сути, одинаковый результат снижения газовыделения из сближенных пластов в надработанной зоне.

Вторым существенным недостатком почти всех рассмотренных методик является прогнозирование при выемке пласта l^B_2 в надработанной зоне доли газовыделения более 40 % из надрабатываемых пластов.

Предположили [5], что с помощью дегазации отводится весь метан из кровли, то газовыделение в дегазационные скважины будет характеризовать его долю метановыделения из подработанных пластов и пород. Несмотря на условность такого допущения, экспериментальные данные в условиях отработки пласта l^B_2 шахты им. газеты «Известия» свидетельствуют о довольно большой доле газовыделения из подрабатываемых пластов и пород, которая составляла 84-95 %.

Приведенные расчеты прогнозируемой доли газовыделения из сближенных пластов согласно [1-4] и сравнение результатов с экспериментальными данными [5,6] свидетельствуют о завышении известными методиками газовыделения в несколько раз при отработке лав в надработанных зонах. Кроме этого ни одна из методик не дала положительных результатов распределения доли газовыделения между сближенными пластами, несмотря на варьирование параметром H_p в широком диапазоне. Это свидетельствует о несоответствии научных положений, заложенных в основу существующих методик, практике отработки газоносных угольных пластов.

Несоответствие научных положений при определении степени дегазации сближенных пластов с использованием параметра H_p состоит в

том, что с удалением от разрабатываемого пласта не учитывается изменение нарушенности вмещающих пород. На расстоянии H_p от разрабатываемого пласта при подработке образуются, как минимум несколько зон, отличающихся между собой разной техногенной трещиноватостью. Она определяет интенсивность процессов десорбции газа из сближенных пластов. Следует ожидать максимальное газовыделение из подработанных сближенных пластов, попадающих в зоны беспорядочного обрушения и вертикально ориентированных трещин. Меньшей дегазации будут подвергаться более удаленные пласты. В каждой из характерных зон сдвижения подработанных пород изменение степени дегазации пластов должно описываться индивидуальной зависимостью, а не общей с использованием параметра H_p .

Для надрабатываемых пластов также необходимо учитывать характерные геомеханические процессы, определяющие интенсивность десорбции газа из угля.

Для устранения указанных недостатков и возможности разработки научных основ прогноза динамики газовыделения из сближенных пластов необходимо рассмотреть принципиально новые подходы, учитывающие геомеханические процессы в подработанных и надработанных породах и их влияние на десорбцию метана из угля сближенных пластов.

Библиографический список

1. *Руководство по проектированию вентиляции угольных шахт / ред. кол.: А.М. Карпов [и др.] ; под ред. А.М. Карпова. – М.: «Недра», 1975. – 238 с.*
2. *Руководство по проектированию вентиляции угольных шахт / ред. кол.: С.В. Янко [и др.] ; под ред. С.В. Янко. – Киев : Основа, 1994. – 311 с.*
3. *Козловский Б. Прогнозирование метановой опасности в угольных шахтах / Б. Козловский: Пер. с польского. – М.: Недра, 1975. – 152 с.*
4. *Природные опасности в шахтах, способы их контроля и предотвращения / Е.Ф. Карпов, Ф.С. Клебанов, Б. Фирчанек [и др.]. – М.: Недра. – 1981. – 471с.*
5. *Драбик А.С. О прогнозе газовыделения из сближенных пластов / А.С. Драбик, Н.И. Антощенко // Безопасность труда в промышленности. – 1986. – №2. – С. 49-50.*
6. *Антощенко Н.И. Влияние целиков угля на газовыделение при отработке сближенных пластов / Н.И. Антощенко, Н.В. Павлив // Уголь. – 1988. – №3. – С. 14-17.*

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

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

АПРИОРНЫЙ АНАЛИЗ ФАКТОРОВ, УЧИТЫВАЕМЫХ ПРИ ОПТИМИЗАЦИИ СЕТЕЙ ГОРНЫХ ВЫРАБОТОК

Наведена методика обґрунтування переліку факторів, що найбільше впливають на топологію мережі гірничих виробок.

Ключові слова: фактори, мережі гірничих виробок.

Представлена методика обоснования перечня факторов, которые в наибольшей степени влияют на топологию сети горных выработок.

Ключевые слова: факторы, сеть горных выработок.

Выбор оптимальной сети горных выработок осуществляется с учетом большого объема информации как о технико-экономических показателях их функционирования, так и условиях работы. Выполненный анализ критериев и методов оптимизации СГВ показал, что перечень учитываемых при этом факторов весьма разнообразен. Поэтому возникла необходимость их систематизации с целью выявления наиболее часто учитываемых и оценки возможности получения о них информации на предпроектных стадиях принятия решений. Систематизация осуществлялась применительно к характеру решаемых задач и виду прогнозируемых показателей. В соответствии с этим отдельно рассматривались факторы, которые учитываются при формировании вариантов сетей горных выработок, прогнозировании показателей их функционирования, состояния углевмещающих пород, а также показателей оценки угольных месторождений.

По результатам анализа методов решения указанных задач, установлено, что общее число принимаемых во внимание факторов составило 100, из них геологических и физико-механических – 40, технологических – 50, производственных – 10.

К геологическим и физико-механическим факторам отнесены: промышленные запасы угля (Z_{np} , т); глубина разработки (H , м); угол падения пластов (α , град); мощность пласта ($m_{пл}$, м); строение пласта; вязкопластические свойства угля; его сопротивляемость резанию (A_p , кН/м); объемный вес угля (γ , т/м³); относительная метаноносность угольных пластов и метанообильность горных выработок (q , м³/т); об-

водненность (ω , м³/ч); марочный состав угля; степень агрессивности шахтной воды; эксплуатационная зольность угля (A_3^d , %); содержание в нем общей серы (S_t^d , %); рабочая влажность (W_t^r , %); наличие дизъюнктивных нарушений; наличие пликтивных нарушений; опасность пластов по внезапным выбросам, горным ударам, самовозгоранию; наличие ложной кровли и ее мощность ($m_{л.к}$, м); гипсометрия пласта; глубина отжима угля ($\epsilon_{от}$, м); устойчивость пород непосредственной кровли и почвы; обрушаемость основной кровли; крепость пород по М.М. Протодяконову (f); прочность пород на одноосное сжатие (σ , МПа); их литологическая принадлежность; частота трещин (ρ , шт./м); мощность пород непосредственной почвы ($m_{н.п}$, м) и кровли ($m_{н.к}$, м); слоистость и фациальная принадлежность пород; мощность пород основной кровли ($m_{о.к}$, м); положение лавы в складчатой структуре; расстояние между пластами по горизонтали (M_z , м); количество разрабатываемых пластов ($n_{пл}$); мощность наносов (M_n , м).

К технологическим факторам отнесены: способ вскрытия; способ и схема подготовки; система разработки; средства механизации очистных работ; схема и вид подземного транспорта угля; схема проветривания; количество действующих лав ($n_{д.л}$); суммарная протяженность поддерживаемых выработок (Σl , м); длина лавы (l , м); количество разрабатываемых горизонтов (n_z); уровень концентрации очистных работ; технологическая ценность угля ($K_{т.у}$); скорость крепления лавы ($V_{кр}$, м/мин); шаг передвижки секций механизированной крепи (ϵ_n , м); коэффициент технической производительности комплексномеханизированных забоев (k_m); коэффициент машинного времени (K_m); ширина захвата исполнительного органа выемочной машины (r , м); рабочая скорость подачи комбайна (V_n , м/мин); коэффициент готовности сопряжений (μ_c); суммарная длина ниш (l_n , м); продолжительность технологических перерывов ($T_{т.п}$, мин); длительность прочих простоев в лаве ($T_{п.п}$, мин); скорость подвигания лавы (V , м/сут); направление выемки; продолжительность эксплуатации крепи ($T_{кр}$, лет); площадь поперечного сечения выработки в свету ($S_{св}$, м²); способ проведения выработки; наличие специальных мероприятий при проведении горной выработки; ее тип и вид крепи; длина выемочного участка ($L_{в.у}$, м); способ охраны выработки; сцепной вес электровоза ($P_э$, т); количество маршрутов (n_m); длина маршрута (L_m , м); количество электровозов ($n_э$); длина транспортирования конвейером (L_k , м); количество конвейеров (n_k); тип ленточного конвейера; средний грузопоток (Q , т/час); расход воздуха на проветривание шахты ($Q_в$, м³/с); общешахтная депрессия ($H_{ш.д}$, мм.вод.ст); длина магистрального дегазационного трубопровода ($L_{м.т}$, м); угол наклона выработки ($\alpha_{з.в}$, град); направление проведения

выработки; максимальная длина закладочного трубопровода ($L_{з.м}$, м); схема передвижки крепи; минимальное время устойчивости нижних слоев кровли ($t_{н.к}$, мин); размеры шахтного поля по падению ($H_{ш.п}$, м) и по простиранию ($S_{ш.п}$, м).

К производственным факторам отнесены: годовой объем добычи угля ($A_{ш.г}$, т/год); среднесуточная добыча угля из лавы (A_c , т/сут); численность подземных трудящихся по шахте ($Ш_n$, чел.); среднесписочная численность рабочих очистного забоя ($Ш_{о.з}$, чел.); удельный расход электроэнергии на добычу угля (E , тыс.кВт-ч/1000 т); трудоемкость очистных работ ($N_{оч.р}$, чел.-дней/1000 т); производительность труда ($П$, т/чел.мес.); количество смен по добыче ($n_{см}$); количество рабочих дней в году (N_z , дней); режим работы шахты.

Для каждого из этих факторов рассчитана частота их учета при решении указанных выше задач. Она представляет собой отношение количества методов, в которых встречается тот или иной фактор к общему числу методов, предназначенных для решения соответствующей задачи. По этому показателю выделены три группы: I-я – частота учета более 70%, II-я – от 30 до 70% и III-я – менее 30%.

Распределение факторов по группам показало, что часть одних и тех же из них попадает в разные группы в зависимости от вида решаемой задачи. При этом выявлены факторы, которые, обладая невысокой частотой учета при решении каждой задачи в отдельности, встречаются при решении большого числа видов этих задач.

Отмеченные обстоятельства затруднили ранжирование факторов по их значимости и привели к необходимости разработки дополнительных критериев ее оценки. Предложено два критерия – отношение средневзвешенного ранга фактора к количеству решаемых с его помощью проектных задач (K_{ri}) и обратная ему величина, названная коэффициентом весомости фактора (K_{vi}).

$$K_{ri} = \frac{\sum_{i=1}^{N_3} (n_i \cdot R_i)}{\sum_{i=1}^{N_3} n_i \cdot N_{zi}}, \quad (1)$$

где n_i – частота учета i -го фактора при решении конкретной задачи, дол. ед.;

R_i – ранг i -го фактора (1 для факторов, вошедших в I-ю группу, 2 – во II-ю и 3 – в III-ю);

N_{zi} – количество задач, решаемых с учетом i -го фактора;

N_3 – общее количество решаемых задач.

$$K_{vi} = \frac{1}{K_{ri}}. \quad (2)$$

Чем меньше значение K_{ri} для i -го фактора, тем более высокое место он занимает в ранжированном ряду и, следовательно, является более значимым для решения проектных задач. В то же время, чем больше K_{vi} , тем более весомым является соответствующий фактор.

По результатам расчетов величин K_{ri} и K_{vi} построены гистограммы их распределения, представленные на рисунках 1 и 2.

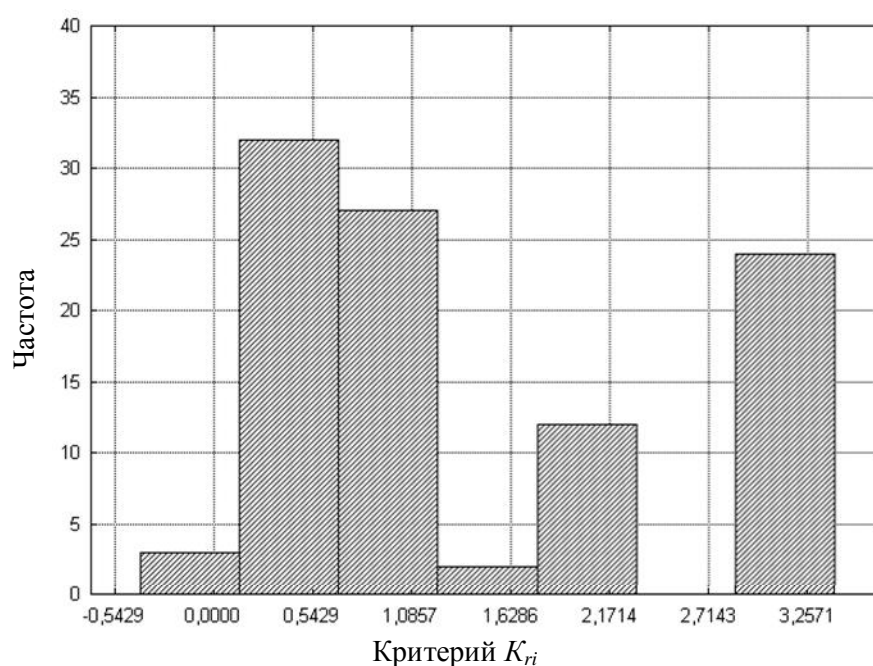


Рисунок 1 – Распределение значений коэффициента рангов факторов

График распределения K_{ri} указывает на наличие как минимум двух совокупностей его значений, что свидетельствует о совмещении их распределений, каждое из которых должно рассматриваться отдельно [1, 2]. Как видно границей между этими совокупностями значений является величина K_{ri} , равная 1,34.

После разделения исходной выборки на две было установлено, что в первую попало 32 геологических фактора из 40, а во вторую 22 технологических из 50 и 8 производственных из 10-и. Таким образом, 1-я совокупность формируется в основном за счет геологических, а 2-я – технологических и производственных факторов. Поскольку в 1-ю совокупность вошла и часть технологических факторов, то в дальнейшем

выполнена проверка значимости геологических и технологических факторов в пределах этой совокупности. Расчет среднего арифметического значения K_{vi} для этих групп факторов показал, что для геологических оно составляет 0,522, а для технологических – 0,792. Таким образом, геологические факторы в среднем более значимы, чем технологические.

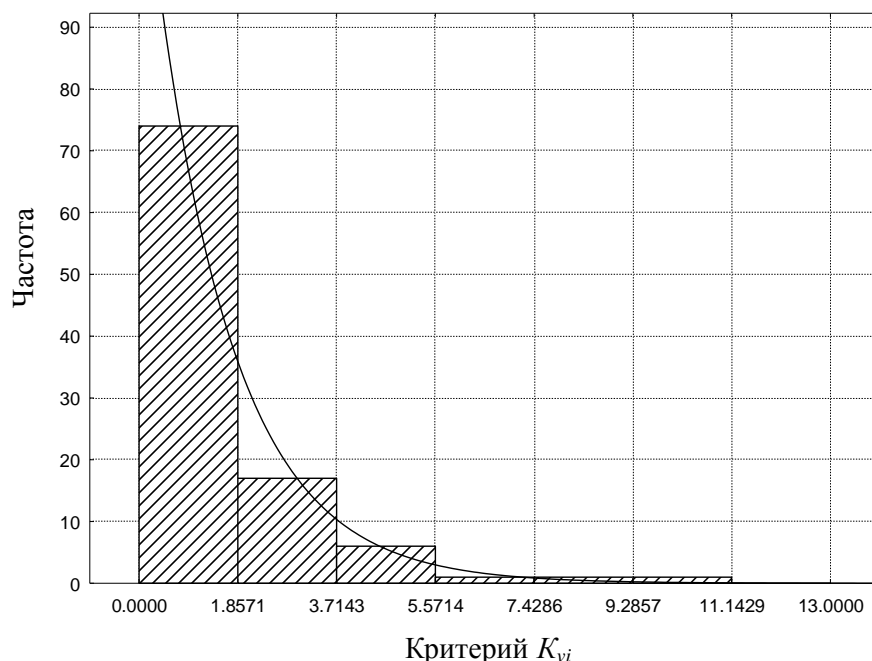


Рисунок 2 – Распределение значений коэффициента весомости

Этот вывод подтверждается анализом закона распределения K_{vi} и расчетов его средних значений для указанных групп факторов 1-й совокупности. Распределение K_{vi} описывается Гамма-функцией. Его значения для геологических факторов 1-й совокупности сосредоточены в асимметричной части распределения и составляют для геологических факторов в среднем 2,63, а для технологических 1,51.

Таким образом, выполненный анализ позволил выделить 62 фактора, которые наиболее часто учитываются при решении проектных задач. В их число не вошли следующие факторы: $v_{от}$, гипсометрия угольного пласта, его вязкопластические свойства, слоистость пород, $m_{о.к.}$, A_p , наличие пликативных нарушений, $T_{н.п.}$, K_m , $T_{м.п.}$, $V_{кр}$, μ_c , Σl , $T_{кр}$, v_n , k_m , V_n , $n_{о.л.}$, уровень концентрации очистных работ, $K_{мц}$, направление проведения выработки, наличие специальных мероприятий при проведении горной выработки, $P_э$, n_m , $n_{эл}$, $t_{н.к.}$, схема передвижения крепи, l_n , r , $III_{о.з.}$, $n_{см}$, E , $N_{оч.р.}$, Π , $N_э$, режим работы шахты, III_n .

Анализ этих факторов показывает, что большинство из невошедших в перечень геологических факторов трудно, а часто и невозможно,

спрогнозировать на стадии геологоразведки. Не вошли в группу предпочтительных технологические и производственные факторы, требующие детальных расчетов и обоснований, трудно осуществимых на предпроектных стадиях принятия решений. Кроме этого, ряд технологических и производственных факторов взаимозависимы. Так, например, факторы: $T_{n.n}$, K_m , $T_{m.n}$, $V_{кр}$, μ_c , $T_{кр}$, v_n , k_m , V_n , l_n , r оказывают непосредственное влияние на скорость подвигания лав; $n_{д.л}$, режим работы шахты, $n_{с.м}$, N_z – на $A_{ш.г}$; уровень концентрации работ и $n_{д.л}$ на Σl . Отсюда следует, что включенные в 1-ю группу технологические и производственные факторы отражают влияние и тех, которые не вошли в нее.

Библиографический список

1. Комаров И.С. *Накопление и обработка информации при инженерно-геологических исследованиях* / И.С. Комаров. – М.: Недра, 1972. – 296 с.
2. Матерон Ж. *Основы прикладной геостатистики* / Ж. Матерон. – М.: Мир, 1968. – 407 с.

Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Антощенко Н.И.

*д.т.н. Должиков П.Н.,
Палейчук Н.Н.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ОБОСНОВАНИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ВЫРАБОТОК В ЗОНАХ ИНТЕНСИВНОЙ ТРЕЩИНОВАТОСТИ ЧИСЛЕННЫМИ МЕТОДАМИ

Наведено результати чисельних досліджень по обґрунтуванню геометричних параметрів пластових підготовчих виробок Східного Донбасу в умовах інтенсивного тріщиноутворення. За допомогою метода скінчених елементів з трьох розглянутих форм поперечних перерізів обґрунтовано найбільш оптимальну форму перерізу пластової підготовчої виробки для розглянутих гірничо-геологічних умов - овоїд зі зміщеною відносно центру вертикальною віссю.

Ключові слова: *виробки, поперечний переріз, метод скінчених елементів, оптимальна форма, напружено-деформований стан.*

Приведены результаты численных исследований по обоснованию геометрических параметров пластовых подготовительных выработок Восточного Донбасса в условиях интенсивного трещинообразования. При помощи метода конечных элементов из трех рассмотренных форм поперечных сечений обоснована наиболее оптимальная форма сечения пластовой подготовительной выработки для рассмотренных горно-геологических условий - овоид со смещенной относительно центра вертикальной осью.

Ключевые слова: *выработки, поперечное сечение, метод конечных элементов, оптимальная форма, напряженно-деформированное состояние.*

Поддержание протяженных подготовительных выработок сталкивается с рядом трудностей, связанных с тем фактом, что в настоящее время разработка месторождений Восточного Донбасса ведется на больших глубинах. Хотя само понятие «большая глубина» является условным, большинство современных ученых сходятся в том, что на «большой глубине» наблюдаются новые формы проявления горного давления [1, 2, 4, 8]. Кроме того, наиболее распространенная форма поперечного сечения выработок – арочная, не является оптимальной в части восприятия асимметричных нагрузок со стороны кровли [2].

Анализ отечественных и зарубежных научных публикаций в области подземного строительства показал, что в настоящее время численных экспериментов с учетом геометрической неоднородности строения массива для наклонно залегающих пород не проводилось [1-7]. В связи с этим необходимо обосновать такие геометрические параметры выработок, при которых породные смещения будут иметь минимально возможные значения и распределяться симметрично по всему контуру выработки, что позволит сократить количество участков выработок, которые необходимо перекреплять вследствие несоответствия существующих типов поперечных сечений крепей направлению и величине преобладающей нагрузке.

Целью исследования является обоснование рациональных геометрических параметров выработок в интенсивно трещиноватых зонах глубоких антрацитовых шахт.

К **основной задаче** исследования относится подбор таких геометрических параметров выработки, в первую очередь формы поперечного сечения, при которых напряжения на контуре будут постоянны (в идеале – изолинии напряжений будут совпадать с контуром выработки)[1, 2]:

$$\sigma_z + \sigma_x = \sigma_\rho + \sigma_\theta = const, \quad (1)$$

где σ_z и σ_x – соответственно вертикальные и горизонтальные компоненты напряжений, заданные на бесконечности, МПа;

σ_ρ и σ_θ – радиальные и тангенциальные компоненты напряжений, МПа.

Для выполнения численного эксперимента использовался метод конечных элементов (далее МКЭ), который удачно реализован в программном комплексе «Лира», разработанном в ООО «Лира-софт» (г. Киев). Одним из основных преимуществ данного ПК является полная интеграция с программными продуктами AutoCAD® и Excel®, что существенно упрощает создание сетки КЭ и анализ результатов. К недостаткам следует отнести тот факт, что выполнение расчетов возможно только в упругой постановке [3].

Конечно-элементная модель является плоской. Проведение вычислительного эксперимента выполнено в упругой постановке, что снижает точность полученных результатов, однако позволяет определить основные тенденции изменения НДС и влияния на характер НДС выработки формы ее поперечного сечения.

При проведении эксперимента было рассмотрено две характерных геомеханических ситуации: на начальный момент времени, т.е. в

отсутствие зоны неупругих деформаций и при ее наличии. При этом ЗНД моделировалась заданием конечным элементам свойств полуразрушенной породы с соответствующим значением модуля упругости и коэффициента Пуассона.

Моделирование выполнялось для условий 18-го восточного откаточного штрека пласта h_{10} шахты «Партизанская» ГП «Антрацит» с целью последующего сравнения фактического состояния штрека с результатами численного эксперимента. При формировании КЭ-сетки учитывались реальные геометрические параметры породного массива в пределах исследуемой области, в первую очередь колебания мощности боковых пород, для чего на схеме расчетной области выбрано пять точек, в которых с точностью до $\pm 0,02$ м были известны значения мощностей литологических разностей. Мощность угольного пласта в пределах исследуемой области варьировалась незначительно (до $\pm 0,01$ м), поэтому, при моделировании, ее значение принималось постоянным и равным 1,15 м.

Для удобства формирования КЭ-сетки под мощностью на модели подразумевается вертикальный размер, а не истинный. Поскольку мощность пород в пределах модели значительным образом колеблется, то угол α брался по падению почвы угольного пласта и составлял 12° . Расчетная схема модели представлена на рисунке 1.

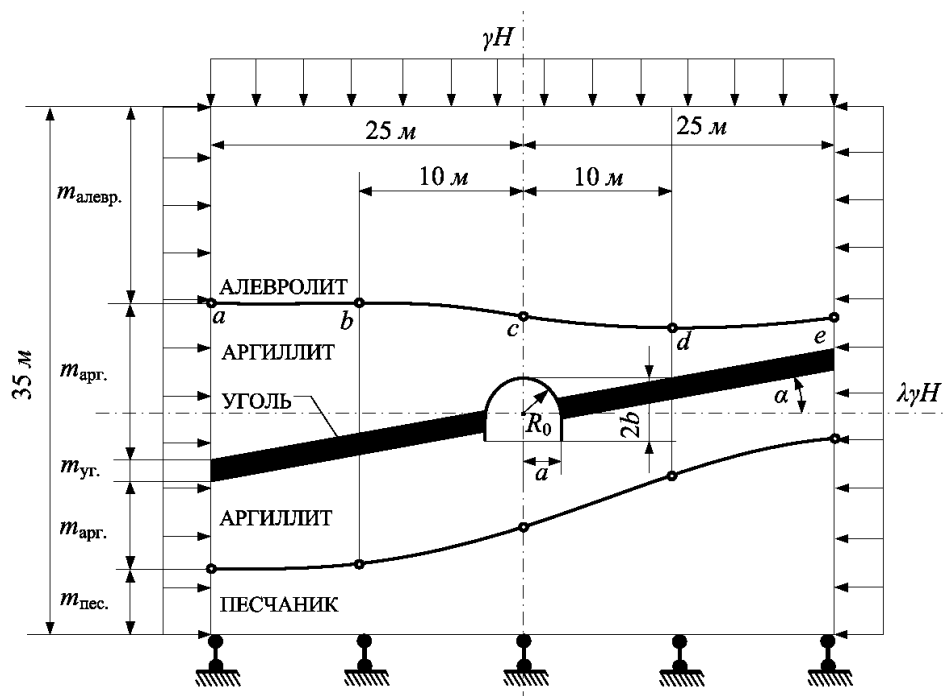


Рисунок 1 – Обобщенная расчетная схема

Размеры расчетной области составляют: длина (по горизонтальной оси x) – 50 м; высота (по вертикальной оси z) – 35 м. Количество конечных элементов модели – 7 250, количество узлов – 7 893, количество степеней свободы – 6.

Значения мощности слоев пород в соответствующих точках приведены в таблице 1. Физико-механические параметры пород, необходимые для выполнения численного моделирования приведены в таблице 2.

Таблица 1 – Вариации значений мощности пород

Литологический тип пород	Значение мощности пород m (м) в соответствующих точках в пределах исследуемой области				
	a	b	c	d	e
Алеврит (песчаный сланец)	13,16	13,58	15,04	15,74	16,50
Аргиллит (глинистый сланец)	8,96	7,69	3,50	4,42	2,81
Уголь	1,15				
Аргиллит, почва	5,91	6,17	4,76	3,44	4,39
Песчаник	5,71	6,31	7,55	10,17	10,07

Таблица 2 – Физико-механические свойства материалов модели

Литологический тип пород	Плотность, ρ , т/м ³	Предел прочности		Модуль упругости, E , ГПа	Коэффициент Пуассона, μ
		$\sigma_{сж.}$, МПа	σ_p , МПа		
Алеврит	2,60	97,0	9,2	14,0	0,22
Аргиллит	2,53	62,5	5,1	9,7	0,25
Уголь	1,80	25,3	3,6	5,2	0,30
Аргиллит	2,53	58,7	5,2	9,5	0,26
Песчаник	2,66	160,0	12,6	17,4	0,17
Полуразрушенная порода	2,00	20,0	1,0	2,0	0,45

После создания геометрии конечно-элементной модели на нее налагались граничные условия, которые наиболее адекватно отражают работу системы «массив – горная выработка». Размеры конечного элемента в модели колеблются в пределах от 0,3×0,4 м до 0,5×0,5 м, что для модели таких размеров достаточно, чтобы сходимость решения и точность результатов были приемлемыми [4].

Верх модели нагружен равномерно распределенной нагрузкой и свободен от запрета деформаций. На левой плоскости деформации запрещены, кроме слоя алевролита (кровля) и угольного пласта, т.к. слева находится выработанное пространство лавы; на правой плоскости – также запрет деформаций, кроме слоя алевролита в кровле выработки и угольного пласта, который остается свободным от граничных условий.

На нижней плоскости модели запрещены деформации по горизонтальной и вертикальной осям. В расчетную схему включены следующие типы элементов: 224 и 227 – физически нелинейные универсальные, соответственно треугольный и четырехугольный КЭ плоской задачи (балка-стенка). При задании деформационных свойств конечных элементов пластинчатого типа, кроме статического модуля упругости, статического коэффициента Пуассона и плотности, задавалась толщина пластины, которая принята в данном исследовании равной ширине рамы крепления СВП-27, то есть 149,5 мм (в модели – 150,0 мм). Таким образом, после задания модели деформационных свойств получена карта жесткостей, соответствующих породам с учетом их состояния.

После операций по присвоению модели деформационных характеристик, к ней прикладывалась нагрузка в виде веса массива налегающих пород. Вертикальное давление массива пород σ_z определялось в соответствии с формулой

$$\sigma_z = \gamma H, \quad \sigma_x = \lambda \gamma H, \quad (2)$$

где γ – удельный вес пород, МН/м³;

H – глубина расположения выработки, м;

λ – коэффициент бокового распора.

Боковое давление определялось также в соответствии с формулой (2) при коэффициенте бокового распора λ равном 0,5.

Для численного эксперимента было рассмотрено три варианта формы поперечного сечения: арочная исходная, овоидная (усеченный эллипс) с соотношением горизонтального радиуса к вертикальному равному 0,55 и овоидная со смещенной вертикальной осью на 0,5 м от центра (по почве) с соотношением радиусов равным 0,55. Выбор такой конфигурации обусловлен результатами анализа отечественных и зарубежных исследований в области оптимизации формы поперечного сечения выработок [1, 2], согласно которому замена арочной формы эллипсовидной позволит оптимизировать НДС на контуре, тем самым обеспечив более длительное сохранение заданных размеров

выработки, а также с позиций соблюдения требований ПБ к минимальным площадям поперечных сечений горизонтальных и наклонных выработок в свету, ширине проходов для людей и величине зазоров между крепью, оборудованием или трубопроводами и наиболее выступающей кромкой габарита подвижного состава.

Поскольку в рамках одной статьи невозможно рассмотреть все полученные результаты, проанализируем характер распределения изополей главных напряжений σ_1 в различных геомеханических ситуациях (выбор для последующего анализа напряжений σ_1 обусловлен тем, что колебания изополей σ_3 для рассматриваемых условий незначительно, а максимальные колебания наблюдались именно в изополях σ_1). Результаты численных экспериментов представлены на рисунках 2-4.

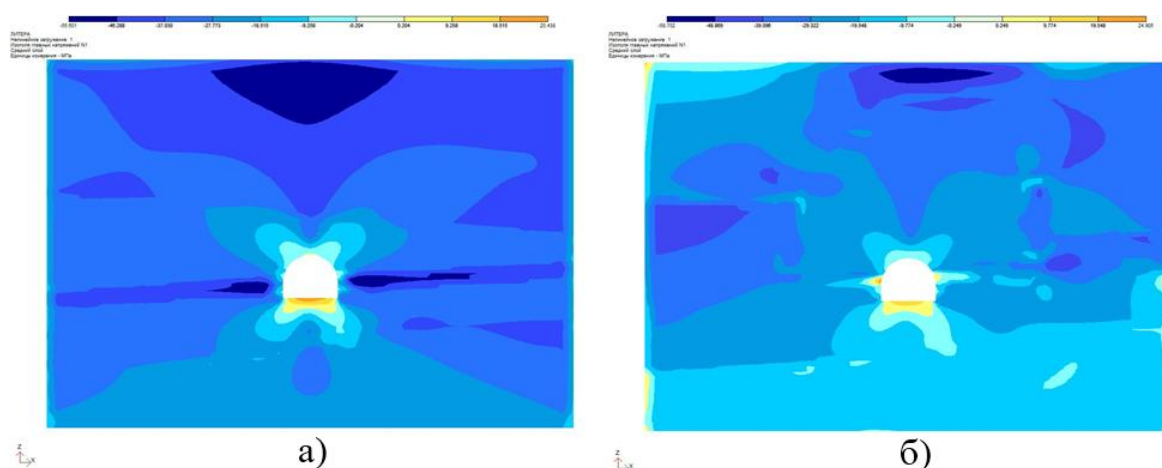


Рисунок 2 – Распределение изополей главных напряжений σ_1 при арочной форме поперечного сечения штрека: *а* – без учета ЗНД, *б* – с учетом ЗНД

Характер распределения главных напряжений σ_1 и σ_3 для всех рассматриваемых форм поперечных сечений в отсутствии ЗНД является классическим: концентрация сжимающих напряжений σ_1 в боках выработки, растягивающих – в почве; сжимающие напряжения σ_3 имеют максимальные значения в боках выработки, достигая максимальных значений в месте вдавливания стоек крепи в почву, что показывает на соответствие модели существующим положениям МТДТ и механики сплошной среды [5, 6]. Главные напряжения рассчитывались в соответствии с теорией Кулона-Мора [7].

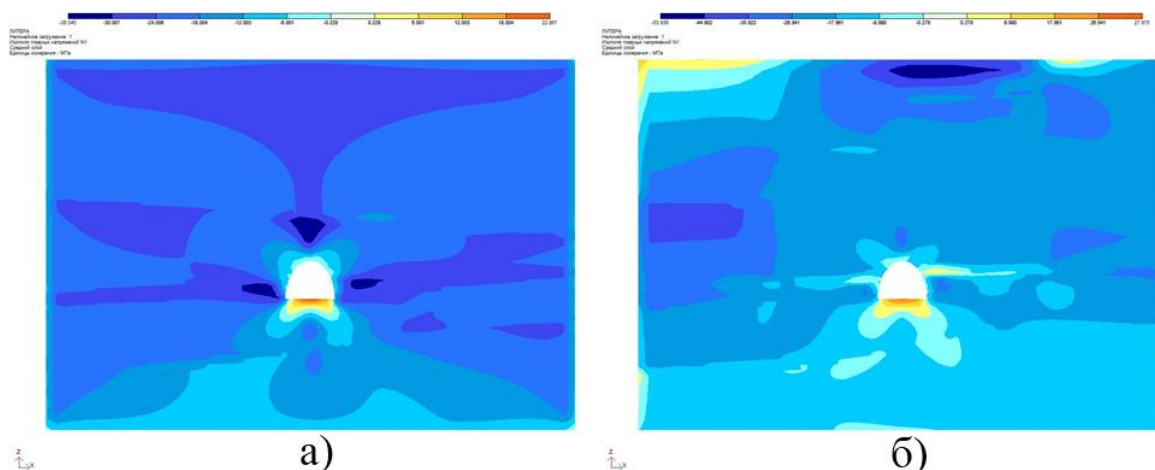


Рисунок 3 – Распределение изополей главных напряжений σ_1 при овоидной форме поперечного сечения штрека: *а* – без учета ЗНД, *б* – с учетом ЗНД

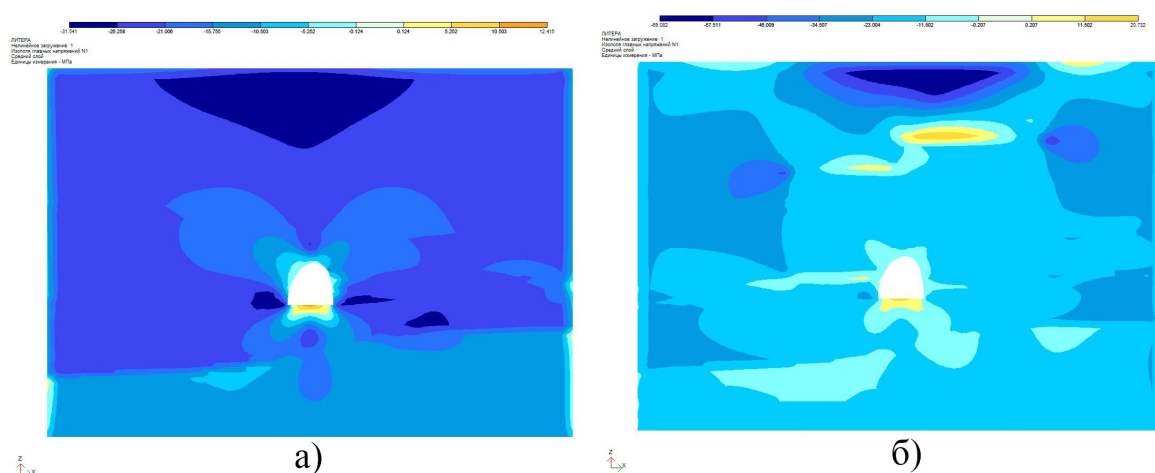


Рисунок 4 – Распределение изополей главных напряжений σ_1 при асимметричной овоидной форме поперечного сечения штрека: *а* – без учета ЗНД, *б* – с учетом ЗНД

В результате анализа результатов расчетов было установлено, что для условий 18-го восточного откаточного штрека пласта h_{10} шахты «Партизанская» с учетом развития во времени ЗНД с позиции оптимизации НДС на контуре выработки наиболее оптимальной является форма поперечного сечения в виде асимметричного овоида, т. к. при данной форме напряжения на контуре практически постоянны.

Менее оптимальной является овоидная форма, поскольку различие в значениях напряжений на контуре, без учета растягивающих напряжений в почве, достигает 8-12%, однако и она в данном случае оказывается более предпочтительной, чем арочная.

Менее всего к НДС в рассматриваемых ГГУ адаптирована арочная форма, поскольку ее параметры не позволяют добиться постоянства напряжений хотя бы в знаке. Так, даже в отсутствии ЗНД в боках наблюдаются значительные сжимающие главные усилия (как σ_1 , так и σ_3), в почве усилия σ_1 меняют знак: появляются значительные растягивающие напряжения, достигающие 40-60% по абсолютному значению от сжимающих напряжений в боках, а при учете ЗНД на некоторых участках контура в кровле угольного пласта также появляются растягивающие напряжения σ_1 .

К одному из основных недостатков визуализации результатов расчетов НДС в ПК «Ли́ра» является, на наш взгляд, недостаточное количество цветов (а именно – 6) для отображения изополей напряжений, поскольку при наличии напряжений противоположного знака анализ представленных результатов довольно затруднителен, т. к. шаг напряжений в изополях может достигать 30-40 МПа. Этот недостаток устранялся путем использования эпюр в соответствующих областях (кнопка на панели инструментов «эпюра по разрезу»). Анализ эпюр напряжений также показал соответствие полученных результатов аналитическим положениям механики сплошной среды и МТДТ.

Представляет несомненный интерес сравнение величин и знаков породных смещений в различных ситуациях. Хотя многие исследователи [2, 3, 4, 6] относят к недостаткам МКЭ неточность в визуализации изополей смещений, качественно (но отнюдь не количественно) оценить наиболее характерные вектора смещений при помощи МКЭ все-таки можно. Выполним сравнительный анализ характера породных смещений в кровле выработки, т. к. в натурных условиях именно смещения пород кровли являются максимальными. Эпюры горизонтальных перемещений пород в кровле выработки с учетом образования ЗНД представлены на рисунке 5.

Как следует из эпюр, наибольшая асимметрия наблюдается в выработке с арочной формой поперечного сечения (рисунок 5, а). Хотя физически такое распределение встречается довольно редко (исходя из эпюры, породы кровли левой и правой сторон от вертикальной оси выработки смещаются влево), оно соответствует гипотезам смещений пород в условиях геометрической неоднородности строения горного массива [4, 7], согласно которым смещения со стороны с минимальным значением мощности первого породного слоя кровли будут максимальными. Это подтверждается и результатами натурных исследований (рисунок 6).

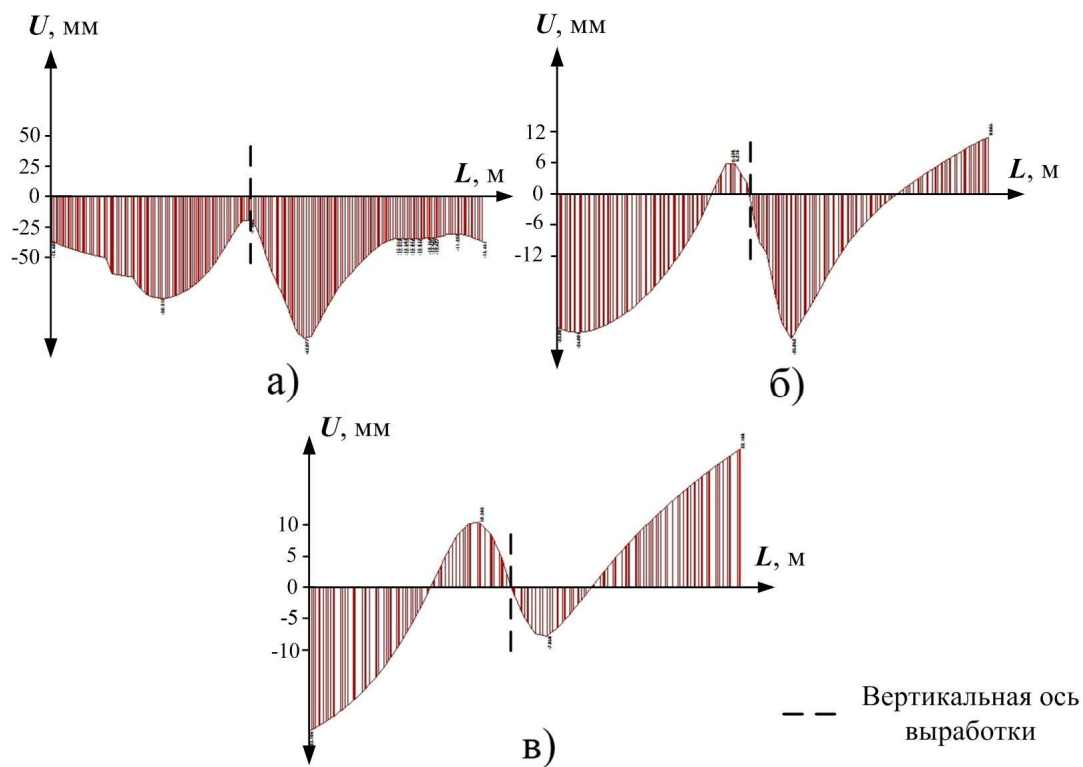


Рисунок 5 – Эпюры горизонтальных перемещений пород в кровле выработки с учетом образования ЗНД: *а* – выработка арочной формы, *б* – овоид, *в* – выработка формы асимметричного овоида



Рисунок 6 – Характер деформирования 18-го восточного откаточного штрека пласта h_{10} шахты «Партизанская»

При использовании овоидной формы поперечного сечения наблюдается некоторая, весьма малая доля симметрии области горизон-

тальных смещений пород кровли, в связи с чем можно полагать, что при использовании этого типа поперечного сечения породные смещения будут менее асимметричны, чем при арочной.

При использовании формы поперечного сечения выработки в виде неправильного овоида со смещенной вертикальной осью горизонтальные и вертикальные смещения пород кровли практически симметричны относительно вертикальной оси выработки. Данный факт говорит о том, что эта форма поперечного сечения является наиболее оптимальной в рассмотренных горно-геологических условиях.

Выводы

1. В результате как натурных, так и численных экспериментов с использованием МКЭ было установлено, что для рассматриваемых условий из всех типов поперечных сечений, рассмотренных в исследовании к асимметричным нагрузкам со стороны кровли менее всего адаптирована арочная форма: ее большой пролет в верхней части не способен скомпенсировать асимметрию в смещениях даже частично. В натурных условиях это приводит к фрагментации профиля СВП в области замковых соединений одной из стоек (со стороны меньших по модулю численных значений смещений пород кровли) и излому другой.

2. При помощи МКЭ для рассматриваемых горно-геологических условий получена оптимальная форма поперечного сечения выработки – овоид с соотношением горизонтального радиуса к вертикальному равным 0,55 и величиной смещения вертикальной оси овоида вправо от центра равной 0,5 м.

Библиографический список

1. Литвинский Г. Г. Основные закономерности проявлений горного давления на «малых» и «больших» глубинах / Г.Г. Литвинский // Форум горняков – 2009: междунар. конф., 30 сент. – 3 окт. 2009 г. Национальный горный ун-т. – Д., 2009. – С. 13-21.

2. Булычев И.Н. К вопросу оптимизации контуров поперечных сечений протяженных горизонтальных выработок / И.Н. Булычев // Известия Тульского государственного университета: (серия: Геомеханика. Механика подземных сооружений). – 2004. – Вып. 2. – С.62-67.

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

4. Кожушок О. Д. Напряженно-деформированное состояние в приконтурной зоне подготовительной выработки при возведении двойной литой полосы в выработанном пространстве/О. Д. Кожушок //Геотехническая механика: Межвед. сб. науч. трудов / Ин-т геотехни-

ческой механики им. Н. С. Полякова НАН Украины. – Днепропетровск, 2005. – Вып. 78. – С.10-17.

5. Работнов Ю. Н. Механика твердого деформируемого тела: учеб. для ВУЗов. – 2-е изд., испр. / Ю. Н. Работнов. – М. : Наука. Гл. редакц. физ.-мат. лит., 1988. – 712 с.

6. Бабкин А.В. Основы механики сплошных сред: учебник для ВТУЗов. – 2-е изд., испр. / А. В. Бабкин, В. В. Селиванов. – М. : Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2004. – 376 с.

7. Литвинский Г. Г. Аналитическая теория прочности горных пород и массивов: монография / Г. Г. Литвинский. – Донецк: Норд-Пресс, 2008. – 207 с.

Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Гайко Г.И.

*д.т.н. Антощенко Н.И.,
д.т.н. Окалелов В.Н.,
Кулакова С.И.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

МЕХАНИЗМ ФОРМИРОВАНИЯ ГАЗОВЫДЕЛЕНИЯ В СКВАЖИНЫ ПРИ ОТХОДЕ ОЧИСТНОГО ЗАБОЯ ОТ РАЗРЕЗНОЙ ВЫРАБОТКИ

Наведений механізм виникнення і розвитку газовиділення в свердловини при віддалені очисного вибою від розрізної виробки, що враховує параметри розвитку очисних робіт, процеси зрушення підроблених порід і десорбцію метану з вугілля суміжних пластів.

Ключові слова: газовиділення, дегазація, свердловини, процеси зрушення підроблених порід, швидкість посування очисного вибою.

Представлен механизм возникновения и развития газовыделения в скважины при удалении очистного забоя от разрезной выработки, учитывающий параметры развития очистных работ, процессы сдвижения подработанных пород и десорбцию метана из угля сближенных пластов.

Ключевые слова: газовыделение, дегазация, скважины, процессы сдвижения подработанных пород, скорость подвигания очистного забоя.

Наиболее ответственным периодом, с точки зрения безопасной отработки газоносных угольных пластов, является начало эксплуатации выемочного участка при отходе его забоя от разрезной выработки. В этот период достигается, как правило, абсолютное максимальное газовыделение в выработки и дегазационные скважины. Основным способом борьбы с метановыделением в рассматриваемом случае является бурение дегазационных скважин над разрезной выработкой до подрабатываемых сближенных пластов. До настоящего времени недостаточно изучен механизм формирования газовыделения в скважины указанной группы. Такая ситуация затрудняет принимать научно-обоснованные решения при проектировании дегазационных систем и обеспечивать безопасные условия по газовому фактору в горных выработках. По этой причине актуальность рассматриваемого вопроса не вызывает сомнений.

Целью работы является обоснование механизма формирования динамики газовыделения в скважины на основе обобщений современных представлений о взаимосвязи геомеханических и десорбционных процессов при отработке выемочных участков и проверка их достоверности на базе экспериментального материала.

Идея состоит в совместном рассмотрении газовыделения в скважины с процессами сдвижения подработанных пород в направлении к земной поверхности и в сторону подвигания очистного забоя.

Часть научных положений, принятых для разработки механизма, базируется на известных экспериментальных данных. Согласно [1] принято, что газовыделение в скважины начинается при отходе очистного забоя на некоторое расстояние (L_n) от разрезной выработки. Из анализа влияния скорости подвигания очистного забоя ($v_{оч}$) на газовыделение в скважины [2] следует, что максимум метановыделения будет находиться примерно на одном расстоянии (L_m) от разрезной выработки для разных значений $v_{оч}$. По методике нормативного документа [3] более высокий уровень газовыделения прогнозируется при больших скоростях подвигания очистного забоя (добычи угля).

Вторая часть научных положений, принята на основании современных представлений о геомеханических процессах сдвижения подработанных пород [4] и десорбции газа из угля сближенных пластов [5]. Они заключаются в следующем:

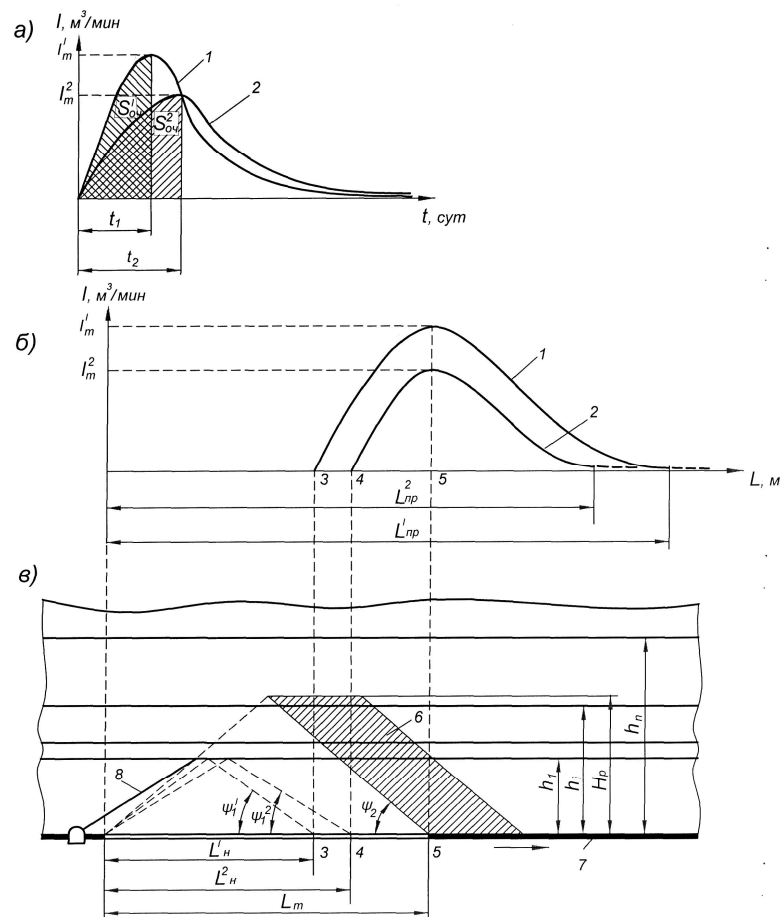
- при более высоких скоростях подвигания очистного забоя, вследствие интенсивного сдвижения подработанных пород, начало газовыделения в скважины, при прочих равных условиях, происходит на меньшем расстоянии между удаляющимся забоем и разрезной выработкой;
- общее количество выделившегося газа до достижения максимума метановыделения при разных скоростях подвигания очистных забоев могут быть равны между собой по причине равенства параметра L_m . При этом не исключается вариант отвода большего количества метана при меньших скоростях подвигания очистного забоя за счет увеличения времени дегазации источников;
- после достижения абсолютного максимума метановыделения происходит снижение газовыделения согласно кривой десорбции газа из угля сближенных пластов на стадии затухания этих процессов. Для одних горно-геологических условий можно предположить, что при разных скоростях подвигания очистных забоев снижение газовыделения будет происходить по близким между собой закономерностям.

Принятые при обосновании механизма научные положения для разных скоростей подвигания очистных забоев ($v'_{оч}$ и $v_{оч}^2$) представлены в виде графика изменения газовыделения во времени (рисунок 1,а) и от расстояния между очистным забоем и разрезной выработкой (рисунок 1,б), совмещенным с вертикальным разрезом углепородной толщи (рисунок 1,в).

Из сравнения графиков газовыделения во времени и пространстве (рисунок 1, а и б) видно, что эти зависимости при разных скоростях подвигания очистных забоев существенно отличаются между собой по расположению относительно друг друга и по характеру кривых, описывающих процессы газовыделения. Это свидетельствует о неоднозначном влиянии нескольких факторов на разных стадиях протекания процессов газовыделения и сдвижения подработанных пород. Из принятых положений следует, что до начала газовыделения происходят только процессы сдвижения подработанных пород, которые развиваются вместе с подвиганием очистного забоя, а также распространяются в сторону земной поверхности.

Начальное газовыделение из первого сближенного пласта происходит, если он попадает в разгруженную от горного давления зону, в которой образуются газопроводящие трещины. Такая ситуация должна наблюдаться на малом расстоянии ($L'_н$) между забоем и разрезной выработкой при высоких скоростях подвигания очистного забоя ($v'_{оч}$), которая обуславливает более интенсивные процессы сдвижения подработанных пород. Снижение скорости подвигания до $v_{оч}^2$ вызовет увеличение расстояния до L_n^2 вследствие снижения интенсивности сдвижения подработанных пород как непосредственно над очистным забоем, так и при развитии процессов в сторону земной поверхности. Стадия увеличения газовыделения в скважины определяется влиянием, как минимум, двух взаимосвязанных процессов. Эти процессы характеризуются параметрами сдвижения подработанных пород и десорбции метана во времени из увеличивающихся объемов угля сближенных пластов, которые попадают в разгруженную от горного давления зону.

Развитие процессов сдвижения подработанных пород для разных скоростей $v'_{оч}$ и $v_{оч}^2$ характеризуется соответственно углами полных сдвижений ψ'_1 и ψ_1^2 . По абсолютной величине, исходя из физических представлений, $\psi'_1 > \psi_1^2$.



а) – изменение газовыделения в скважины во времени (t) за весь период их эксплуатации; б) – график газовыделения в зависимости от расстояния (L) между очистным забоем и разрезной выработкой, совмещённый с вертикальным разрезом углепородной толщи; в) – разрез углепородной толщи; 1, 2 – кривые изменения газовыделения соответственно при скорости подвигания очистных забоев $v'_{оч}$ и $v^2_{оч}$; 3, 4 – положение очистных забоев при начальном газовыделении в скважины соответственно при скоростях их подвигания $v'_{оч}$ и $v^2_{оч}$; 5 – положение очистных забоев при достижении максимума газовыделения; 6 – зона подработанных пород, из которой затруднено движение газа к скважинам; 7 – разрабатываемый пласт; 8 – дегазационные скважины, пробуренные над разрезными выработками; t_1, t_2 – период времени достижения максимума газовыделения соответственно при скорости подвигания очистных забоев $v'_{оч}$ и $v^2_{оч}$; $S'_{оч}, S^2_{оч}$ – площади, характеризующие количество выделившегося газа при достижении соответственно значений I'_m, I^2_m ; h_1, h_i – расстояния от разрабатываемого пласта соответственно до первого и последнего сближенных пластов, расположенных на расстоянии менее H_p ; h_n – расстояние до сближенного пласта, из которого не происходит газовыделение ($h_n > H_p$); \rightarrow – направление подвигания очистного забоя

Рисунок 1 – Схема формирования газовыделения в скважины и процессов сдвижения пород при удалении очистного забоя от разрезной выработки

Чем выше скорость подвигания очистного забоя $v'_{оч}$, тем ближе значение ψ'_1 приближается к предельной его величине ψ_2 , характерной для конкретных горно-геологических условий. При достижении абсолютных максимумов газовыделения (I'_m и I_m^2) и удалении очистных забоев от разрезных выработок в обоих случаях на расстояние L_m происходит формирование углов полных сдвижений, близких к окончательному его значению ψ_2 .

После достижения максимумов газовыделения формируется возможная зона влияния очистных выработок в сторону земной поверхности на процессы десорбции метана из подработанных сближенных пластов. Эта зона характеризуется предельным расстоянием H_p (рисунок 1, в) от разрабатываемого пласта, на котором газовыделение из сближенных пластов практически равно нулю [3]. По указанной причине дальнейшее подвигание очистного забоя уже не приводит к увеличению газовыделения из сближенных пластов, расположенных далее величины H_p . Дополнительный приток метана в скважины в этот период возможен из сближенных пластов, расположенных в пределах расстояния H_p , за счет разгрузки от горного давления дополнительных объемов угля сближенных пластов непосредственно над движущимся очистным забоем. Удаление очистного забоя на расстояние более L_m приводит к сокращению расхода метана в скважины за счет увеличения сопротивления движению газа из указанной разгруженной от горного давления зоны б (рисунок 1, в). На основании изложенного следует, что после достижения максимума процессы газовыделения определяются затухающей десорбцией метана из угля сближенных пластов и уменьшением влияния сдвижения пород непосредственно над движущимся очистным забоем.

Влияние расстояния между очистными забоями и разрезными выработками на газовыделение в скважины практически прекратится, для разных скоростей $v'_{оч}$ и $v_{оч}^2$, при удалении забоев соответственно на предельные расстояния L'_{np} и L_{np}^2 (рисунок 1, б). По этой причине и вследствие снижения метановыделения до незначительной величины в этот период появляется необходимость отключения скважин от дегазационной системы.

Согласно разработанного механизма формирования газовыделения можно выделить три характерных периода отработки выемочных участков и эксплуатации дегазационных скважин:

- развитие только процессов сдвижения подработанных пород до начала газовыделения из первого близкорасположенного пласта;

– рост газовыделения до максимального за счет увеличения геометрических объемов источников и развития процессов десорбции метана из угля сближенных пластов;

– сокращение газовыделения в скважины при затухании процессов десорбции из угля сближенных пластов и уменьшение влияния удаляющегося очистного забоя на интенсивность сдвижения пород в зоне расположения скважин.

Для подтверждения достоверности принятых при разработке механизма научных положений и гипотез рассмотрели изменение фактических параметров газовыделения в скважины рассматриваемой группы при отработке 2-й бис и 3-й западных лав пласта l_2^6 шахты им. газеты «Известия» ГП «Донбассантрацит». Экспериментальные данные получены для всех трех характерных периодов отработки выемочных участков и эксплуатации скважин (таблица).

Лавы отрабатывались, практически в одинаковых горно-геологических условиях (рисунок 2). Отличие заключалось только в скорости подвигания очистных забоев. Изменение параметров газовыделения были обусловлены, в основном, влиянием этого фактора на протекание процессов сдвижения пород и десорбции газа из угля сближенных пластов.

Сравнение фактических графиков изменения газовыделения во времени (рисунок 3, а) и от расстояния между очистными забоями и разрезными выработками (рисунок 3, б) с характером изменения кривых газовыделения согласно схемы (рисунок 1, а и б) подтверждают соответствие принятых научных положений о начале газовыделения, достижении его максимума, а затем снижения метановыделения до незначительных величин.

Экспериментально подтвердилось, что начало газовыделения в скважины происходит на меньшем расстоянии между разрезной выработкой и очистным забоем при более высокой скорости его подвигания (таблица). Достижение абсолютного максимума газовыделения на участках обоих лав было достигнуто примерно при одинаковом удалении очистных забоев от разрезных выработок. Для 3-й и 2-бис западных лав отход очистных забоев соответственно составил 114 и 119м. Близкое расположение кривых 3, 4 снижения газовыделения после достижения абсолютных максимумов (рисунок 3,а) свидетельствует о том, что на этой стадии эксплуатации скважин скорость подвигания очистных забоев практически не оказывает влияние на изменение газовыделения. Главным фактором в этот период является десорбция газа из угля сближенных пластов на стадии затухания процесса метановыделения.

Таблица – Сведения об условиях эксплуатации очистных забоев и газовыделении в дегазационные скважины на участках 3-й и 2-й бис западных лав шахты им. газеты “Известия” ГП “Донбассантрацит” при отработке пласта l_2^6 .

Период эксплуатации дегазационных скважин	3-я западная лава							2-я бис западная лава						
	Скорость продвижения очистного забоя, м/сут	Подвигание очистного забоя, м	Длительность рассматриваемого периода, сут	Площадь выработанного пространства, тыс.м ²	Максимальное газовыделение в скважины м ³ /мин	Среднее газовыделение в скважины, м ³ /мин	Общее количество выделившегося газа, тыс.м ³	Скорость продвижения очистного забоя, м/сут	Подвигание очистного забоя, м	Длительность рассматриваемого периода, сут	Площадь выработанного пространства, тыс.м ²	Максимальное газовыделение в скважины м ³ /мин	Среднее газовыделение в скважины, м ³ /мин	Общее количество выделившегося газа, тыс. м ³
После начала очистных работ до газовыделения в скважины	2,1	67	32	13,7	0	0	0	1,7	85	50	15,7	0	0	0
От начала газовыделения до достижения максимального уровня	2,4	47	20	9,6	24,8	19,8	600,8	0,6	34	54	6,3	18,4	13,0	1075,4
Снижение газовыделения от максимального значения до отключения скважин	3,0	555	185	113,8	—	9,0	2168,1	0,5	145	273	26,8	—	5,3	2118,1
От начала очистных работ до отключения скважин	2,8	669	237	137,1	24,8	11,7	2768,9	0,7	264	377	48,8	18,4	6,9	3193,5

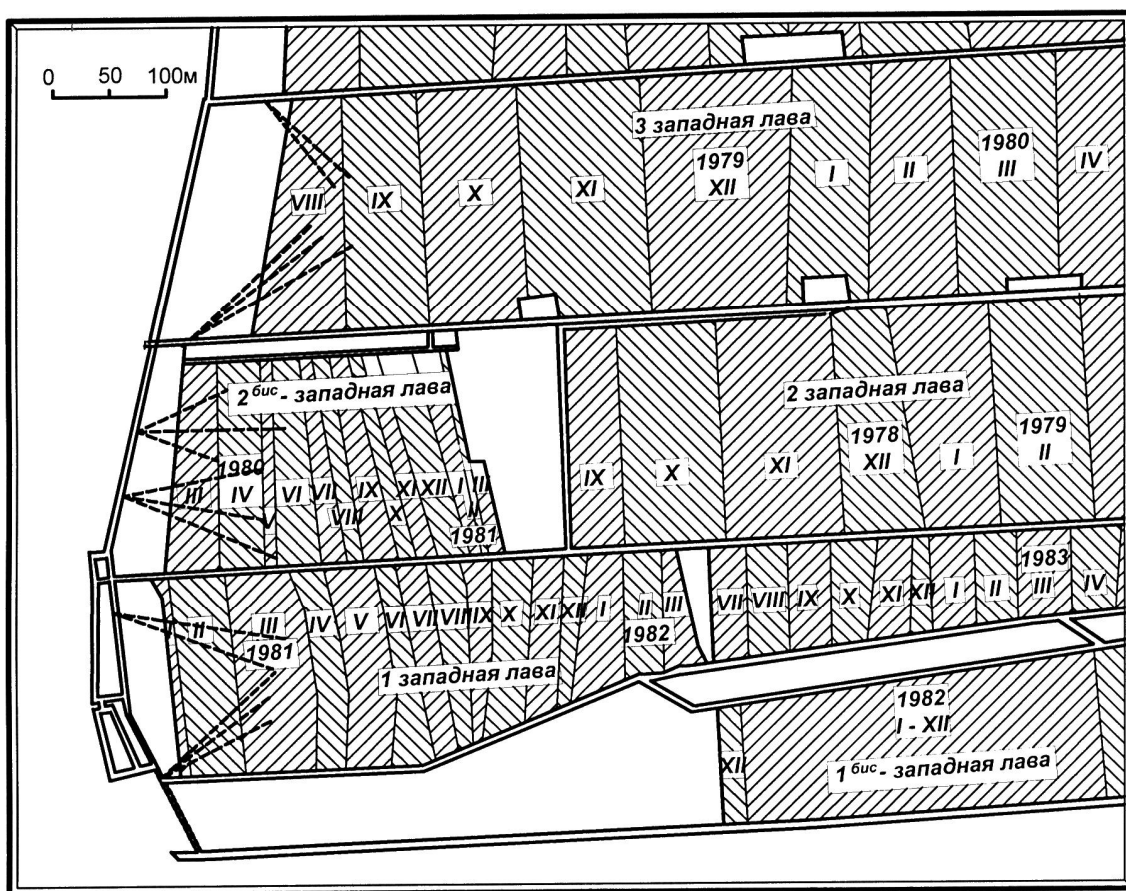
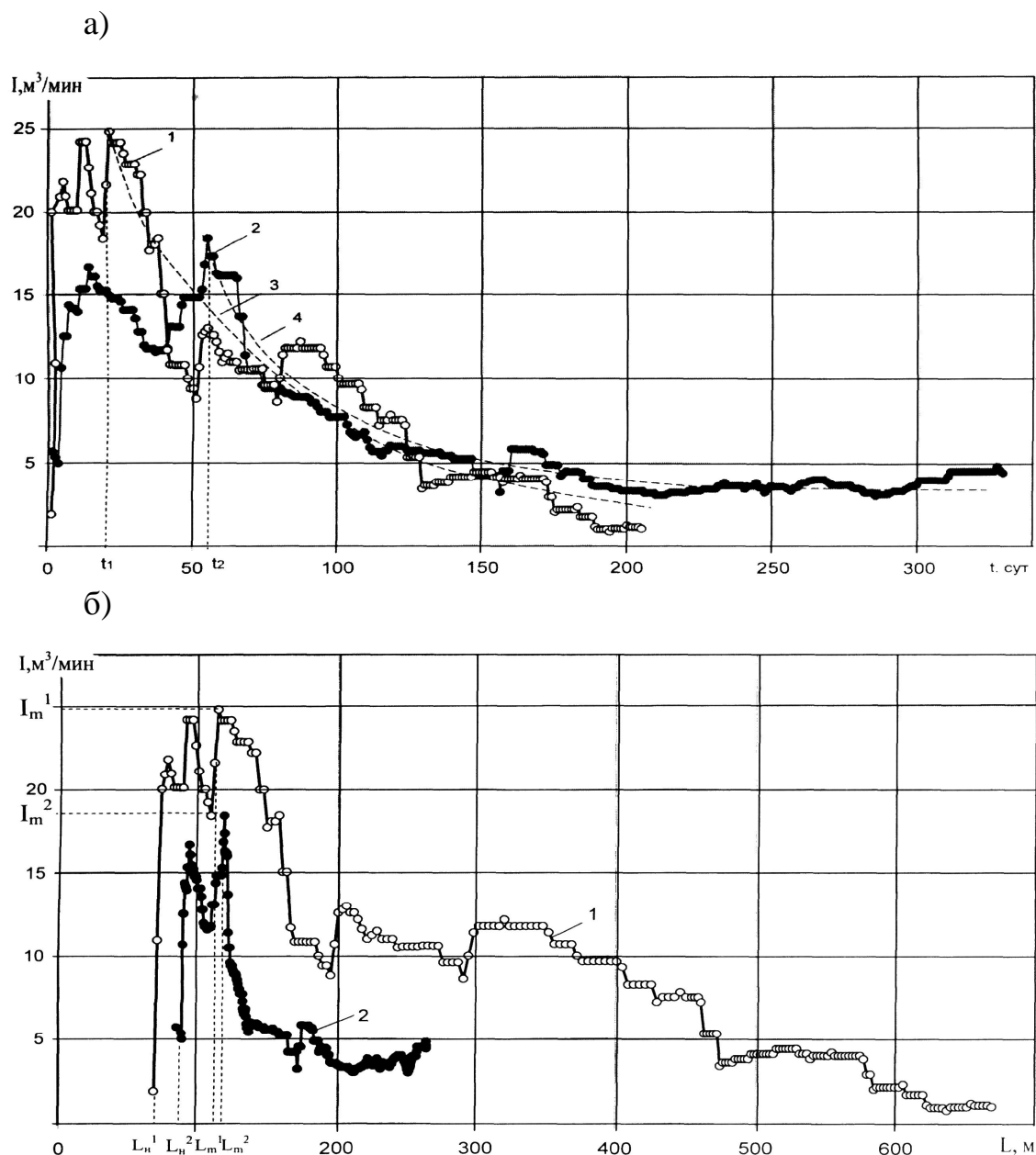


Рисунок 2 – Фрагмент плана горных работ по пласту ℓ_2^6 шахты им. газеты “Известия” ГП “Донбассантрацит”

Разработанный механизм позволил определить углы полных сдвижений подработанных пород (ψ_1' , ψ_1^2) для рассматриваемых горно-геологических условий с учетом влияния скорости подвигания очистных забоев. Эти углы рассчитали исходя из удаленности (32м) первого сближенного пласта l_3 от разрабатываемого и расстояний L_n' и L_n^2 , характеризующих начало газовыделения в скважины (рисунок 1, 3 и таблица). Углы полных сдвижений на начальной стадии развития процессов десорбции газа и сдвижения подработанных пород для 3-й и 2-бис западных лав были соответственно равны 44^0 и 37^0 . Для рассматриваемых горно-геологических условий согласно нормативным документам [6, 7], при достаточном развитии очистных работ, угол полных сдвижений равен 55^0 .



1,2 – кривые изменения газовыделения соответственно в скважины 3-й и 2-й бис западных лав;

3,4 – осредняющие кривые снижения газовыделения после достижения абсолютного максимума соответственно на участках 3-й и 2-й западных лав;

○, ● – экспериментальные данные (остальные условные обозначения рисунок 1).

Рисунок 3 – Изменение метановыделения (I) в дегазационные скважины от времени (t) их эксплуатации (а) и расстояния (L) между разрезными выработками и очистными забоями (б) выемочных участках шахты им. газеты “Известия” ГП “Донбассантрацит”

Приведенные данные подтверждают положение о том, что чем выше скорость подвигания очистного забоя, тем ближе значения углов ψ'_1 и ψ_1^2 к предельной его величине. Исходя из физических представлений и геометрических построений следует, что практически окончательное формирование углов полных сдвижений (ψ_2) происходит после достижения абсолютного максимума газовыделения.

Согласно экспериментальным данным было установлено, что при незначительных скоростях подвигания очистных забоев происходит более глубокая дегазация сближенных пластов. За весь период эксплуатации скважин на участке 2-бис западной лавы при средней скорости подвигания очистного забоя 0,7 м/сут с каждого квадратного метра выработанного пространства было отведено 65,4 м³ метана. При средней скорости подвигания очистного забоя 3-й западной лавы 2,8 м/сут этот показатель составил лишь 20,2 м³.

На стадии достижения абсолютного максимума метановыделения не подтвердилось положение о равенстве объемов газа, выделившегося в скважины, вследствие одинаковых значений параметра L_m для разных скоростей подвигания очистных забоев. При скорости подвигания очистного забоя 2-й бис западной лавы 0,6 м/сут в скважины поступило 1075,4 тыс. м³ газа, а в скважины 3-й западной лавы при скорости 2,4 м/сут только 600,8 тыс. м³. Это свидетельствует о существенном влиянии скорости подвигания очистного забоя на глубину дегазации сближенных пластов. Все остальные положения, принятые при обосновании динамики газовыделения, были подтверждены результатами шахтных наблюдений.

Предложенный механизм формирования газовыделения в скважины при отходе очистного забоя от разрезной выработки увязывает газовыделение во времени и пространстве с конкретными параметрами ведения очистных работ, а также с процессами сдвижения подработанных пород и десорбции метана из угля сближенных пластов. Это позволит на его основе разработать прогноз динамики газовыделения в начальный период эксплуатации выемочных участков.

Библиографический список

1. Антощенко Н.И. Об эффективности дегазационных скважин при первичных посадках кровли / Н.И. Антощенко, М.В. Павлив // Уголь Украины. – 1987. - №2. – С. 40-41.
2. Касимов О.И. Влияние скорости подвигания очистных забоев на эффективность дегазации подработанных пластов / О.И. Касимов, Н.И. Антощенко // Способы безопасного ведения взрывных работ и

борьба с выбросами в угольных шахтах: сборник научных трудов Мак-НИИ.: Макеевка-Донбасс, 1983. – С. 58-65.

3. Руководство по проектированию вентиляции угольных шахт / ред. кол.: С.В. Янко [и др.]; под ред. С.В. Янко. – Киев: Основа, 1994. – 311 с.

4. Гавриленко Ю.Н. Прогнозирование смещений земной поверхности во времени / Ю.Н. Гавриленко// Уголь Украины. – 2011. - №6. – С. 45-49.

5. Природные опасности в шахтах, способы их контроля и предотвращения / Е.Ф. Карпов [и др.]; под ред. Ф.С. Клебанова. – М.: Недра, 1981. – 471с.

6. Правила охраны сооружений и природных объектов от вредного влияния подземных горных разработок на угольных месторождениях / Министерство угольной промышленности СССР – М.: Недра, 1981.– 282 с.

7. Правила підробки будівель, споруд і природних об'єктів при видобуванні вугілля підземним способом. Видання офіційне. Мінпаливенерго України: ГСТУ 101.00159226.001-2003.– Київ.: 2004. – 128 с.– (Галузевий стандарт України).

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

*д.т.н. Окалелов В.Н.,
д.т.н. Фрумкин Р.А.,
Бубунец Ю.В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ МЕТАНООБИЛЬНОСТИ ОЧИСТНЫХ ЗАБОЕВ

Розглянута методика прогнозу очікуваних значень метановості очисних вибоїв на підставі прогнозних значень метановості вугільних пластів з врахуванням похибок в її визначенні по даним геологічної розвідки.

Ключові слова: *прогноз, метановість.*

Рассмотрена методика прогноза ожидаемых значений метанообильности очистных забоев на основе прогнозных значений метановости угольных пластов с учетом ошибок в ее определении по данным геологической разведки.

Ключевые слова: *прогноз, метанообильность.*

В основе методов прогноза метанообильности горных выработок лежит прогноз природной метановости угольных пластов и пород. На стадии геологоразведки она устанавливается по данным опробования с помощью керно-газонаборников (КГН). Построенные по ним прогнозы в большинстве случаев характеризуются весьма значительной изменчивостью метановости по площади пластов, что существенно усложняет прогноз метанообильности лав. Кроме того, сопоставление метановости, полученной по данным керно-газонаборников и расчетным путем на основе относительной метанообильности лав, показало наличие значительных расхождений между ними [1], достигающих 43%. По мнению автора этой работы они объясняются недостаточной точностью определения природной газоновости с помощью КГН. Наблюдающиеся занижения метановости по геологоразведочным данным связаны с потерей части метана из керно-газонаборников. Еще одной причиной расхождений фактических и прогнозных данных является многофакторный характер формирования метановости угольных пластов и пород [1-2]. Именно это обстоятельство было учтено авторами работы [2] при уточнении природной относительной метановости

пласта m_3 с помощью разработанной ими многомерной регрессионной модели.

Идея прогноза данного показателя с учетом комплекса влияющих факторов была реализована авторами работы [3], осуществившими прогноз метаноносности угольных пластов по теореме Байеса. При этом обеспечивался прогноз следующих интервалов относительной метаноносности: менее 5; 5-10; 10-15; 15-20; 20-25; 25-30 и более 30 м³/т.с.б.м.

Указанные методы позволяют повысить достоверность прогнозов метаноносности, но не исключают и существенных расхождений прогнозных и фактических данных [1]. Поэтому возникает необходимость корректировки прогнозных данных на величину возможных ошибок, что, в свою очередь, требует выявления и анализа закономерностей их формирования.

Первоначально такой анализ был выполнен по данным работы [1]. Средняя величина абсолютного расхождения прогнозных и фактических метаноносности составила $\pm 0,9$ м³/т.с.б.м, при максимальных отклонениях в большую сторону 4,8 м³/т.с.б.м и в меньшую 1,5 м³/т.с.б.м. В относительных величинах среднее отклонение составило $\pm 11\%$, а максимальное и минимальное – 43 и +32%. Систематическая абсолютная погрешность равна – 0,25 м³/т.с.б.м, что свидетельствует о преобладании случаев занижения прогнозных данных по сравнению с фактическими. Однако этот вывод правомерен лишь при доказательстве значимости выявленной систематической погрешности. Поэтому по методике, изложенной в работе [4], была выполнена оценка статистической значимости выявленной систематической ошибки, которая показала, что значимость систематического занижения относительной метаноносности на стадии геологоразведки не подтверждается, а выявленные отклонения являются случайными. Аналогичный результат получен при сравнении относительной метаноносности, установленной по данным геологоразведки и действующим шахтам. Фактическая метаноносность была определена по четырем выработкам шахт им. А.Ф.Засядько, ш/у "Октябрьское", "Привольнянская". Она вычислялась как сумма остаточной метаноносности угля, набранного в колбы, и относительного метановыделения на тонну отбитого угля. Кроме этого сравнивались и данные, полученные по методике МакНИИ, согласно которой природная метаноносность определяется по фактическому среднему метановыделению из обнаженных поверхностей пласта в выработку.

В результате установлено, что на шахте им. А.Ф.Засядько пл. m_3 метаноносность по данным геологоразведки составила в среднем 13,9 м³/т.с.б.м, по методике МакНИИ – 12,6 м³/т.с.б.м, по данным газовых съемок – 12,4 м³/т.с.б.м. На ш/у "Октябрьское" пл. m_3 – 11,25; 11,2 и 11,3 м³/т.с.б.м и на ш. "Привольнянская" пл. m_3^H – 0,5; 0,26 и 0,35 м³/т.с.б.м со-

ответственно. Полученные результаты позволяют сделать вывод о том, что природная метаноносность угольных пластов, определяемая с помощью КГН, в целом соответствует фактическим данным.

В дальнейшем было выполнено сравнение природной метаноносности по геологоразведочным данным с фактической метанообильностью лав. Оно осуществлялось по лавам, обследованным в 1983, 1984 гг. Средняя величина случайных ошибок составила $\pm 18,3 \text{ м}^3/\text{т}$, а систематическая – $4,72 \text{ м}^3/\text{т}$. Проверка ее значимости по t -критерию показала, что расчетное значение $\hat{t}_{\Delta} = 2,09$. Оно превышает табличное, равное $2,0_{0,05; 66}$. Следовательно, систематическое отклонение можно считать статистически значимым. Причем, в большинстве случаев имеет место занижение относительной метаноносности по сравнению с фактической метанообильностью. Такой результат вполне закономерен, поскольку метанообильность лав формируется не только за счет природной метаноносности угля, но и пород, выделения метана из спутников и выработанного пространства [5]. В то же время, имеющиеся в ряде случаев завышения прогнозных данных по сравнению с фактическими привели к необходимости изучения характера изменения ошибок по интервалам метаноносности, выделенным авторами работы [3]. Полученные результаты представлены в таблице 1.

Таблица 1 – Распределение случайных и систематических ошибок по интервалам метаноносности

Интервалы изменения метаноносности угольных пластов, $\text{м}^3/\text{т.с.б.м}$	<5	5-10	10-15	15-20	20-25	25-30	>30
Случайные отклонения, $\text{м}^3/\text{т}$	$\pm 2,2$	$\pm 7,9$	$\pm 7,5$	$\pm 5,9$	$\pm 9,3$	± 30	± 22
Систематические отклонения, $\text{м}^3/\text{т}$	-1,2	1,0	-5,8	1,8	0,7	-15,7	-6,4

Как видно с увеличением интервала изменения метаноносности растет случайная составляющая отклонений. Для систематических погрешностей такая закономерность не наблюдается. При этом их значимость была подтверждена лишь для интервалов 25-30 и $>30 \text{ м}^3/\text{т.с.б.м}$. Полученные результаты сравнения позволяют корректировать прогнозные значения метаноносности с учетом ожидаемой метанообильности лав.

Поскольку распределение абсолютных ошибок практически всегда подчиняется нормальному закону, то корректировка значений мета-

метанообильности может быть выполнена путем определения вероятности попадания их ожидаемых значений в спрогнозированные интервалы метаносности (P_{ij}). Вычисление этих вероятностей осуществлялось с использованием положений методики, изложенной в работах [6]. В соответствии с ними первоначально рассчитывается возможное значение метанообильности лавы при спрогнозированном интервале метаносности угольного пласта. Для этого с учетом случайных и значимых систематических ошибок рассчитывается ожидаемая метанообильность (q_{mj}) по формуле (1):

$$q_{mj} = \bar{q}_i + S_{\Delta ij} + \bar{\Delta}, \quad (1)$$

где \bar{q}_i – значение метаносности которое соответствует середине спрогнозированного j -го интервала, м³/т.с.б.м.

После определения q_{mj} устанавливается интервал, в который попадает ее значение. Затем вычисляется вероятность (P_{ij}) того, что расчетное значение метанообильности не выйдет за пределы установленного интервала метаносности:

$$P_{ij} = \frac{1 + \Phi(t_{ij})}{2}, \quad (2)$$

где $\Phi(t_{ij})$ – значение интегральной функции плотности распределения для нормированной величины отклонения t_{ij}

$$t_{ij} = \frac{|q_{\max j} - q_i|}{S_{\Delta i}}, \quad (3)$$

где $q_{\max j}$ – крайнее правое значение границы j -го проверяемого интервала изменения метаносности, м³/т.с.б.м.

Величина $\Phi(t_{ij})$ определяется по таблицам, приведенным в многочисленных изданиях по теории вероятностей и математической статистике.

Выполненные расчеты показали, что для интервала метаносности менее 5 м³/т.с.б.м. ожидаемая метанообильность с вероятностью 0,871 не выйдет за его пределы. Для интервала 5-10 м³/т.с.б.м. она с вероятностью 0,830 может достигнуть крайней правой границы соседнего интервала, равной 15 м³/т.с.б.м.

Аналогичные результаты с вероятностью 0,990; 0,898; 0,789 были получены для интервалов 10-15, 15-20 и 20-25 м³/т.с.б.м. Для интерва-

лов 25-30 и более 30 м³/т.с.б.м предельные значения метанообильности с вероятностью 0,866 не превысят величины 73 м³/т.

Отсюда следует, что при прогнозировании указанных выше интервалов метаноносности ожидаемая метанообильность для первого из них будет достигать 5 м³/т, второго – 15 м³/т, третьего – 20 м³/т, четвертого – 25 м³/т, пятого – 30 м³/т, для шестого и седьмого – 73 м³/т. Указанные пределы метанообильности установлены с учетом только опасных ошибок II-го рода (отклонения берутся в большую сторону), что объясняется повышенной опасностью ведения очистных работ в лавах с высокой метанообильностью и необходимостью разработки на стадии проектирования мероприятий по безопасной отработке угольных пластов. Если же фактическая метанообильность окажется меньше прогнозной, то это приведет к повышению безопасности и улучшению ТЭП работы лав и шахт.

Библиографический список

1. Лидин Г.Д. Газообильность каменноугольных шахт СССР. Газообильность каменноугольных шахт Северо-западной части Донецкого бассейна / Г.Д. Лидин. – М.: Наука, 1989. – 224 с.
2. Посудиевский А.Б. Прогноз газоносности пласта m_3 на участке Бутовская-Глубокая № 2 / А.Б. Посудиевский, Р.А. Посудиевский // Уголь Украины. – 2008. – № 8. – С. 46-47.
3. Смирнов Б.В. Вероятностные методы прогнозирования в инженерной геологии / Б.В. Смирнов. – М.: Недра, 1983. – 134 с.
4. Фрумкин Р.А. Достоверность горно-геологических прогнозов и методы ее количественной оценки / Р.А. Фрумкин, В.Н. Окалелов // Известия вузов. Горный журнал. – 1983. – № 4. – С. 33-37.
5. Руководство по определению и прогнозу газоносности вмещающих пород угольных месторождений при геологоразведочных работах. – Ростов-на-Дону: ВНИГРИуголь, 1987. – 161 с.
6. Фрумкин Р.А. Методы корректировки и повышения достоверности геологических прогнозов / Р.А. Фрумкин, В.Н. Окалелов // Вестник МАНЭБ. – 1997. – № 1. – С. 15-17.

*д.т.н. Фрумкин Р.А.,
Чепурной Д.С.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ПРОБЛЕМЫ ЭФФЕКТИВНОСТИ И БЕЗОПАСНОСТИ ВЕДЕНИЯ ГОРНЫХ РАБОТ НА УГОЛЬНЫХ ШАХТАХ

Викладені не вирішені питання діючої системи забезпечення ефективного та безпечного ведення гірничих робіт на шахтах і напрямків їх можливого подолання.

Ключові слова: *гірничі роботи, безпека, ефективність.*

Изложены нерешенные вопросы действующей системы обеспечения безопасного и эффективного ведения горных работ на шахтах и возможные направления их преодоления.

Ключевые слова: *горные работы, безопасность, эффективность.*

Проблема и её связь с научными и практическими заданиями. Необходимость повышения эффективности и безопасности ведения горных работ на шахтах – извечная проблема угольной промышленности, никогда не сходящая с повестки дня в прошлом, которая не потеряет своего значения и в обозримом будущем. Однако в последние годы она обострилась многократно в связи с реформированием собственности в отрасли и её реструктуризацией. Достаточно сказать, что за последние 5 лет в угольной отрасли было травмировано 35000 работников, из них 917 – смертельно. В 2009 г. при годовой добыче 72,3 млн. т травмы получили 5200 трудящихся, из них 151 смертельных. Только с начала 2010 г. горноспасателям пришлось устранять последствия 60-и аварий, при этом они спасли материальных ценностей на сумму 3,8 млрд. грн. [1]. Наряду с причинами технического, экономического, организационного и законодательного порядка не последнюю роль играют здесь и горно-геологические условия труда украинских шахтёров. Из общего числа пластов, разрабатываемых на 159-и действующих в стране шахтах, 90% являются опасными по газу, 60% – по взрывам угольной пыли, 45% – склонны к газодинамическим явлениям, 25% опасны по самовозгоранию. И они (геологические условия) постоянно ухудшаются по мере перехода горных работ на глубокие горизонты: увеличивается естественная газоносность пластов, число и интенсивность внезапных выбросов угля и газа, горных ударов, температура пород и рудничного

воздуха, число пластов, склонных к интенсивным вторичным осадкам, сложной кровлей, почвой, склонной к сползанию и пучению и др. опасным явлениям. Приведенные данные свидетельствуют о том, что повышение уровня безопасности ведения горных работ и их эффективности является сейчас не только актуальной, но и неотложной проблемой, от решения которой зависит судьба реформ в отрасли, будущее и благосостояние её работников.

Анализ исследований и публикаций. Решением комплексной проблемы повышения безопасного ведения горных работ на основе применения эффективных технологий в течение длительного времени занимаются многочисленные правительственные структуры, академические и отраслевые НИИ, проектные и проектно-конструкторские институты, горные ВУЗы и отдельные учёные Украины, России, США, Китая, Германии, Франции и многих других стран мира, однако до конца она остаётся не решённой и по сей день. Анализ многочисленных публикаций, посвящённых этой проблеме [1-9], показывает, что в различных странах она решается по-разному с учётом особенностей и специфики развития их национальной экономики, законодательства в сфере охраны недр, труда и окружающей среды, вытекающего из него нормативной базы, налогообложения, различий в горно-геологических условиях разработки месторождений и ряда др. основополагающих положений. Говоря о главных недостатках решения проблемы в Украине, необходимо отметить, что она, будучи по своей природе комплексной, решается без учёта взаимосвязей всех её составляющих, нередко методом "кавалерийского наскока". Решения, принимаемые в этой области на отраслевом и государственном уровне, часто носят волевой характер и не являются научно и экономически обоснованными, принимаются в спешке и носят противоречивый характер.

Постановка задачи. Исходя из изложенного, основной целью настоящей статьи является анализ узких мест, нерешённых вопросов и недостатков действующей в отрасли системы обеспечения безопасного ведения горных работ и возможных направлений их преодоления.

Изложение материала и его результаты. Перевод угольной промышленности Украины на рельсы рыночной экономики сопровождался резкой потерей управляемости предприятиями и снижением уровня безопасности ведения горных работ. Причины аварий, произошедшие в последние годы в отрасли, заложены в социально-экономических противоречиях, проблемах общества и вытекающих из них технических решениях, принимаемых собственниками и руководителями шахт (в Украине, как известно, в настоящее время уже более половины угля добывается в частном секторе). Сложилась парадоксальная ситуация, когда вопросы технического развития шахт определяют их

собственники, которые зачастую не имеют даже горного образования. Проекты, выполняемые по их заказу, чаще всего не учитывают всех мер безопасности, предусматривают минимально возможные затраты на эти цели и не подвергаются корректировке в направлении увеличения затрат на них. Собственник всегда стремится к снижению затрат на добычу, так как его доход тем выше, чем больше нагрузка на лаву и меньше удельные затраты на выемку угля. Фонд оплаты труда (ФОТ), устанавливаемый им же, составляет относительно небольшой удельный вес от общей величины затрат на добычу угля. В результате социально-экономические условия жизни рабочих зависят не только от ФОТ, но и от стоимости оборудования, затрат на модернизацию предприятия, подготовку новых лав и других довольно значительных затрат. В таких условиях снижение прибыли предприятий неизбежно, а, следовательно, неизбежно и "урезание" всех расходов, кажущихся не существенными и прямо не связанными с уровнем нагрузки на лаву, в первую очередь – на безопасность ведения работ.

Таковыми не очевидными и "завуалированными" затратами являются и расходы, связанные с *научным и проектным сопровождением угольных предприятий*, от которого с первых же дней начала реструктуризации отрасли решили отказаться, резко сократив финансирование проектных и отраслевых институтов, вузовской и академической науки. Органы госуправления и собственники предприятий, видимо, посчитали, что в угольной промышленности, как и в горном деле в целом, можно обойтись без фундаментальных, прикладных исследований и разработок. Это привело не только к снижению эффективности и безопасности угольного производства, но и к уничтожению наиболее квалифицированного кадрового потенциала отрасли, целого ряда научных школ и перспективных направлений, способных при государственном подходе к делу в достаточно короткие сроки технически переориентировать отрасль и совместно с производителями перевести её на бездотационный режим работы. Сегодня же проекты, выполняемые проектными институтами по строительству и техническому переоснащению шахт, их ликвидации, вскрытию и подготовке новых горизонтов в подавляющем большинстве случаев не выдерживают никакой критики, и прежде всего в расчётах безопасных условий ведения горных работ и их эффективности. Основная причина сложившегося положения – отсутствие грамотных проектировщиков и специалистов, покинувших отрасль из-за прекращения финансирования этих работ и неадекватной оплаты их труда. Противоречивость и парадоксальность ситуации состоит в том, что сегодня, в эпоху ускоренного развития наиболее передовых информационных технологий, почти прекратился обмен научно-технической ин-

формацией между угольными предприятиями, проектными, научно-исследовательскими институтами и вузами.

В тоже время наиболее успешные в финансовом отношении предприятия, такие как "Комсомолец Донбасса", им. А.Ф.Засядько и др. закупают высокопроизводительную дорогостоящую зарубежную технику, которую проектировщики, эксплуатационники, работники надзорных служб вынуждены изучать на стадии её практического применения, что не способствует ни эффективному её использованию, ни повышению безопасности ведения горных работ.

Из изложенного следует, что проблема безопасности в угольной промышленности является глобальной, складывается из многих составляющих, должна быть прерогативой государства и оцениваться по критериям, учитывающих общенациональные интересы. Она не может быть отдана "на откуп" ни собственникам и руководителям шахт, ни бизнес-структурам, ни региональным властям или населению территорий.

Одной из таких составляющих является использование существующих и разработка новых технологий безопасного ведения горных работ, которые бы соответствовали современному уровню развития науки и техники и экономике государства. Именно об этих аспектах проблемы и будет идти речь ниже.

Абсолютно безопасных технологий угледобычи не существует. Их создание, использование и оценка всегда сопряжены с определённой степенью риска. Задача состоит в том, чтобы в конкретных горно-геологических и горнотехнических условиях минимизировать степень риска и при этом обеспечить достаточно высокие технико-экономические показатели: нагрузку на очистной забой, производительность труда, низкую себестоимость 1 т добываемого угля, его качество в соответствии с требованиями потребителей и др.

Этим требованиям в наибольшей степени отвечает так называемая "безлюдная выемка угля" [5, 6], при которой люди в очистном забое не присутствуют при выполнении всех производственных процессов и операций, включая ремонтные и ремонтно-профилактические работы, а также технологии, предусматривающие ведение работ во взрывобезопасной (инертной, нейтральной) газовой среде [7, 8]. Они обеспечивают достижение минимального уровня травматизма работающих, профзаболеваний и загрязнения окружающей среды со всеми вытекающими из этого положительными эффектами. В то же время большинство из них, за редким исключением, имеют весьма ограниченную область применения по мощности пласта, углу его падения, устойчивости вмещающих пород, выбросо-пожаро- и удароопасности разрабатываемых пластов, характеризуются невысокой нагрузкой на добычный участок, большой

удельной протяжённостью выработок, проводимых на 1 т подготовленных запасов, отсутствием серийно выпускаемого оборудования, а в ряде случаев и весьма значительными первоначальными (единовременными) капитальными затратами, что, конечно же, не способствует их применению на практике. Кроме того, работы по их созданию, совершенствованию и модернизации с началом реструктуризации угольной отрасли были повсеместно прекращены из-за отсутствия финансирования, а по ряду из них оно и не открывалось [7, 8]. Несмотря на свою перспективность и достаточно большой объём выполненного опытно-промышленного внедрения [5, 6], сегодня в Украине они практически нигде не применяются. В то же время экономическая ситуация, сложившаяся в стране в последние годы, в корне меняет традиционные представления о них как о вспомогательных технологиях, переводя их в разряд экономически обоснованных и весьма перспективных.

Покажем это на примере создания и модернизации бурошнековой выемки угля, которую разрабатывали ряд отраслевых институтов СССР в период активного внедрения механизированных комплексов.

В начальный период опытно-промышленного внедрения её рассматривали как вспомогательную и рекомендовали для отработки изолированных целиков, разработки пластов в местах геологических нарушений и т.п., то есть в условиях, где применять механизированные комплексы экономически не выгодно. При этом длина буримых из одной выработки скважин не превышала 120-160 м и приводила к большим удельным затратам на проведение и поддержание подготовительных выработок. Модернизация бурошнекового оборудования (создание комплекса КБВ взамен БШК-2М) и доведение длины буримых из одной выработки скважин до 400 м [9] значительно расширяет область её применения и заставляет в корне пересмотреть существующие подходы к проектированию этой технологии, раскройке шахтных полей и отработке их запасов. Появилась возможность эффективной и безопасной отработки ранее законсервированных запасов под промышленными и гражданскими объектами; запасов, которые ранее были отнесены к забалансовым по мощности, по фактору неустойчивости кровли и зольности пласта; запасов, сосредоточенных в маломощных защитных пластах. Шахты с такими запасами либо уже закрыты, либо отнесены к III-ей группе и переданы в Углеторфреструктуризацию под закрытие. Однако частные предприниматели достаточно успешно "оживляют" закрытые шахты, отрабатывая брошенные запасы без каких-либо дотаций государства с применением дешёвых, но морально и физически устаревших технологий, не отвечающих современному уровню развития науки и техники, не говоря уже об их высокой опасности и наносимом вреде окружающей среде.

Модернизированная бурошнековая технология выемки угля с применением комплекса КБВ является не только одной из самых безопасных (его обслуживание осуществляется в комфортных условиях подготовительной выработки, сводится к подготовке места для бурения скважины и перемещению комплекса на новое место, при этом вероятность травмирования и приобретение профзаболеваний не больше, чем у рабочих других профессий, а риск страхования здоровья и жизни обслуживающего персонала минимален), но и весьма эффективных, обеспечивающих ведение работ в автоматизированном режиме с высокими технико-экономическими показателями [9]. Достаточно сказать, что стоимость оборудования для традиционной комплексно-механизированной выемки тонкого пологого пласта составляет 10-40 млн. долларов в зависимости от комплектации, длины лавы, завода или страны-изготовителя, что в 10-30 раз больше стоимости бурошнекового комплекса. С учётом же затрат на подготовку лав, доставку, монтаж и демонтаж многих тысяч тонн оборудования, зольности добываемой горной массы и её транспортирования экономическая эффективность бурошнековой выемки возрастает многократно.

Главными преимуществами бурошнековой выемки угля нового технического уровня по сравнению с традиционными технологиями является высокий уровень автоматизации производственных процессов, её мобильность и универсальность при высоком уровне безопасности ведения работ и эффективности угледобычи, что позволяет в корне изменить финансовое состояние угольных предприятий. Но для этого необходимо пересмотреть техническую политику отрасли и государства, увязав её с финансово-экономическими критериями их деятельности.

Таким образом, обобщая результаты выполненного анализа, можно сделать следующие **выводы**:

- необходимо в кратчайшие сроки возобновить научно-исследовательские и проектно-конструкторские работы по созданию новых и модернизации известных технологий "безлюдной выемки угля" для сложных горно-геологических условий и работы по их научному и проектному сопровождению в процессе внедрения и использования;
- нужно определить перечень первоочередных приоритетных разработок, сроки их выполнения и порядок финансирования, которые обеспечат качественное снижение уровня травматизма на шахтах, улучшение условий труда и снижение уровня профзаболеваний;
- следует установить пониженные налоговые ставки или полное освобождение от налогов на определённый срок при внедрении на шахтах технологий и оборудования, обеспечивающих повышенный уровень безопасности работ, снижения загрязнения окружающей среды, утилизацию отходов и сохранение рабочих мест;

- необходимо разработать систему страхования здоровья и жизни горнорабочих, при которой внедрение безопасных технологий на шахтах будет намного выгоднее, чем выплаты страховых сумм;

- должны быть разработаны количественные критерии оценки безопасности ведения горных работ с применением различных технологий, учитывающие их технический уровень и финансово-экономические результаты последствий их использования.

Библиографический список

1. *Впереди Европы всей. По людским потерям // Голос Донбасса. – 2010. – № 47 (916) от 25.11.2010. – С. 3.*
2. *Кучеба П. Научные основы экономического управления охраной труда / П. Кучеба // Охрана труда. – 1996. – № 12. – С. 13-16.*
3. *Лесенко Г. Порядок заохочення працюючих за дотримання вимог охорони праці / Г.Лесенко // Охорона праці. – 2004. – № 9. – С. 36-38.*
4. *Рубин В.С. Экономическое управление условиями труда / В.С.Рубин. – К.: Наукова думка, 1987. – 131с.*
5. *Левкович П.Е. Технология безлюдной выемки угля / П.Е.Левкович, Н.Е.Чаленко, В.Л.Дроздов, Б.М.Пучков. – К.: Техніка, 1980. – 192 с.*
6. *Фрумкин Р.А. Технология подземной разработки пластовых месторождений полезных ископаемых : конспект лекций. Ч II / Р.А.Фрумкин. – Алчевск: ДонГТУ, 2007. – 165 с.*
7. *Литвинский Г.Г. Агрегат для безлюдной выемки тонких пластов угля / Г.Г.Литвинский // Уголь Украины. – 2006. – № 3. – С. 15-19.*
8. *Литвинский Г.Г. Сущность научной доктрины "Шахта XXI века" / Г.Г.Литвинский // Уголь. – 2006. – № 11. – С. 44-46.*
9. *Строяковский Л.М. Создание безопасной и эффективной технологии добычи угля / Л.М. Строяковский // Уголь Украины. – 2008. – № 1. – С. 12-16.*

Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Борзыхом А.Ф.

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

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ЗАВИСИМОСТИ ИЗМЕНЕНИЯ МОДУЛЯ ДЕФОРМАЦИИ ОБРУШЕННЫХ ПОРОД КРОВЛИ ВО ВРЕМЕНИ ПРИ РАЗЛИЧНЫХ СКОРОСТЯХ ПОДВИГАНИЯ ОЧИСТНОГО ЗАБОЯ

В статті наведені результати з визначення змінення модуля деформації обвалених порід у часі при різних швидкостях посування очистного вибою.

Ключові слова: *модельовання, модуль деформування; обвалені породи; посування очистного вибою.*

В статье приведены результаты определения изменения модуля деформации обрушенных пород во времени при различных скоростях подвигания очистного забоя.

Ключевые слова: *моделирование; модуль деформации; обрушенные породы; подвигание очистного забоя.*

Актуальность работы. Для прогнозирования поведения горных массивов при проектировании технологических процессов выемки угольных пластов подземным способом важно знать их физико-механические свойства, одним из которых является модуль деформации разрушенных и обрушенных пород.

По мере подвигания очистного забоя во времени, модуль деформации существенно изменяется. Без знания закономерностей изменения механических характеристик пород подработанных массивов во времени нельзя разработать корректную математическую модель, учитывающую подвигание очистного забоя, и получить достоверные результаты решения поставленных задач геомеханики.

Цель работы - определение закономерностей изменения модуля деформации разрушенных пород во времени по мере подвигания очистного забоя с различной скоростью.

Методика определения основных механических свойств обрушенных пород предложена в работе [1], в которой установлена зависимость между модулем деформации и длиной выработанного простран-

ства, но без учета скорости подвигания лав. Найденные по этой методике значения модуля деформации пород, изменяющейся по мере ведения очистных работ, были использованы в математической модели ведения очистных работ в 8 западной лаве пласта h_8 шахты им. М.В. Фрунзе ГП Ровенькиантрацит. Горно-геологические условия шахты в математической модели максимально приближены к реальным. Длина выемочного столба равна 910м и подвигание очистного забоя разбивалось на пять участков с длинами 250, 150, 180, 150, 180 метров. На этих участках средняя скорость очистного забоя была различной и составила соответственно 2,75; 0,55; 1,98; 1,67 и 0,62 м/сутки. Найденные в работе [1] значения модулей деформации (E) для этих участков, отнесенные к скоростям подвигания очистного забоя на каждом из них, позволили получить зависимости, представленные в виде (1) и на рисунке 1:

$$E = a \cdot \ln(T) + b, \text{ МПа}, \quad (1)$$

где T – время работы очистного забоя, сут;
 a, b – свободные коэффициенты, значения которых приведены в таблице 1.

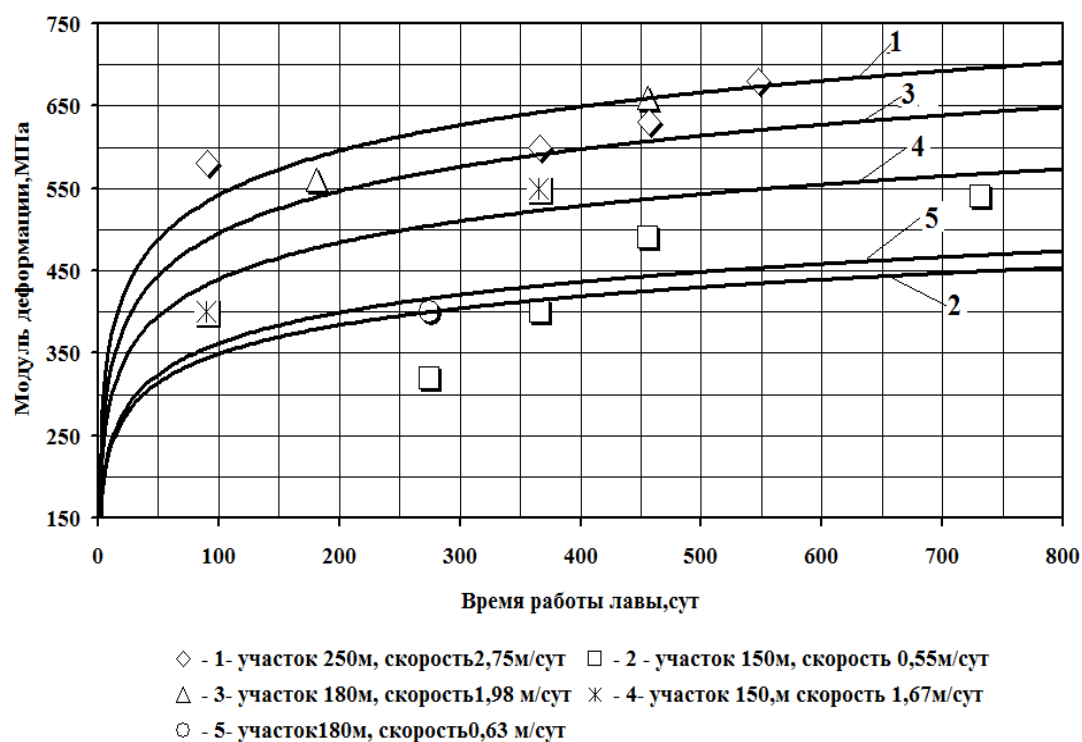


Рисунок 1 – Изменение модуля деформации обрушенных пород выработанного пространства во времени при различных скоростях подвигания очистного забоя

Таблица 1 – Свободные коэффициенты и коэффициент детерминации

Скорость подвигания очистного забоя, м/сут	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>R</i> ²
2,75	77,5	185,1	0,98
1,98	73,7	156	0,96
1,67	64,3	143,5	0,99
0,62	50,4	117	1.00
0,55	53,8	114,3	0,9

R – коэффициент детерминации

Выводы и направление дальнейших исследований:

Разработанная методика и полученные зависимости изменения модуля деформации обрушенных пород выработанного пространства во времени при различных скоростях подвигания очистного забоя рекомендуется использовать для прогнозирования и моделирования процессов поведения вмещающих пород при отработке тонких и средней мощности пологих угольных пластов Донбасса на больших глубинах.

Библиографический список

1. Аверин Г.А. Механические характеристики пород кровли /Г.А. Аверин, П.Н. Кирьязов, О.Г. Доценко // Уголь Украины, 2010. – №4. – С. 38 -40.

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

*к.т.н. Шульгин П.Н.,
Заев В.В., Распопина В.В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ЛАБОРАТОРНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ЗОНЫ ГОРЕНИЯ УГОЛЬНОГО ПЛАСТА МЕТОДОМ ЭЛЕКТРОГИДРОДИНАМИЧЕСКИХ АНАЛОГИЙ

Наведені методика та результати лабораторних досліджень розподілу температури у вигазованому просторі підземного газогенератора під час газифікації вугільного пласту.

Ключові слова: *газифікація, підземний газогенератор, високотемпературна зона, фізична модель, електрогідродинамічні аналогії, електропровідний папір.*

Приведены методика и результаты лабораторных исследований распределения температуры в выгазованном пространстве подземного газогенератора при газификации угольного пласта.

Ключевые слова: *газификация, подземный газогенератор, высокотемпературная зона, электрогидродинамические аналогии, физическая модель, электропроводная бумага.*

В настоящее время значительно расширился интерес к технологии подземной газификации угольных пластов, о чем свидетельствуют сооруженные в последнее десятилетие станции ПГУ в Австралии, Китае, Канаде и многочисленные (более 50) проекты строительства новых станций. Существенным недостатком традиционных технологий являются значительные (до 30 – 50%) потери тепловой энергии горения пласта, которые идут на бесполезный разогрев вмещающих пород. Как показали исследования [1, 2], повысить эффективность термохимической переработки угольных пластов можно за счет утилизации тепловой энергии с помощью жидкого теплоносителя (перегретая вода), циркулирующего в высокотемпературной зоне подземного газогенератора по трубным ставам коллекторной системы. В этой связи определение размеров высокотемпературной зоны и распределения температуры с удалением от огневого забоя представляют актуальную задачу для определения технологических параметров трубного коллектора.

При сгорании угля в толще пород образуется высокотемпературное, наполненное генераторными газами пространство, причем размер

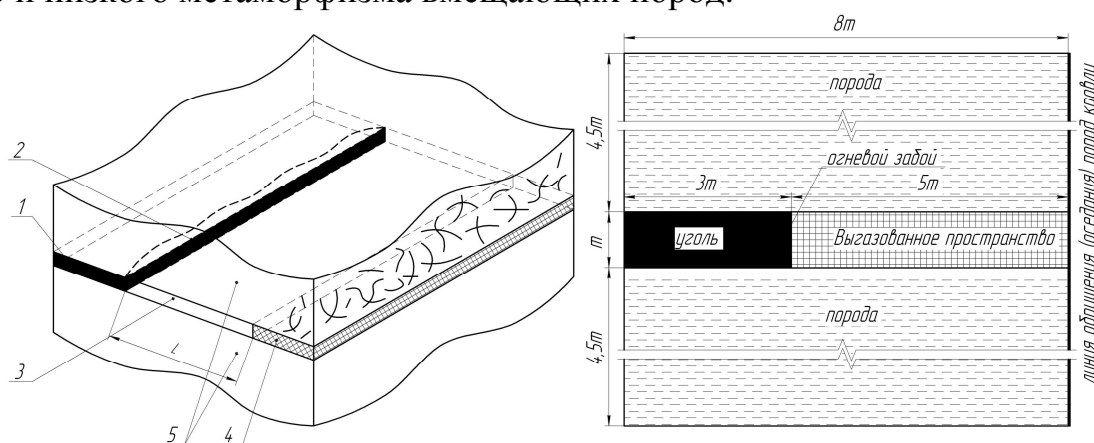
высокотемпературной зоны зависит от мощности и теплотворных характеристик угольного пласта, а также от физико-механических свойств вмещающих пород (их теплопроводности, нарушенности и т.д.).

В качестве объекта исследования принята модель, имитирующая процессы, происходящие в выгазованном пространстве, образовавшемся после выгорания угольного пласта, до момента обрушения (оседания) непосредственной кровли. Основными влияющими факторами на размер высокотемпературной зоны являются мощность угольного пласта и расстояние, на которое тепло будет распространяться в диффузионной области на обрабатываемом участке подземного газогенератора.

Задача моделирования состоит в определении размеров высокотемпературной зоны, в которой температура превышает 300°C , что обусловлено характеристиками гидропаровых турбин электрогенератора (требующих температуру теплоносителя $120\text{--}250^{\circ}\text{C}$) с учетом возможных теплотерь при транспортировании перегретой воды в трубном ставе.

Ранее рассматривались различные задачи распределения тепла в угольном и породном массиве при подземной газификации пласта [3], однако вопросам распределения температуры в выгоревшем пространстве не уделялось должного внимания. Разработанная технология утилизации тепла привела к постановке новой задачи, направленной на установление размеров распространения высокотемпературной зоны в которой происходит нагрев теплоносителя.

На модели, представленной на рисунке 1, воспроизводим огневой забой угольного пласта и выгоревшее пространство длиной 5m (где m – мощность пласта). Это расстояние было принято исходя из усредненных размеров зон обрушения кровли при выемке пластов в условиях среднего и низкого метаморфизма вмещающих пород.



1 – угольный пласт; 2 – огневой забой; 3 – выгазованное пространство; 4 – обрушенные породы; 5 – породный массив.

Рисунок 1 - Принятая модель, имитирующая распределение тепла в выгазованном пространстве подземного газогенератора

Принятая модель характеризуется важными параметрами, влияющими на распределение тепла в газовом пространстве – мощностью угольного пласта m и расстоянием до зоны обрушения непосредственной кровли. Для удобства, и наглядности отображения полученных результатов будем пользоваться приведенным расстоянием r , которое выражается отношением:

$$r = \frac{x}{m}, \quad (1)$$

где x – расстояние от очага горения до точки, в которой определяется температура, м ($0 \leq x \leq L$);

m – мощность угольного пласта, м.

Принятая нами модель должна отвечать ряду условий, вытекающих из общей теории подобия. Модель должна представлять собой изучаемую область распространения тепла, в некотором масштабе, т.е. должно быть соблюдено геометрическое подобие.

Нами принят масштаб геометрического подобия

$$\alpha_L = \frac{L_l}{L_M} = 30, \quad (2)$$

где L_n, L_M - размеры исследуемого объекта в натуре и на модели.

При применении метода электрогидродинамических аналогий (ЭГДА) для однородной среды, условия подобия выполняются автоматически [4], т.е. имеет место автомодельность. Поэтому при моделировании тепловых процессов необходимо соблюдать только геометрическое подобие (2) и подобие граничных условий модели и природы, в этом случае будет соблюдено динамическое подобие:

$$C_{h,u} = \frac{t}{u}, \quad (3)$$

где t – температура в выгазованном (газовом) пространстве;

u – электрический потенциал.

Приняв допущение, что газовая среда является однородной, а ее поведение после сгорания угольного пласта достаточно удовлетворительно характеризуется уравнениями гидродинамики [4], можно построить простую модель распределения температуры, изучить которую можно используя метод моделирования ЭГДА, основанном на аналогии

между стационарным движением электрического тока в проводящей среде и процессами, протекающими при передачи тепла от огневого забоя угольного пласта к продуктам газификации подземного газогенератора, заключающейся в том, что оба эти явления описываются одинаковыми дифференциальными уравнениями [4 - 6].

Для осуществления метода ЭГДА применяют различные электропроводные материалы: станиоль, электролиты жидкие и желеобразные (на агар-агаре), смесь мраморной крошки с графитом, электропроводные лаки и краски, электропроводный картон и бумагу и др. Наиболее распространенными материалами являются электролиты и электропроводная бумага (ЭПБ) [7].

В качестве материала модели нами принята электропроводная бумага, основные положения моделирования физических процессов при помощи которой изложены в работе [8].

Сущность метода ЭГДА с применением ЭПБ заключается в том, что на основании аналогии движения электрического тока в ЭПБ и реальными процессами, протекающими при распределении температур, оказывается возможным заменить определение температуры среды непосредственным измерением электрического потенциала на модели. Это оказывается возможным благодаря математической аналогии между стационарным движением электрического тока в проводящей среде и стационарным распространением тепла в газе.

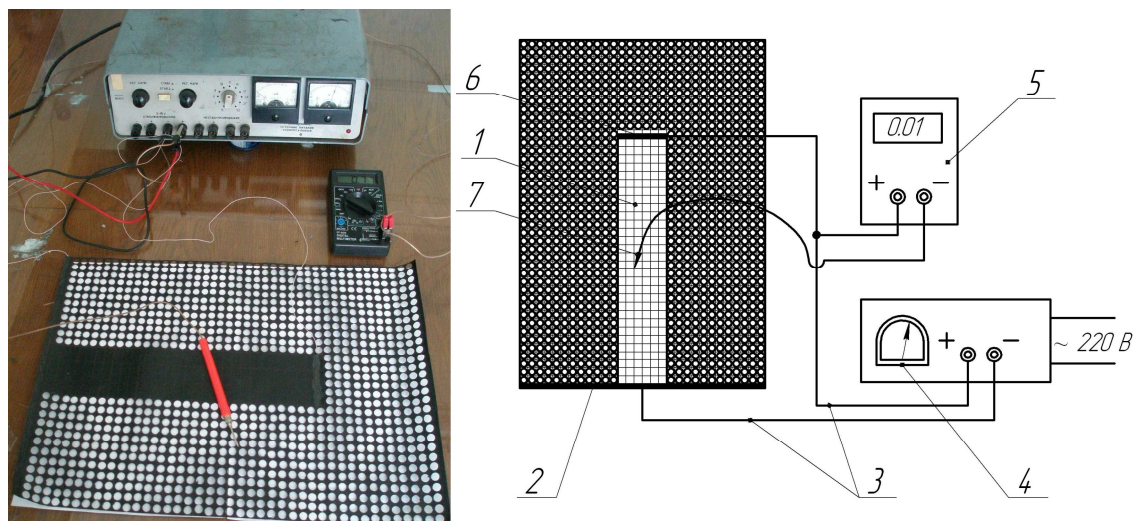
Для моделирования нами использовалась установка ЭГДА, разработанная на кафедре строительной геотехнологии и горных сооружений ДонГТУ представленная на рисунке 2. Прибор ЭГДА состоит из стабилизированного источника питания 4, который подключен к электросети напряжением 220 В. К выходным клеммам блока питания 4 соединительными проводами 3 подключен цифровой вольтметр 5 и модель из электропроводной бумаги 1 с шинами, имитирующую линию обрушения (оседания) пород 2 и огневой забой 6. К вольтметру 5 подключен щуп 7, которым на листе электропроводной бумаги определяют значения электрического потенциала. По ним впоследствии строят линии равных напряжений (эквипотенциальные линии). Модель изготавливали из электропроводной бумаги, соблюдая геометрическое подобие.

При моделировании необходимо обеспечить граничные условия, т.е. необходимо выполнить соотношения:

$$\frac{\partial u}{\partial n} = 0; \quad u = const. \quad (4)$$

Первое граничное условие обозначает, что на линиях симметрии модели градиент потенциала равен нулю, т.е. на границе электропро-

водной бумаги эквипотенциальные линии ей перпендикулярны. Второе граничное условие означает постоянство потенциала, т.е. имитирует поверхность, относительно которой эквипотенциальные линии параллельны, ее воспроизводим путем установки на модели шин и подачи на них заданного электрического потенциала.



1 – лист электропроводной бумаги; 2 – электропроводная шина;
3 – соединительные провода; 4 – блок питания; 5 – цифровой вольтметр;
6 – огневой забой; 7 – щуп.

Рисунок 2 - Установка ЭГДА

Учитывая принятое геометрическое подобие (2) из листа электропроводной бумаги вырезали модель размером 42,5x30см, на расстоянии 30 см от короткой стороны модели приклеивали (токопроводящим лаком) медный провод длиной 6 см, имитирующий очаг горения угольного пласта.

Важным показателем, влияющим на распространение тепла, является теплопроводность среды. При применении метода ЭГДА предполагается, что теплопроводность в натуре, соответствует сопротивлению в модели. Поэтому в зонах расположения вмещающих пород подземного газогенератора было необходимо увеличить (изменить) сопротивление электропроводной бумаги, т.к. теплопроводность пород значительно выше, чем теплопроводность генераторного газа. Увеличение сопротивления создавали путем вырезания участков электропроводной бумаги в зонах, соответствующих почве и кровле угольного пласта (рисунок 2).

Для удобства снятия показаний всю поверхность модели, используя токонепроводящий карандаш, разбивали сеткой с шагом в 10 мм, после этого на контуре модели наносили слой токопроводящего лака, имитирующего электропроводную шину (рисунок 2). Затем проводами

3 соединяли очаг горения 6 с клеммой положительного потенциала потенциометра прибора 4, а шину 2 – с клеммой его обратной полярности. После установки модели ее подключали к источнику тока и подавали стабилизированное напряжение 10 В на токопроводящие шины модели, тем самым создавали в модели поле электрического потенциала (аналога температурного поля). Для определения его распределения поисковой иглой снимали показания напряжения в углах сетки модели и по полученным данным с использованием программного комплекса «Mathcad» строили эквипотенциальные линии.

После обработки одной модели изготавливали следующую модель, размер которой оставался неизменным, но задавалась новая область выгазованного пространства, между огневым забоем и линией обрушения (оседания) пород кровли, оставляя мощность угольного пласта без изменения.

Таким образом, нами были промоделированы три соотношения расстояния до зоны обрушения пород к мощности угольного пласта ($r = 2,5; 5,0; 8,5$).

Графики изменения температуры по мере удаления от линии огневого забоя приведены на рисунке 3.

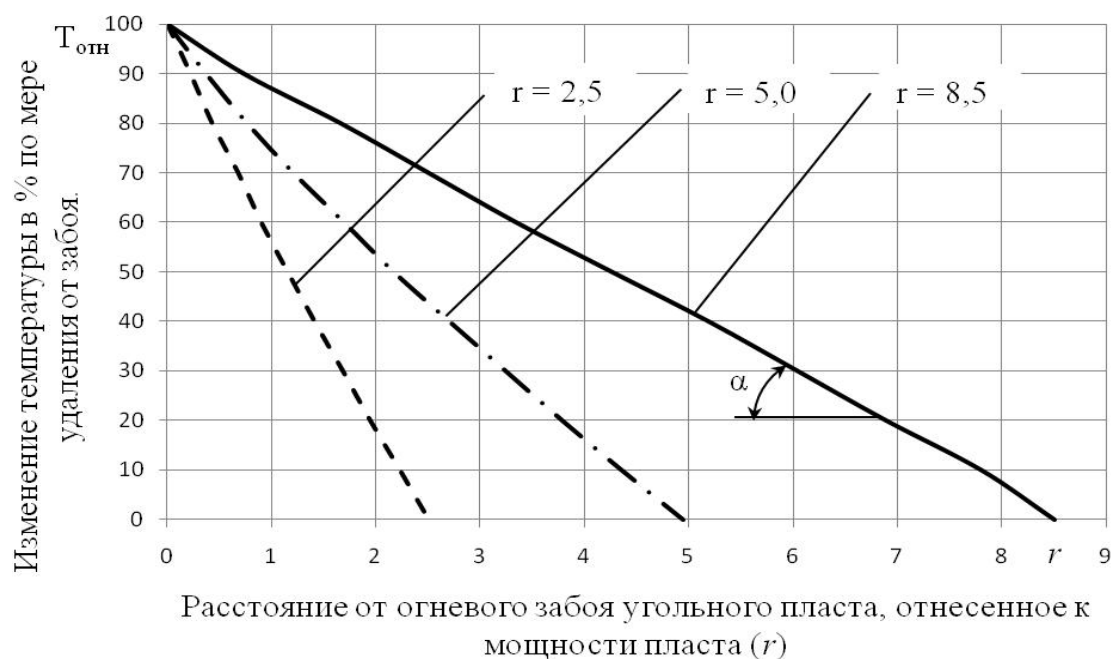


Рисунок 3 - Графики изменения температуры по мере удаления от огневого забоя

Приняв за базовые параметры температуру огневого забоя равную 1000°C и мощность угольного пласта $m = 1,0$ м из полученных графиков, можно заключить, что при отношении $r = 2,5$ высокотемпературная

зона ($T \geq 300^{\circ}\text{C}$ или $T_{\text{отн}} = 30$) распространяется на расстоянии 1,7 м от огневого забоя, для $r = 5$ составит 3,2 м и для $r = 8,5$ – 6 м. Таким образом, в большинстве случаев длина участка активного теплообмена составит 3,2 – 6 м, что вполне достаточно для нагрева теплоносителя до заданной температуры 300°C при диаметрах трубных ставов 80 – 150 мм и расходах, обеспечивающих эффективную работу гидропаровых турбин. Это доказывает технологическую возможность осуществления нового способа утилизации тепловой энергии и позволяет рассчитывать параметры теплообмена.

Проведенное моделирование также показало, что чем больше отношение расстояния от огневого забоя к мощности пласта, тем менее резко происходит падение температуры, т.е. более мощный пласт сбрасывает ее быстрее. Это позволяет заключить, что увеличение размеров высокотемпературной зоны не прямопропорционально увеличению мощности пласта, а изменяется по градиенту $\alpha(r)$ (где α – угол наклона кривой распределения температуры к горизонтальной оси, см. рис. 3).

Библиографический список

1. Гайко Г. И. Концепция шахты-электростанции, предполагающей подземное сжигание угольных пластов / Г. И. Гайко, В. А. Касьянов, С. М. Семикин // Уголь Украины. – 2006. – №7. – С. 3 – 5.
2. Гайко Г. І. Новий спосіб отримання електроенергії при підземній газифікації (спаленні) вугільних пластів / Г. І. Гайко, В. В. Заєв // Донецький вісник НТШ. Т. 29. – Донецьк: Східний видавничий дім, 2010. – С. 64 – 67.
3. Фальштинський В.С. Удосконалення технології свердловинної підземної газифікації вугілля / В.С. Фальштинський. – Дніпропетровськ: Національний гірничий університет, 2009. – 131 с.
4. Насонов И.Д. Моделирование физических процессов в горном деле / И. Д. Насонов, В. И. Ресин. – М.: Изд-во Академии горных наук, 1999. – 343 с.
5. Дружинин Н. И. Метод ЭГДА и его применение при исследовании фильтрации / Н. И. Дружинин. - Госэнергоиздат, 1953.
6. Тетельбаум И. М. Электрическое моделирование / И. М. Тетельбаум. - Физматиздат, 1959.
7. Дмитриев И. М. Лабораторные работы по курсу "Подземная Гидромеханика" (часть I. Электромоделирование) / И. М. Дмитриев, В. В. Кадет, Е. Г. Разбегина. - РГУНГ им. И.М. Губкина, 1998.
8. Фильчаков П. Ф. Интеграторы ЭГДА. Моделирование потенциальных полей на электропроводной бумаге / П. Ф. Фильчаков, В. И. Панчишин. – Киев: Изд-во АН УССР, 1961.

Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Гайко Г.И.

*к.т.н. Гапеев С.Н.,
Старотиторов И.Ю.
(ГВУЗ «НГУ», г. Днепропетровск, Украина)*

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ СТРУКТУРНО-НЕОДНОРОДНЫХ ГОРНЫХ ПОРОД В УСЛОВИЯХ КОНТРОЛИРУЕМОГО РАЗРУШЕНИЯ

Представлені методика та алгоритм імітаційного моделювання деформування зразків гірських порід в режимі контрольованого руйнування. Показано, що задаючи під час розрахунків розподіл властивостей по всьому об'єму зразка у відповідності до логнормального закону розподілу, можна отримати повні діаграми деформування, що є дотатньо близькими до реальних, не виконуючи складні лабораторні експерименти.

Ключові слова: Чисельні методи, позамежне деформування порід, повна діаграма, імітаційне моделювання, алгоритм.

Представлены методика и алгоритм имитационного моделирования деформирования образцов горных пород в режиме контролируемого разрушения. Показано, что, задавая при расчете распределение свойств по объему образца в соответствии с логнормальным законом распределения, можно получить полные диаграммы деформирования, достаточно близкие к реальным, не прибегая к сложным лабораторным экспериментам.

Ключевые слова: Численные методы, запредельное деформирование пород, полная диаграмма, имитационное моделирование, алгоритм.

Введение. Проблема оценки прочности горных пород в сложном напряженном состоянии – одна из важнейших в геомеханике. В итоге она сводится к сравнению эквивалентных напряжений с пределом прочности на сжатие. Имея же хорошо обоснованный критерий прочности, можно аналитически решить и обратную задачу, т.е. прогнозировать прочность горных пород, строить паспорта прочности, т.е. изучать процесс разрушения горных пород на численных моделях. Такие модели исследуются при помощи программных комплексов, в основе которых лежит один из численных методов. Для этих целей очень хорошо подходит метод конечных элементов (МКЭ) [1].

Стандартные исследования процесса разрушения горных пород проводятся путем испытаний по определенным методикам породных

образцов (блоков), т. е. по сути, физических моделей, имитирующих реальный породный массив. При этом затрачиваются значительные усилия для ликвидации несовершенств самого процесса физического моделирования, таких как торцевые условия, качество обработки поверхностей, особенностей испытательных машин, погрешностей измерительных приборов и т. п. Для слабых горных пород собственно изготовление образцов часто представляет непростую проблему, особенно для испытаний в режиме контролируемого разрушения, что очень важно для имитации реальных условий деформирования породного массива. Все вышеуказанные недостатки физического моделирования приводят к тому, что экспериментальные данные, полученные путем лабораторных испытаний породных образцов, являются в известной степени величинами случайными. Для получения же более точных результатов необходимо выполнить большое количество лабораторных опытов, проведение которых очень трудоемко и существенных материальных затрат.

Благодаря развитию и доступности вычислительной техники в настоящее время наметилась тенденция использовать при проведении геомеханических исследований компьютерное моделирование процессов вместо натурных и лабораторных испытаний. Компьютерное моделирование процесса разрушения породных образцов в объемном напряженном состоянии в отличие от физического моделирования лишено отмеченных выше недостатков. Оно позволяет ограничиться определенной, хорошо обоснованной, теорией прочности и результатами обычных испытаний образцов горных пород на одноосное сжатие (растяжение, сдвиг). При этом можно учесть естественную вариацию этих параметров, задавая в компьютерной стохастической модели параметры того или иного закона распределения.

Целью настоящей статьи является описание подхода и результатов численного эксперимента по исследованию процесса разрушения образца горной породы в режиме контролируемого разрушения.

Изложение основного материала. Известны два вида испытаний горных пород на одноосное сжатие:

- в условиях заданных нагрузок;
- в условиях заданных деформаций.

В первом случае на пулте пресса задают определенную нагрузку (напряжение – σ_i) и измеряют соответствующую ей продольную (поперечную) относительную деформацию – ε_i . В конце испытаний определяют предельное напряжение (предел прочности на одноосное сжатие – R_c) и предельное значение продольной деформации ε_k . После этого образец лавинообразно разрушается. В этом режиме происходит,

например, нагружение пород кровли в лаве по мере увеличения длины консоли.

Во втором случае задаются значения деформаций и измеряются соответствующие им напряжения. Для этого используют особые, т.н. «жесткие», испытательные машины [2-4]. При этом поведение породных образцов в процессе их деформирования до момента разрушения полностью совпадает с поведением таких же образцов, нагружаемых в режиме заданных нагрузок.

Иначе обстоят дела с разрушением структурно неоднородных горных пород за пределом прочности (рисунок 1). При жестко заданной деформации первыми разрушаются структурные элементы наиболее «неудачно» ориентированные по отношению к внешнему нагружению. При этом часть приходящейся на них нагрузки перераспределяется на другие, более «удачно» расположенные элементы. Образец приобретает новую структуру, которой соответствует более низкий по отношению к исходному R_c предел прочности на одноосное сжатие R_{ci} . Петля гистерезиса, полученная при снятии нагрузки до нуля, будет характеризовать уровень диссипации упругой энергии. В конце нагружения будут разрушены все внутренние связи и образец, внешне сохраняя форму и остаточную прочность R_{ocm} за счет сил трения, перейдет в состояние так называемого эквиволюмиального течения. Форма ниспадающей части кривой деформирования по сути является характеристикой структуры конкретной литологической разности.

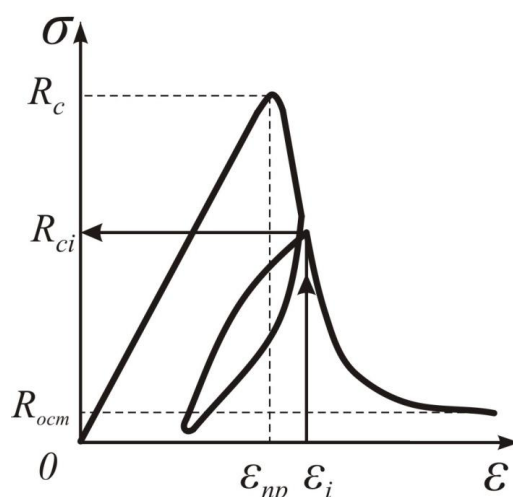


Рисунок 1 – Испытания образцов горных пород на одноосное сжатие в режиме заданных деформаций

Таким образом разрушается породный массив вокруг одиночных горных выработок, в целиках и во многих других элементах под-

земных структур. Роль «жесткого» пресса в этом случае играет упруго деформирующаяся часть породного массива. Эта особенность разрушения горных пород находит свое отражение в расчетных схемах (моделях) в аналитических расчетах [2, 5] и численном моделировании [6-9].

При этом в случае численного моделирования приходится применять особые приемы, касающиеся не только изменений в исходных моделях, но и в архитектуре соответствующего программного продукта. Так, например, поступили на кафедре строительства и геомеханики в НГУ [10, 11], внося соответствующие изменения в алгоритм расчета, учитывающие особенности деформирования и разрушения горных пород за пределом прочности.

Исследования, выполненные А.Н. Шашенко, Е.А. Сдвижковой в области масштабного эффекта в горных породах [10, 11] показали, что гистограммы распределения прочности различных углевмещающих пород подчиняются определенным законам распределения: нормальному, логнормальному, Вейбулла и др.

Сложное напряженное состояние, в котором находятся горные породы в окрестности выработок, можно привести к эквивалентному одноосному, используя ту или иную теорию прочности. Тогда, зная характер нагружения и вид кривой распределения прочности структурных элементов в породе, можно автоматически учесть это обстоятельство в алгоритме расчета, минуя стадию трудоемких лабораторных испытаний.

Методика численного моделирования процесса деформирования породных образцов за пределом прочности состояла в следующем. График реальных испытаний конкретной горной породы перестраивался. На вертикальной и горизонтальной осях координат все значения напряжений и деформаций делились на их наибольшие значения (R_c) и (ε_{\max}). Тогда появлялась возможность сравнивать между собой горные породы одной литологической разности, имеющие разную прочность.

В объемной компьютерной модели (рисунок 2) вертикальная деформация ($\varepsilon_1 = 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7$) задавалась в процентах от длины образца, а его боковые грани были свободны от нагрузок. Вертикальные и горизонтальные перемещения по нижней грани образца задавались равными нулю – это соответствует наличию жесткой нижней плиты пресса и сухому трению на контакте между гранью образца и плитой пресса.

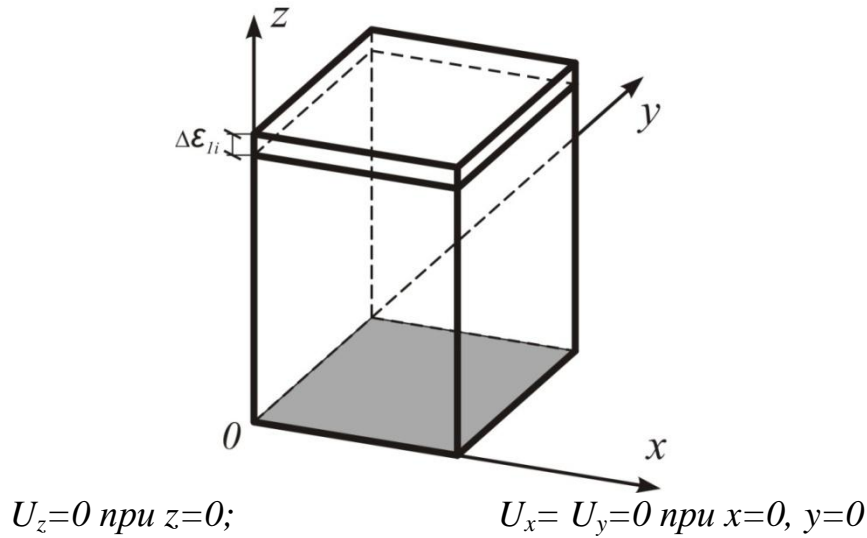


Рисунок 2 – Объемная компьютерная модель нагружения образца в режиме заданной деформации

В процессе приращения вертикальных деформаций в центре каждого элемента определялась величина эквивалентных напряжений σ_{ei} , которая сравнивалась с пределом прочности на одноосное сжатие R_c . Значения предела прочности R_{ci} в каждом элементе задавались с помощью датчика случайных чисел по логнормальному закону распределения. Параметры закона принимались на основе обработки данных лабораторных испытаний на одноосное сжатие образцов мартитокварцитогематитовых роговиков (а), кварцево-гидрогематитобиотитовых сланцев (б) и руды красномартитовой (в) (рисунок 3).

Элементы, в которых выполнялось условие

$$\sigma_e \geq R_c, \quad (1)$$

считались разрушенными. При этом несущая способность образца снижалась, что учитывалось коэффициентом снижения прочности по отношению к начальной его прочности

$$\omega = \frac{n - n_p}{n}. \quad (2)$$

Здесь n – общее число конечных элементов; n_p – число разрушенных конечных элементов, в которых выполнилось условие (1).

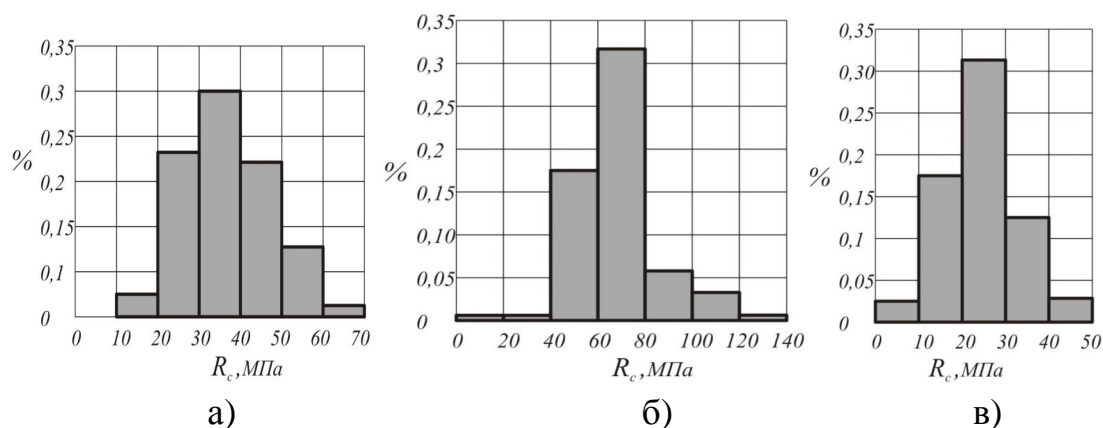


Рисунок 3 – Гистограммы распределения пределов прочности вмещающих пород и руды (ш. «Родина» ОАО «Криворожский железорудный комбинат»)

Величина коэффициента снижения прочности изменялась в следующих пределах

$$1 > \omega > \omega_{ост}, \quad (3)$$

где $\omega_{ост}$ – остаточная прочность образца.

На рисунках 4-6 показаны в безразмерных координатах моделируемые горные породы шахты «Родина» ОАО «Криворожский железорудный комбинат» для случаев нормального и логнормального законов распределения, как наиболее близко отражающих их структурные особенности. Из графиков следует, что к реальной кривой деформирования ближе всего ложатся имитационные кривые, полученные на основе логнормального закона распределения.

Для сравнения с результатами численного моделирования кривые лабораторных испытаний горных пород были приведены к безразмерной форме. Как следует из рисунков 4-6 и таблицы 1, отличие натуральных и численных экспериментов не превышает 12 %, что является вполне удовлетворительным результатом.

Изложенная выше методика получения кривых деформирования горных пород за пределом прочности на основе известных параметров логнормального закона распределения была реализована в программном продукте, развиваемом на кафедре строительства и геомеханики, блок-схема которого приведена на рисунке 7.

С использованием модифицированного программного продукта была решена тестовая задача о напряженно-деформированном состоянии упруго-пластически деформирующегося породного массива в окрестности горной одиночной выработки кругового очертания.

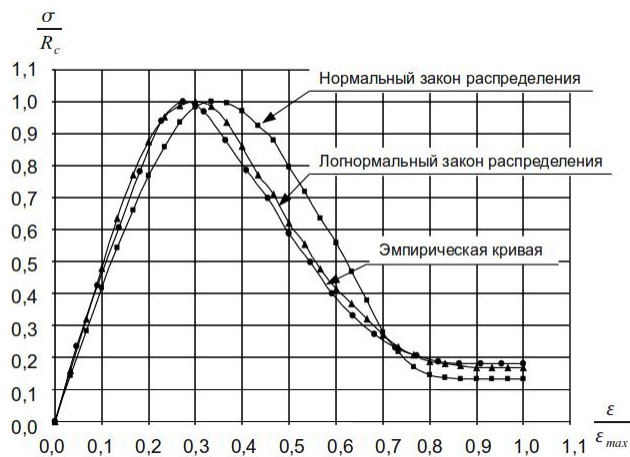


Рисунок 4 – Кривые деформирования за пределом прочности кварцево-гидрогематитобитовитовых сланцев

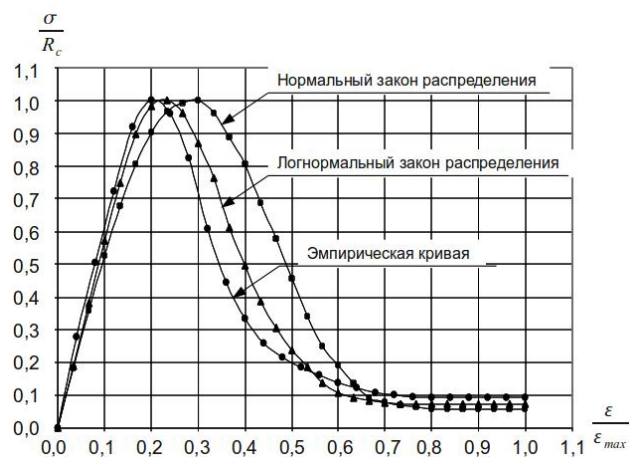


Рисунок 5 – Кривые деформирования за пределом прочности мартито-кварцитогематитовых роговиков

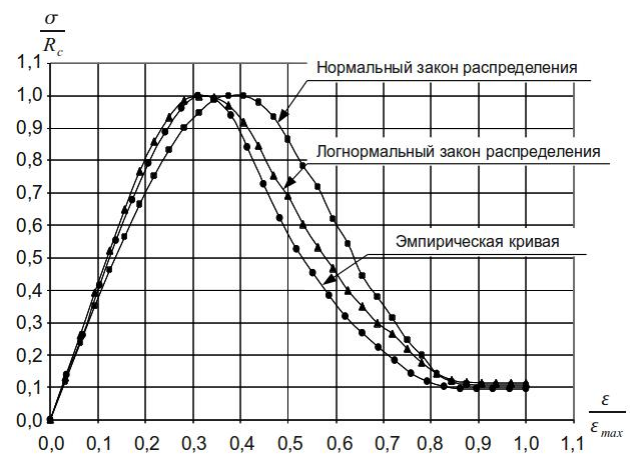


Рисунок 6 – Кривые деформирования за пределом прочности руды краско-мартитовой

Таблица 1 – Сравнение результатов численного моделирования и лабораторных тестов

Относительная деформация	Диапазон относительного напряжения								
	к.г.б. сланец			к.м.руда			м.к. роговик		
	Тест	модель	%	Тест	модель	%	Тест	модель	%
0,1	0,42	0,46	9,5	0,40	0,41	2,5	0,60	0,58	3,3
0,2	0,78	0,86	11,2	0,80	0,81	1,5	1,0	0,98	2,0
0,3	0,98	1,00	2,0	1,00	1,0	0	0,70	0,76	8,67
0,4	0,78	0,87	11,5	0,90	0,92	2,2	0,36	0,40	12,2
0,5	0,59	0,62	5,0	0,57	0,62	8,1	0,20	0,22	10,0
0,6	0,40	0,42	5,0	0,39	0,43	8,1	0,12	0,10	12,2
0,7	0,26	0,27	3,8	0,20	0,27	10,2	0,11	0,09	9,2
0,8	0,09	0,1	10,0	0,13	0,41	7,8	0,10	0,095	5,3
0,9	0,087	0,1	12,0	0,11	0,12	7,6	0,95	0,095	0,0
1,0	0,085	0,1	12,0	0,10	0,11	7,4	0,95	0,095	0,0

Исходные данные для расчета взяты из работы [5]. Результаты расчетов величины радиуса зоны неупругих деформаций и смещений контура выработки, выполненных по методике С.Н. Гапеева [11] и предлагаемой методике в сравнении с результатами аналитического решения, приведены в таблице 2.

Таблица 2 – Сравнение результатов расчетов

Варианты расчета	Тестовое решение	По методике С.Н. Гапеева	По предлагаемой методике
$r_L = \frac{R_L}{R_0}$	2,9	2,53	2,68
% отклонения	0	12,8	7,6
U_0 , м	0,28	0,16	0,18
%, отклонения	0	42,2	35,7

Из таблицы следует, что предлагаемый алгоритм расчета дает более высокую точность и может быть рекомендован для дальнейших исследований. Вместе с тем, в дальнейших исследованиях следует уделить внимание совершенствованию алгоритма расчета в части определения смещений, поскольку и методика С.Н. Гапеева, и предлагаемый алгоритм все еще дают большую погрешность при определении смещений контура выработки. В этой связи рекомендуется величину смещения контура выработки, определяемую в ходе численного эксперимента, умножать на поправочный коэффициент $k=1,35$.

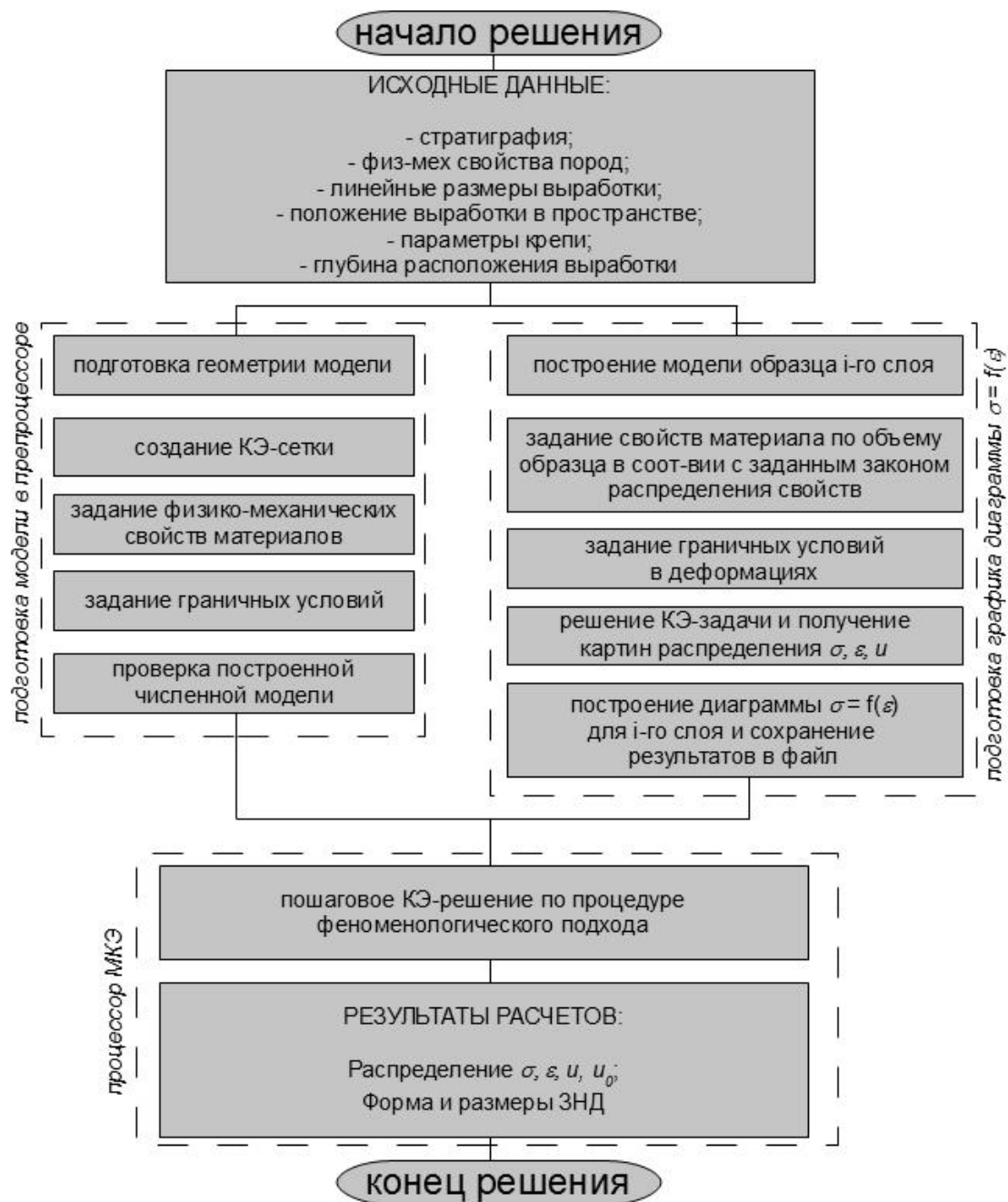


Рисунок 7 – Блок-схема структуры программного продукта с дополнительным модулем построения диаграмм « $\sigma - \varepsilon$ »

Это обстоятельство учтено в алгоритме решения упругопластических задач о распределении напряжений и деформаций в окрестности протяженных выработок в сложноструктурном рудном массиве, на основании которых разрабатывались мероприятия повышения устойчивости выработок для условий шахты «Родина» ОАО «Криворожский железорудный комбинат».

Выводы. 1. Выполнены лабораторные испытания основных вмещающих пород и руды, отобранные в выработках шахты «Родина» ОАО «Криворожский железорудный комбинат», что позволило получить гистограммы распределения предела прочности на одноосное сжатие и графики деформирования горных пород за пределом прочности.

2. Выполнено имитационное численное моделирование процесса деформирования горных пород за пределом прочности, что позволило получить виртуальные графики запредельного деформирования.

3. Разработан модуль алгоритма расчета в программном продукте, который позволил повысить точность геомеханических расчетов.

4. Выполнены тестовые расчеты, которые показали хорошую сходимость результатов использования предлагаемого алгоритма в части определения размеров зоны неупругих деформаций и лучшие, но все еще недостаточно, результаты определения величин смещений контура выработки. В этой связи в алгоритм расчета при определении перемещений вводится поправочный коэффициент $k=1,35$.

Библиографический список

1. Фадеев А. Б. Метод конечных элементов в геомеханике / Фадеев А. Б. – М.: Недра, 1987. – 236 с.

2. Ставрогин А.Н. Пластичность горных пород / А.Н. Ставрогин, А.Г. Протосеня. – М.: Недра, 1979. – 301 с.

3. Виноградов В.В. Геомеханическое управление состоянием массива вблизи горных выработок / Виноградов В.В. – К.: Наукова думка, 1989. – 192с.

4. Кирничанский Г.Т. Элементы теории деформирования и разрушения горных пород / Кирничанский Г.Т. – К.: Наукова думка, 1989. – 189 с.

5. Шашенко А.Н. Некоторые задачи статистической геомеханики / А.Н. Шашенко, С.Б. Тулуб, Е.А. Сдвижкова. – К.: Пульсары, 2002. – 302 с.

6. Hilton E. Finite element programming / E. Hilton, D.R.J. Owen. – London: Academic Press, 1977. – 305 p.

7. Шашенко А.Н. Упругопластическое состояние породного массива, дилатирующего в окрестности подземной выработки / А.Н. Шашенко, А.В. Солодянкин // Геотехническая механика. – 2005. – №61. – С. 230-241.

8. Шашенко А.Н. Математическая модель процесса потери упругопластической устойчивости породного массива в окрестности одиночной выработки / А.Н. Шашенко, С.Н. Гапеев // Гірничо-видобувна промисловість України і Польщі: актуальні проблеми і перспективи:

Українсько-Польський форум гірників: матеріали конференції / Нац. гірнич. ун-т. – Д., 2004. – С.75-80.

9. Шашенко А.Н. Подход к моделированию возмущенного процесса при исследовании потери упругопластической устойчивости почвы одиночной выработки / А.Н. Шашенко, С.Н. Гапеев // *Современные проблемы шахтного и подземного строительства: Материалы междунар. науч.-практич. симпоз.: материалы.* – Донецк: Норд-пресс, 2004. – Вып. 5. – С. 56-63.

10. Шашенко А.Н. Масштабный эффект в горных породах: монография / А.Н. Шашенко, Е.А. Сдвижкова, С.В. Кужель. – Д.: Арт-Пресс, 2004. – 132 с.

11. Шашенко О.М., Сдвижкова О.О., Гапеев С.М. Деформованість та міцність масивів гірських порід: монографія. – Д.: Національний гірничий університет, 2008. – 224 с.

Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Должиковым П.Н.

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

ОБОСНОВАНИЕ МЕХАНИЗМА ЛОБОВОГО АЭРОДИНАМИЧЕСКОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ В ГОРНЫХ ВЫРАБОТКАХ

Надано термодинамічне обґрунтування механізму взаємодії повітряного струменю з твердою перешкодою.

Ключові слова: *газодинаміка, прикордонний прошарок, лобовий аеродинамічний супротив гірничих виробок.*

Приведено термодинамическое обоснование механизма взаимодействия воздушного потока с твердым препятствием.

Ключевые слова: *газодинамика, пограничный слой, лобовое аэродинамическое сопротивление горных выработок.*

Постановка проблемы и ее связь с важными научными и практическими заданиями. Эффективность проветривания шахт определяется оптимальным сочетанием расхода воздуха, депрессии и аэродинамического сопротивления сети горных выработок. Расход характеризует количество и кинетическую энергию воздуха, депрессия – его внутреннюю и потенциальную энергию, а аэродинамическое сопротивление выработок характеризует процессы взаимного превращения энергий.

В вопросах вентиляции шахт различают [1] сопротивление трения, местное и лобовое сопротивление выработок. Вопросы, связанные с определением сопротивления трения и местного сопротивления, разработаны достаточно полно. Лобовое же сопротивление горных выработок в отраслевых нормативных документах и литературе по вентиляции шахт не учитывается [1,2].

Вместе с тем, в современных шахтах нередко возникают ситуации, когда из-за больших величин лобового аэродинамического сопротивления в воздухоподающих выработках нарушается вентиляция добычных участков или даже их группы. В этой связи игнорировать указанный фактор в вопросах вентиляции шахт не допустимо.

Лобовое сопротивление возникает при взаимодействии воздушных потоков с твердыми телами различных форм и размеров. В горных выработках такими телами могут быть элементы горно-шахтного оборудования и другие предметы.

Вопросы, связанные с определением лобового аэродинамического сопротивления, имеют большое значение не только в горном деле, но и в других областях науки и техники. Например, в автомобилестроении, воздухо- и мореплавании, ракетной технике, вооружении и др.

Таким образом, рассматриваемый в данной работе вопрос имеет большое научное и практическое значение.

Анализ последних достижений. На данный момент характер взаимодействия твердых тел с воздушными потоками оценивают с помощью аэродинамических коэффициентов, к числу которых относят [3-5]: коэффициент лобового сопротивления, коэффициент подъемной силы, коэффициент трения и коэффициент давления. Характерным для этих величин является то, что они являются безразмерными комплексами и отнесены к скоростному напору невозмущенного потока.

Указанный набор величин позволяет удовлетворительно оценить силовые характеристики процесса. Вместе с тем, энергетический аспект вопроса остается не раскрытым. В частности, не раскрыт вопрос о выборе вида взаимодействия твердого тела на стадии формулировки граничных условий задачи. Поскольку взаимодействие с прилипанием частиц к телу и взаимодействие с проскальзыванием имеют существенно разное математическое описание, то и решения соответствующих задач газодинамики будут различными. Иными словами, при одних и тех же исходных данных можно получить принципиально разные зависимости, описывающие один и тот же процесс.

Цель данной работы – термодинамическое обоснование механизма взаимодействия твердых тел с воздушными потоками в горных выработках.

Изложение основного материала. Рассмотрим систему, элементами которой являются горная выработка, представляющая канал определенной формы, по которому движется воздух. Внутри канала находится твердое тело, препятствующее движению газа. В процессе движения воздуха между элементами системы происходит теплообмен. В результате этого к воздушному потоку подводится (или отводится) некоторое количество тепла.

Уравнение притока тепла для этой системы в расчете на единицу массы газа имеет следующий вид:

$$\delta q = dU + d(p\tilde{V}) + \vec{v} \cdot d\vec{v} + d\Psi + \delta a_{mp} + \delta a_{л.с.}, \quad (1)$$

где dU - внутренняя энергия системы на единицу массы газа;

δq - тепло, подводимое к единице массы газа;

$d(p\tilde{V})$ - удельная работа проталкивания потока;

p - давление воздуха; $\tilde{V} = \frac{1}{\rho}$ - удельный объем газа; ρ - его плотность;

$\vec{v} \cdot d\vec{v} = \frac{1}{2}dv^2$ - часть полной работы потока, обусловленная изменением плотности его кинетической энергии; \vec{U} - скорость потока;

$d\Psi$ - часть полной работы, связанная с изменением удельной потенциальной энергии газа;

$\delta a_{тр} = c_f v^2$ - часть полной работы, затрачиваемая на преодоление трения потока о стенки канала (выработки);

c_f - коэффициент трения;

$\delta a_{л.с.}$ - удельная техническая работа потока, обусловленная наличием лобового сопротивления и направленная на преодоление этого сопротивления.

Уравнение (1) преобразуется к следующему виду:

$$\delta q = di^* + d\Psi + c_f v^2 + \delta a_{л.с.}, \quad (2)$$

где $i^* = U + p\tilde{V} + \frac{1}{2}v^2$ - полная удельная энтальпия потока.

Из уравнения (2) находим удельную работу потока по преодолению лобового сопротивления:

$$\delta a_{л.с.} = -(di^* + d\Psi + c_f v^2 - \delta q). \quad (3)$$

Из уравнения (3) следует, что подвод тепла к газу способствует уменьшению работы лобового сопротивления и, наоборот, если тепло отводится от воздуха, то работа возрастает. Знак минус в формуле (3) означает, что работа совершается над потоком.

Тепло подводится к воздушному потоку из внешних и внутренних источников. К внешним источникам относятся поверхности контакта с горной выработкой и твердым телом внутри нее. Работа трения в конечном итоге так же переходит в тепло. К внутренним источникам тепла следует отнести скрытую теплоту перехода системы из начального состояния в равновесное, теплоту фазовых переходов и теплоту внутреннего молекулярного трения вязких движений воздуха.

Теплообмен между внешними источниками тепла и потоком осуществляется за счет теплопроводности.

Скрытая теплота перехода системы из начального состояния в равновесное может быть вычислена с использованием уравнения Гиббса-Гельмгольца [6].

При условии, что объем системы не меняется в процессе, полная работа системы (против всех сил) при изохорно-изотермическом процессе определяется изменением ее свободной энергии по формуле [6].

$$W = F_1 - F_0 = U_1 - U_0 + T \left(\frac{\partial(F_1 - F_0)}{\partial T} \right)_V, \quad (4)$$

где U_0, U_1, F_0, F_1 - внутренняя и свободная энергии системы в начальном и равновесном состояниях соответственно;

$\left(\frac{\partial(F_1 - F_0)}{\partial T} \right)_V = \left(\frac{\partial W}{\partial T} \right)_V$ - производная полной работы системы по температуре, вычисленная при постоянном значении объема.

В уравнении (4) величина $U_1 - U_0 = Q_V$ - означает теплоту перехода системы из начального в равновесное состояние.

Таким образом, полная работа перехода при изохорно-изотермическом процессе вычисляется так:

$$W = Q_V + T \left(\frac{\partial W}{\partial T} \right)_V. \quad (5)$$

Работа против немеханических (например, электрических) сил определяется изменением энергии Гиббса при изобарно-изотермическом процессе по формуле [6]:

$$W_{н.м.} = G_1 - G_0 = H_1 - H_0 + T \left(\frac{\partial(G_1 - G_0)}{\partial T} \right)_P, \quad (6)$$

где G_0, G_1, H_0, H_1 - соответственно энергия Гиббса и энтальпия системы в начальном и равновесном состояниях.

Аналогично (5) можно записать:

$$W_{н.м.} = Q_P + T \left(\frac{\partial W}{\partial T} \right)_P, \quad (7)$$

где $Q_P = H_1 - H_0$ - тепловой эффект перехода.

Частные производные свободной энергии и энергии Гиббса по температуре равны энтропии системы. Поэтому равенства (5) и (7) могут быть записаны так.

$$W = Q_v + T\delta S, \quad W_{н.м.} = Q_p + T\delta S, \quad (8)$$

где $\delta S = S_1 - S_0$; S_0, S_1 - энтропия системы в начальном и равновесном состоянии соответственно. При этом

$$S = \left(\frac{\partial F}{\partial T}\right)_V = \left(\frac{\partial G}{\partial T}\right)_P. \quad (9)$$

Значения фигурирующих в формулах (5), (7) величин могут быть определены экспериментально, указанными в работе [6] методами. Поэтому, представляется возможность использования уравнения (3).

При подводе тепла к газу повышается его температура, что способствует увеличению вязкости воздуха. Зависимость коэффициента динамической вязкости воздуха от температуры приведена в работах [4,5]. Одновременно с этим часть внутренней энергии газа расходуется на прилипания частиц газа к поверхности твердого тела.

Процесс прилипания молекул воздуха к твердым поверхностям, определяемый термином «адгезия» [7], необходимо рассматривать с позиций молекулярного взаимодействия.

Энергию взаимодействия двух молекул i и j можно вычислить по формуле [7]:

$$E_{i,j} = -\frac{\lambda_{i,j}}{L^6}, \quad (10)$$

где L – расстояние между молекулами;

$\lambda_{i,j}$ - константа Лондона, которую можно вычислить по формуле [7]:

$$\lambda_{i,j} = -\frac{3}{2}h\left(\frac{\nu_i\nu_j}{\nu_i + \nu_j}\right)\alpha_i\alpha_j, \quad (11)$$

где h – постоянная Планка;

ν_i, ν_j - частоты колебаний взаимодействующих электронных осцилляторов;

α_i, α_j - поляризуемость молекул i и j .

Следует отметить, что формула (10) справедлива при небольших значениях L , не более нескольких сотен диаметров молекул. Знак «минус» в формуле (10) означает энергию притяжения молекул.

Переход от энергии взаимодействия молекул к энергии взаимодействия конденсированных систем дан Гамакером [7]. Для конечных объемов двух систем энергия взаимодействия вычисляется так:

$$E_{1,2} = - \int \int_{V_1 V_2} \frac{n_1 n_2 \lambda_{1,2}}{L^6} dV_1 dV_2, \quad (12)$$

где n_1, n_2 - концентрация молекул сортов 1 и 2 в объемах V_1 и V_2 .

Из уравнений (10) – (12) следует, что энергия прилипания частиц зависит не только от микросостояния, но и от геометрических характеристик взаимодействующих тел. В общем, такое обстоятельство не противоречит действительности.

Уравнение (12) необходимо преобразовать с целью дальнейшего использования в условиях решаемой задачи. Для этого отметим следующее.

Все величины с индексом «1» отнесем к газообразной компоненте системы и в дальнейшем этот индекс опустим. Все величины с индексом «2» относятся к твердому телу.

Очевидно, концентрация молекул в твердом теле – величина постоянная. Ее можно выразить через плотность (ρ_T) и молекулярную массу (M_T) по формуле:

$$n_2 = \frac{\rho_T}{M_T} = const. \quad (13)$$

Концентрацию молекул газа обозначим $n_1 = n$. Эта величина удовлетворяет уравнению неразрывности [3]:

$$\frac{\partial n}{\partial t} + \text{div}(n \vec{V}_0) = 0, \quad (14)$$

где \vec{V}_0 - средняя скорость молекул в данной точке пространства.

Уравнение состояния идеального газа можно представить в таком виде [6]:

$$P = nkT, \quad (15)$$

где k – постоянная Больцмана.

Преобразуем уравнение (12) к более удобному виду. Вычислим интеграл (12) в предположении, что V_1 – шар достаточно малого радиуса r_0 . По теореме о среднем получим после преобразований.

$$E_{np} = \frac{2\pi h v \alpha}{L^3} \left(\frac{r_0}{L} \right)^3 \frac{P \rho_T}{k M_T T} \int_{V_T} \frac{v_T \alpha_T}{v + v_T} dV_T = \frac{2\pi h v \alpha n}{L^3} \left(\frac{r_0}{L} \right)^3 \frac{\rho_T}{M_T} \int_{V_T} \frac{v_T \alpha_T}{v + v_T} dV_T, \quad (16)$$

где $\rho_T, M_T, V_T, \alpha_T$ - величины, обозначенные выше, характеризующие свойства твердого тела;

P, T, n, v, α - то же для газа;

L - расстояние от центра тяжести элементарного объема газа сферической формы до поверхности твердого тела.

Уравнение (16) определяет энергию прилипания элементарных объемов газа сферической формы к поверхности твердого тела. Эта энергия является частью внутренней энергии газа, изменение которой расходуется на совершение работы и превращается в тепло.

Следует отметить, что уравнение (16) определяет расход внутренней энергии газа на образование пограничного слоя только на стадии его зарождения по направлению нормали к поверхности твердого тела. В направлении касательной к поверхности тела зависимость (16) не применима. В этом случае необходимо допустить существование поверхностных явлений, обусловленных наличием фактора прилипания частиц газа к твердой поверхности. В результате этого образуется поверхностный слой, свойства которого отличаются от свойств газа набегающего потока. В этом слое температура и давление выше, чем в набегающем потоке. Величины их определяются согласно известных зависимостей [3-5]:

$$P^* = P + \rho \frac{v^2}{2}; \quad T^* = T + \frac{v^2}{2C_p}, \quad (17)$$

где P, T – температура и давление газа в набегающем потоке соответственно;

C_p – удельная изобарная теплоемкость газа.

Соответственно увеличивается и удельная энтальпия воздуха, которую в поверхностном слое можно вычислить по известной формуле [3-5]:

$$i^* = i + \frac{v^2}{2}, \quad (18)$$

где i – энтальпия набегающего потока.

При условии, что изменяется площадь поверхности указанного выше слоя, возникает поверхностное натяжение, характеризующее равновесие между поверхностным слоем и набегающим потоком воздуха. Поверхностное натяжение равно силе на единицу длины поверхности или изменению свободной энергии на единицу увеличения площади поверхности [6]. Поверхностная энергия вычисляется по формуле [6]:

$$U_{\Sigma} = F_{\Sigma} - T \frac{\partial F_{\Sigma}}{\partial T} = (\sigma - T \frac{\partial \sigma}{\partial T}) \Sigma, \quad (19)$$

где F_{Σ} - свободная энергия, характеризующая элементарную работу при увеличении поверхности натяжения;

$$\sigma = \frac{dF_{\Sigma}}{d\Sigma} - \text{поверхностное натяжения;}$$

Σ - площадь поверхностного натяжения.

Равновесие между поверхностным слоем и набегающим потоком воздуха достигается при равновесии химических потенциалов и температуры в некотором равновесном слое вблизи от поверхности твердого тела. Условие равновесия записывается так [6]:

$$T' = T''; \quad \varphi' = \varphi'', \quad (20)$$

где T' , T'' , φ' , φ'' - температура и химический потенциал поверхностного слоя и набегающего потока соответственно.

Давление при переходе через указанный равновесный слой изменяется скачком, величину которого можно определить по формуле [6]:

$$P' - P'' = \sigma \left(\frac{1}{r_1} + \frac{1}{r_2} \right), \quad (21)$$

где r_1 и r_2 - главные радиусы кривизны поверхности твердого тела, вблизи которого образуется поверхностный слой;

P' , P'' - давление в поверхностном слое и набегающем потоке соответственно.

Величина, определенная равенством (21), называется поверхностным давлением или давлением Лапласа [6].

Приведенные выше соотношения могут быть использованы в исследованиях факторов, влияющих на условия зарождения пограничного слоя. Но они не учитывают фундаментальные уравнения механики сплошной среды и газодинамики [3-5]. Поэтому наиболее полно механизм зарождения и развития пограничного слоя может быть обоснован с позиций термодинамики фазовых переходов [6,8].

Сравнивая основные уравнения гидрогазодинамики для идеального и вязкого газов [3-5], можно отметить следующего (по группам уравнений).

Уравнения движения, выражающие закон сохранения импульса, отличаются тем, что для идеального газа тензор напряжений (давлений) среды - шаровой. Единственной компонентой этого тензора является давление. Тензор напряжений (давлений) для вязкого газа имеет такой же вид, как это принято для твердого тела [3]. В нем присутствуют и нормальные и касательные напряжения. Но это значит, что вязкий газ

сопротивляется изменению формы произвольно выбранного объема среды, что характерно для твердых тел.

Уравнение притока тепла, выражающее закон сохранения энергии, отличается тем, что для вязкого газа помимо тепла, подводимого от внешних источников, учитывается так же тепло, поступающее от внутренних источников [3-5]. Это тепло называют теплотой внутреннего молекулярного трения [4-5] или некомпенсируемая теплота трения [3]. Для идеального газа такое тепло не учитывается. Поэтому, если рассматривать переход от вязкого газа к идеальному, то теплота изменяется скачком.

Что касается уравнения неразрывности, выражающего закон сохранения массы, то оно остается неизменным как для вязкого, так и для идеального газа.

Уравнения состояния для идеального газа записывают в виде уравнения Менделеева-Клапейрона [4-5]. Использование этого уравнения для вязкого газа, как это часто делают, по нашему мнению не правомерно. В данном случае более подходящим может быть уравнение Ван-дер-Ваальса [3,6], которое хорошо описывает состояние газа вблизи критических точек.

Учитывая вышеизложенное, можно заключить, что при переходе от вязкого газа к идеальному, его свойства изменяются скачком, что имеет место при фазовых переходах первого рода [6,8]. При этих переходах скачком изменяется удельный объем \tilde{V} или плотность, а также внутренняя и свободная энергия и поглощается (или выделяется) теплота.

Основным уравнением, характеризующим фазовые переходы первого ряда, является дифференциальное уравнение Клайперона-Клаузиуса [6,8]. Оно получается из условия равенства химических потенциалов при равновесии двух фаз:

$$\phi'(P,T) = \phi''(P,T). \quad (22)$$

Из равенства (22) следует уравнение кривой равновесия:

$$P = P(T). \quad (23)$$

Из уравнения (23) получается уравнение Клайперона-Клаузиуса, записываемого в одном из следующих видов [6,8]:

$$\frac{dP}{dT} = \frac{S'' - S'}{\tilde{V}'' - \tilde{V}'} = \frac{\lambda}{T(\tilde{V}'' - \tilde{V}')}, \quad (24)$$

где S' , S'' , \tilde{V}' , \tilde{V}'' - удельная энтропия и удельный объем соответствующих фаз;

$\lambda = T(S'' - S') = i'' - i'$ - удельная теплота перехода на единицу массы вещества:

i', i'' - удельная энтальпия соответствующих фаз.

Перепишем уравнение (24) в следующем виде:

$$\frac{dP}{dT} = \frac{\lambda \rho_u \rho_n}{T(\rho_u - \rho_n)} = \frac{\lambda \rho_n}{T(1 - \frac{\rho_n}{\rho_u})}, \quad (25)$$

где обозначено $\rho_n = \frac{1}{\tilde{V}''}$ - плотность газа в пограничном слое;

$\rho_u = \frac{1}{\tilde{V}'}$ - плотность набегающего потока воздуха.

Удельная теплота перехода может быть выражена через известное выражение теплоты внутреннего молекулярного трения (другое название - некомпенсированное тепло) в следующем виде, верное в общем случае для нелинейной вязкой жидкости (газа) [3]:

$$\lambda = \int \frac{1}{\rho} T_\sigma : \dot{\varepsilon} dt, \quad (26)$$

где T_σ , $\dot{\varepsilon}$ - тензоры вязких давлений и скоростей деформаций соответственно;

$T_\sigma : \dot{\varepsilon}$ - двойное скалярное произведение указанных тензоров.

Для линейно-вязкой изотропной жидкости (газа) эта величина определяется так [3-5];

$$\lambda = \int \left[\xi J_1^2 + 2\mu \left(J_2 - \frac{1}{3} J_1^2 \right) \right] \frac{dt}{\rho}, \quad (27)$$

где J_1 и J_2 - первый и второй инварианты тензора скоростей деформации соответственно;

ξ , μ - коэффициенты вязкости.

Зависимости (26) и (27) имеют определенное теоретическое значение. С практической точки зрения они малоприменимы. Однако, учитывая, что удельная теплота перехода λ представляет скачок удельной энтальпии, целесообразно эту величину аппроксимировать полиномом третьей степени по температуре, как это делают в технической термодинамике. Коэффициенты полинома могут быть определены экспериментально. Величину $\rho_u - \rho_n$ можно, следуя [8], назвать параметром

упорядочения. Принимают [8], что этот параметр меняется как $\left(\frac{T_c - T}{T}\right)^\beta$, где T_c - критическая температура. $\beta \in [0,3; 0,5]$.

Плотность газа в пограничном слое и набегающем потоке можно выразить через температуру и давление. Таким образом, предоставляется возможность решить уравнение (25) и получить уравнение кривой равновесия.

Выводы.

1. Обоснован механизм лобового аэродинамического сопротивления в горных выработках с позиций термодинамики.
2. Установлена зависимость удельной работы потока по преодолению лобового сопротивления от основных термодинамических величин, отличающаяся тем, что учитывается взаимодействие элементов системы горная выработка – воздушный поток- твердое тело.
3. Базируясь на положениях теоретической физики, термодинамики поверхностных явлений, фазовых переходов, установлены зависимости, позволяющие оценить характер взаимодействия набегающего воздушного потока с твердым телом, условия образования и развития пограничного слоя, а также условия его равновесия.
4. В целях развития данного направления требуется выполнить комплекс экспериментальных работ.

Библиографический список

1. *Аэрология горных предприятий: учебник для студентов горных специальностей / К.З. Ушаков, А.С. Бурчаков, Л.А. Пучков, И.И. Медведев. – М.:Недра, 1987. – 421с.*
2. *Руководство по проектированию вентиляции угольных шахт. – Киев: Основа, 1994. – 308с.*
3. *Седов Л.И. Механика сплошной среды / Л.И. Седов. - [4-е изд. перераб. и доп.; т.1]. – М.:Наука, 1983. – 528с.*
4. *Лойцянский Л.Г. Механика жидкости и газа /Л.Г. Лойцянский. - [6-е изд. перераб. и доп.]. – М.:Наука, 1987. – 840с.*
5. *Шлихтинг Г. Теория пограничного слоя / Г. Шлихтинг. – М.: Наука, 1974. -712с.*
6. *Базаров И.П. Термодинамика / И.П. Базаров. - М.: Высшая школа, 1991. - 376 с.*
7. *Зимон А.Д. Адгезия пыли и порошков / А.Д. Зимон – М.: Химия, 1967. – 372с.*
8. *Стенли Г. Фазовые переходы и критические явления / Г. Стенли. М.: Мир, 1975. -425 с.*

Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Антощенко Н.И.

МЕТАЛЛУРГИЯ

*д.т.н. Новохатский А.М.,
Карпов А.В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

РАСПРЕДЕЛЕНИЕ АНТРАЦИТА НА КОЛОШНИКЕ ДОМЕННОЙ ПЕЧИ ПРИ РАЗЛИЧНЫХ СИСТЕМАХ ЗАГРУЗКИ

Приведена схема завантаження антрациту на колошник, відповідно до якої вугілля завжди вантажиться з першим скипом залізорудного мінералу, між шарами коксу і агломерату. Представлена схема розподілу шихтових матеріалів на колошнику доменної печі. Приведена методика розрахунку витрати антрациту, на основі його взаємодії з FeO .

Ключові слова: антрацит, система завантаження, відновлення заліза, розподіл матеріалів, колошник.

Приведена схема загрузки антрацита на колошник, в соответствии с которой уголь всегда грузится с первым скипом железорудного минерала, между слоями кокса и агломерата. Представлена схема распределения шихтовых материалов на колошнике доменной печи. Приведена методика расчета расхода антрацита, на основе его взаимодействия с FeO .

Ключевые слова: антрацит, система загрузки, восстановление железа, распределение материалов, колошник.

Проблема и её связь с научными и практическими задачами. Ровная и высокопроизводительная работа доменной печи во многом зависит от распределения газа в ее рабочем пространстве. В свою очередь газодинамика печи зависит от распределения шихтовых материалов на колошнике. Поэтому, управляя очередностью загрузки шихтовых материалов, возможно управлять распределением газа по сечению печи.

При применении антрацита в качестве частичного заменителя кокса необходимо уделять особое внимание вопросам газопроницаемости, так как у угля более низкая механическая прочность и особенно горячая.

Поэтому вопросы, касающиеся загрузки шихтовых материалов, при использовании альтернативных видов топлив являются актуальными.

Анализ исследований и публикаций. В настоящее время существует множество методов загрузки антрацита в доменную печь. Рассмотрим некоторые из них.

Коллектив авторов Донецкого научно-исследовательского института черной металлургии [1], отмечают, что при использовании каменного угля в шихте доменных печей для частичной замены им кокса контролируют содержание кремния в чугунах и при нахождении его в пределах 0,5-3,6 % расход каменного угля поддерживают пропорциональным содержанию кремния в чугунах, определяя его по выражению

$$Y = 5,0 + 1,39 \cdot (Si - 0,5), \%,$$

где Y – расход угля, %;

5,0 – расход угля, %, при содержании кремния в чугунах 0,5 %;

1,39 – изменение расхода угля, %, на 1 % кремния в чугунах;

Si – массовая доля кремния в чугунах, %;

0,5 – предел содержания кремния в чугунах, ниже которого загрузку каменного угля в доменную печь не производят.

В России на ОАО "Северсталь" предложили [2] загружать в доменную печь послойно железорудные материалы, кокс и в определенную зону колошника твердую топливную добавку. Для обеспечения газопроницаемости столба шихтовых материалов в зоне плавления и высокопроизводительной работы печи кокс рекомендуют загружать слоями, высота которых составляет 0,1-0,8 радиуса колошника, а твердую топливную добавку загружать в периферийную зону колошника шириной 0,1-0,5 радиуса колошника в количестве от 0,5 до 45 % массы кокса в подаче. В качестве твердой топливной добавки загружают мелкофракционный кокс, фракционный каменный уголь, брикетированный каменный уголь, торфяные брикеты, торфоугольные брикеты, окускованные углеродсодержащие промышленные отходы, окускованные смеси углеродсодержащих промышленных отходов, каменного угля или торфа.

Авторы патента [3] предложили загрузку в печь железорудной части шихты и топливной ее части, состоящей из кокса и каменного угля, расход которого в ней определяют по контрольным параметрам, и регулирование при загрузке расхода кокса и каменного угля, определять перед загрузкой в печь термическую стойкость каменного угля и после реакционную прочность кокса, по их величинам в качестве контрольного параметра находить потенциал образования мелких фракций топливной части шихты и определять в ней максимальный расход каменного угля из следующего соотношения

$$Y_{\text{пом}} = (100 - T_{\text{птс}}) + (100 - T_{\text{сгр}}),$$

$$Y = A \cdot Y_{\text{пом}},$$

где $Y_{\text{пом}}$ – потенциал образования мелких фракций топливной части шихты, %;

$\tau_{\text{птс}}$ – термическая стойкость каменного угля, %;

τ_{csr} – послереакционная способность кокса, %;

U – максимальный расход угля в топливной составляющей, %;

A – коэффициент пропорциональности, доли ед.

Авторы патента [4] совместили вдувание пылеугольного топлива (ПУТ) и загрузку через колошник кускового угля. Ими поставлена задача, обеспечить ровность хода в допустимых пределах при проплавке мелких железорудных материалов и повышенном расходе угольной пыли в дутье. Техническим результатом, который достигается в изобретении, является повышение газопроницаемости зоны размягчения железорудных материалов в смеси с углеродсодержащей добавкой.

Разнообразие методов использования дополнительного твердого топлива показывает актуальность проблемы, которая требует оригинального решения.

Постановка задачи. Разработать способ доменной плавки с применением в составе топливной части шихты каменных углей при сохранении показателей работы доменных печей. Определить схему расположения материалов на колошнике доменной печи при загрузке шихтовых материалов.

Изложение материала и его результаты. В связи со спецификой конструкции доменной печи, при нормальной ее работе большая часть газов идет по периферийной и промежуточной зоне, а меньшая часть уходит в центральную зону. Поэтому в промежуточной и периферийной зоне происходит основная часть реакций восстановления железорудных материалов и газификации углерода. В связи с этим уголь необходимо загружать так, чтобы он находился именно в этих зонах.

Как было отмечено ранее, антрацит имеет низкую горячую прочность, поэтому необходимо добиться максимальной его газификации и расхода на реакции прямого восстановления. Для этого предложено загружать его между слоями агломерата и кокса. В этом случае достигаются необходимые эффекты, а также предохраняется часть кокса, на котором расположен антрацит от расходования.

Учитывая вышеизложенное, наиболее оптимально загружать антрацит с первым скипом железорудного материала по системам загрузки: $(U+A)AKK$, $K(U+A)AK$, $KK(U+A)A$. Для данных типов загрузки было построено распределение материалов на колошнике. По исследованиям [5] известно, что ссыпание происходит в 3 периода. Вначале ссыпаются материалы, находящиеся непосредственно в кольцевой щели между конусом и чаше, затем по вертикальной стенке чаши и в конце материалы, находящиеся на образующей конуса. Соответственно ско-

рость и траектория падения разных периодов будет отличаться. Для исследований была выбрана доменная печь №5 ПАО «АМК» полезным объемом 1719 м³.

Углы естественного откоса составили [6] агломерат 40°(α_a), кокс 43°(α_k), антрацит 45°($\alpha_{антр}$). Угол естественного откоса на колошнике [6] для агломерата, кокса и антрацита соответственно составят

$$\begin{aligned}\alpha_a'' &= \tan(\alpha_a) - 0,51 \cdot h_3 / 3,45 = \tan(40) - 0,51 \cdot 1,5 / 3,45 = 31^\circ 40'; \\ \alpha_k'' &= \tan(\alpha_k) - 0,51 \cdot h_3 / 3,45 = \tan(43) - 0,51 \cdot 1,5 / 3,45 = 35^\circ 35'; \\ \alpha_{антр}'' &= \tan(\alpha_{антр}) - 0,51 \cdot h_3 / 3,45 = \tan(45) - 0,51 \cdot 1,5 / 3,45 = 37^\circ 50',\end{aligned}$$

где h_3 - уровень засыпи, м.

Скорость движения шихтовых материалов по сечению печи является различной. Скорость опускания материалов у оси печи 40 м/с у периферии 65 м/с [6]. Поэтому угол поверхности, на которую будет ссыпаться новая подача шихтовых материалов, составит: для агломерата 22°50', кокса - 26°50', антрацита 29°40'.

Учитывая вышеизложенное и зная, расходы материалов, возможно отобразить распределение материалов на колошнике с учетом слоя антрацита, находящегося между антрацитом и коксом. Схема расположения материалов на колошнике отображена на рисунке 1.

На представленных системах загрузки антрацит загружается совместно с первым скипом агломерата. Для прямых подач большая часть антрацита концентрируется у периферии (рис. 1а), а меньшая часть скатывается в промежуточную зону. Известно, что при загрузке прямых подач, максимально используется восстановительная и теплообменная функция газа. Также исследования по [7] подтверждают эффективность применения прямых подач с точки зрения газопроницаемости зоны когезии. Загрузка обратных подач (рис. 1б) и коксом по краям (рис. 1в) похожа местоположением слоя антрацита. В этом случае слой более равномерно распределен по поверхности кокса, за счет того, что уголь находится в самой подаче, а не ложится на уровень засыпи.

Одной из задач при применении антрацита является предотвращение попадания его в горн. Для этого была разработана методика определения максимально возможного расхода антрацита. Образующийся FeO, в результате восстановления более высших оксидов, будет взаимодействовать с антрацитом, тогда расход антрацита будет зависеть от количества образующегося FeO.

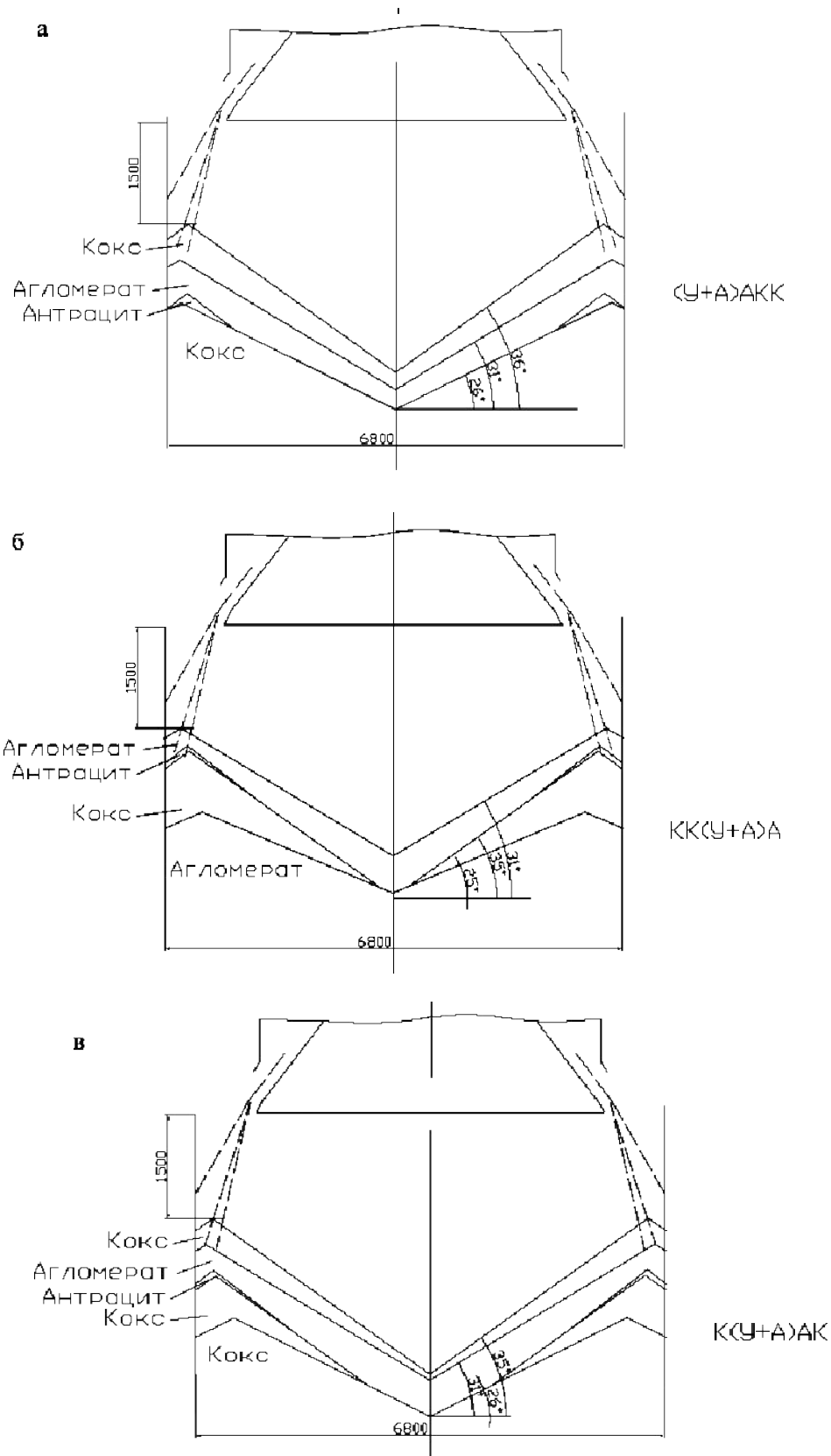
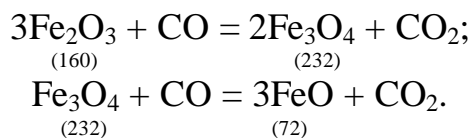


Рисунок 1 – Схема распределения материалов на колошнике доменной печи при различных подачах

Для расчета образующегося FeO воспользуемся реакциями восстановления оксидов железа



Зная количество поступающего Fe_2O_3 в доменную печь по молярной массе можно рассчитать количество образующегося FeO

$$Fe_3O_4 = \frac{Fe_2O_3 \cdot 2 \cdot 232}{3 \cdot 160}, \text{ кг/т чугуна}$$

где Fe_3O_4 , Fe_2O_3 расход соответствующих оксидов на тонну чугуна; 160, 232 молярные массы соответственно Fe_3O_4 , Fe_2O_3 , г/моль.

$$FeO_{Fe_2O_3} = \frac{Fe_3O_4 \cdot 3 \cdot 72}{232}, \text{ кг/т чугуна}$$

где $FeO_{Fe_2O_3}$, Fe_3O_4 расход соответствующих оксидов на тонну чугуна;

72, 232 молярные массы соответственно FeO , Fe_3O_4 , г/моль.

Преобразовав формулы (1) и (2), получаем максимальный расход антрацита

$$P_A = r_d \frac{(232 \cdot 3 \cdot 160 \cdot FeO + Fe_2O_3 \cdot 2 \cdot 232 \cdot 3 \cdot 72) \cdot 12 \left(\frac{C}{100} \right)}{232 \cdot 3 \cdot 160 \cdot 72 \cdot 100}, \text{ кг/т чугуна}$$

где FeO , Fe_2O_3 содержание FeO и Fe_2O_3 в шихте, кг/т чугуна;

r_d – показатель прямого восстановления по Павлову, %;

C – содержание углерода в антраците, %.

Например, шихта состоит из 1125,7 кг/т чугуна Fe_2O_3 , 198 кг/т чугуна FeO, показатель прямого восстановления 35%, содержание углерода в антраците 88%. Значит, максимально возможный расход антрацита будет составлять

$$P_A = 35 \frac{(232 \cdot 3 \cdot 160 \cdot 198 + 1125,7 \cdot 2 \cdot 232 \cdot 3 \cdot 72) \cdot 12 \left(\frac{88}{100} \right)}{232 \cdot 3 \cdot 160 \cdot 72 \cdot 100} = 65,7 \text{ кг/т чугуна.}$$

Исходя из данной методики, расход угля составит 65,7 кг/т чугуна.

Выводы и направления дальнейших исследований. Приведена схема загрузки антрацита на колошник, в соответствии с которой уголь всегда грузится с первым скипом железорудного минерала, между слоями кокса и агломерата. Представлена схема распределения шихтовых материалов на колошнике печи. Приведена методика расчета расхода антрацита, на основе его взаимодействия с FeO. В дальнейшем планируется апробировать полученные результаты на реально работающих печах.

Библиографический список

1. А.с. 1686004. СССР, МКИ⁵ С 21в 3/00. Способ доменной плавки / И.В. Котельников, Н.Д. Прядка, В.И. Малкин и др. (СССР). - №4675955/02; заявл. 11.04.89; опубл. 23.10.91, Бюл. - №39.- 3 с. : ил.
2. Пат. 95107675/02 Российская федерация, С21В5/00. Способ загрузки доменной печи / ОАО "Северсталь", Московский государственный институт стали сплавов (технологический университет). -; заявл. 11.05.1995; опубл. 10.10.1997, Бюл. - №23.
3. Пат. 97104351/02 Российская федерация, С21В5/00. Способ доменной плавки / Б.М. Раковский, В.С. Романова, Н.А. Савчук. -; заявл. 20.03.97; опубл. 10.07.2000, Бюл. - №28.
4. Пат. 2002116448/02 Российская федерация, С21В5/00. Способ доменной плавки Б.М. Раковский, В.С. Романова; заявл. 20.06.2002; опубл. 10.05.2004, Бюл. - №16.
5. Тарасов В.П. К вопросу радиального распределения материалов и газов в доменной печи / В.П. Тарасов // Сталь. – 2003. – № 6 – С. 31-35.
6. Бабарыкин Н.Н. Свойства шихтовых материалов и их распределение на колошнике / Н.Н. Бабарыкин.- Магнитогорск: МГМИ, 1994. - 124с.
7. Ковшов В.И. Экспериментальные исследования движения шихты и газа в доменной печи / В.И. Ковшов, В.А. Петренко.- Днепрпетровск: 1996 г.

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

*д.т.н. Петрушов С.Н.,
к.т.н. Русанов И.Ф.,
Масляков Е.С.
(ДонГТУ, Алчевск, Украина)*

ИССЛЕДОВАНИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТЕЙ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ УГОЛЬНОЙ ПЫЛИ ПО СЕЧЕНИЮ СТРУИ ВОЗДУХА В ЗАЖИГАТЕЛЬНОМ ГОРНЕ АГЛОМАШИНЫ

Розглянуті закономірності розподілу та руху часток пилевугільного палива в потоці повітря, вплив розходу (швидкості) повітря на формування струменя.

Ключевые слова: *вугільний пил, факел, запальний горн, агломераційна шихта.*

Рассмотрены закономерности распределения и движения частиц пылеугольного топлива в потоке воздуха, влияние расхода (скорости) воздуха на формирование струи.

Ключевые слова: *угольная пыль, факел, зажигательный горн, агломерационная шихта.*

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.
Одним из основных требований к работе зажигательного горна является обеспечение равномерного нагрева поверхности зажигаемой шихты.

При использовании для зажигания агломерационной шихты газообразных топлив равномерность нагрева шихты под горном обеспечивается установкой разных по конструкции горелок и их комбинацией. Эти горелки в большинстве своем непригодны для сжигания угольной пыли из-за их конструктивных особенностей.

Наиболее приемлемым для подачи угольной пыли в горн очевидно является горелка “труба в трубе” [1]. При эксплуатации такой горелки по внутренней трубе подается пыль, которая транспортируется воздухом, а по внешней - дополнительный воздух для обеспечения полного горения пыли с переизбытком кислорода в отходящих газах.

Газовоздушная смесь, применяемая в зажигательном горне современных агломашин, является однофазной системой (гомогенной). В таких системах ее составляющие легко перемешиваются, чем обеспечивается равномерное сгорание топлива во всем объеме горна.

Угольная пыль и воздух образуют гетерогенную систему. В таких системах смешивание компонентов смеси ограниченное. Возникает проблема подачи пыли в зажигательный горн, решение которой позволило бы обеспечить эффективность сгорания угольной пыли и зажигания агломерационной шихты [2].

В связи с этим представляет научный и практический интерес исследование закономерностей движения частичек пыли в потоке подающего воздуха и их горение в струе.

Анализ исследований и публикаций. Проведенный анализ последних производственных данных и научных публикаций показал, что в настоящее время вопрос о подаче и горении частиц пылеугольного топлива в условиях горна агломерационной машины не рассматривался.

Постановка задачи. Основной задачей, решаемой в данной работе, является изучение закономерностей распределения и движения частиц угольной пыли в потоке воздуха.

Изложение материала и его результаты. Изучение закономерностей движения частичек пыли в потоке подающего воздуха в работе проведено на специальной установке.

Установка представляет собой прямоугольный короб, сечением 0,145х0,145 м и длиной 0,63 м сделанный из прозрачного оргстекла. Один торец короба был закрыт оргстеклом, а второй - фильтрующей тканью для выхода воздуха и его очищения от пыли.

В закрытом торце установки по центру было сделано отверстие для подачи струи воздуха с пылью.

Из картона, отдельно было изготовлено второе, съемное дно длиной - 0,62 м, шириной - 0,135 м, высота бортов составляла - 0,02 м. Размеры обеспечивали плотную установку второго дна внутри короба.

На второе дно устанавливались небольшие коробочки, размерами 0,015х0,0145 м и высотой бортов - 0,01 м. Количество их составило 378 шт.

Каждая коробочка, установленная на дополнительное дно в установке, была пронумерована согласно направлению движения струи, слева направо.

Такая конструкция установки позволяла визуально наблюдать за движением пыли в струе воздуха и оценивать ее распределение по длине и сечению струи при разных расходах воздуха.

Для приготовления пылевоздушной смеси использовалась пластиковая емкость, закрытая резиновой пробкой, которая изображена на рисунке 1. В емкость, через пробку с выполненными в ней двумя отверстиями, были вставлены две трубки - одна почти касалась дна колбы, а вторая - пробки.

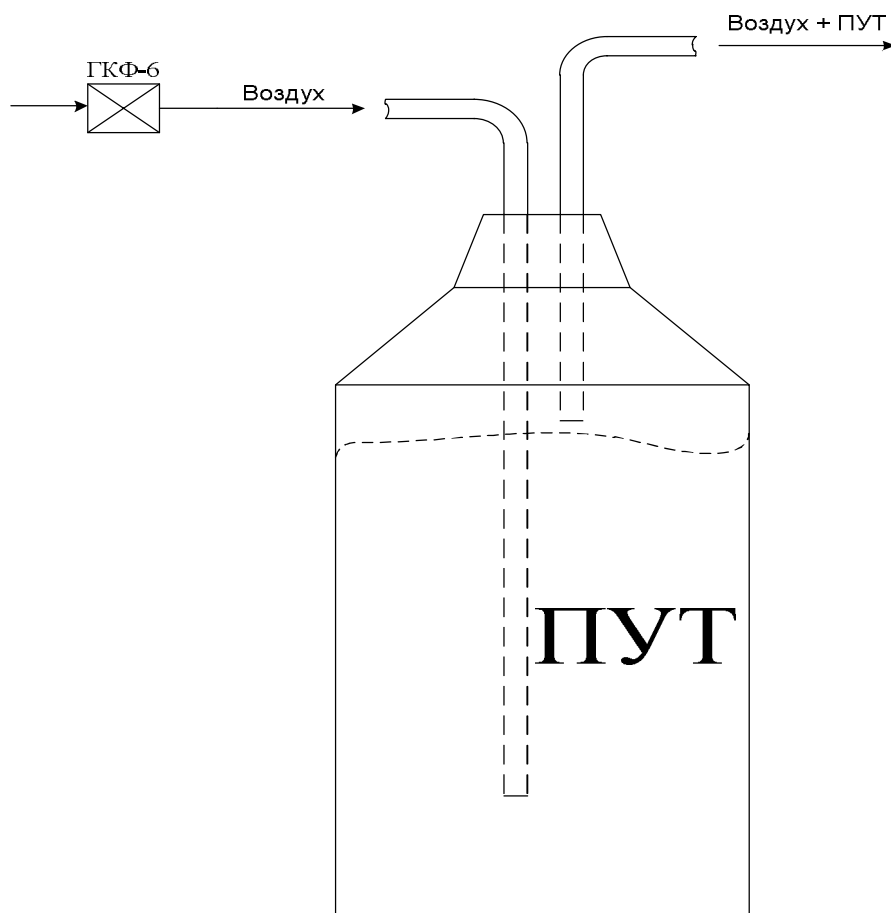


Рисунок 1 - Емкость для угольной пыли

Регулирование расхода воздуха проводилось с помощью игольчатого крана.

Для каждого опыта использовалась специально рассчитанная смесь пылеугольного топлива одинаковая по массе и фракционному составу. Масса каждой пробы составляла 200 г. Фракционный состав топлива приведен в таблице 1.

Таблица 1 - Фракционный состав пылеугольного топлива

Размер фракции, мм	<0,05	0,05-0,1	0,1-0,2	0,2-0,4	0,4-0,63
Количество фракции, (%)	0,5	2	16	35,5	46

Заранее, с помощью объемного расходомера ГKF-6, фиксировался расход воздуха, который составлял в отдельных опытах 1, 2 и 3 м³/час. Такие расходы позволяли с высокой достоверностью смоделировать движение газа в условиях эксплуатации зажигательных горнов агломерационных машин.

Расход пыли за фиксированный промежуток времени и ее концентрация в пылевоздушной смеси устанавливали по результатам взвешивания колбы перед опытом и по его завершению.

После прекращения подачи воздуха определялось количество и фракционный состав пыли в каждой из коробочек. По полученным данным рассчитывалось относительное количество пыли в разных сечениях струи и её статистические параметры.

Как видно из рисунков 2 и 3 расход воздуха оказывает существенное влияние на вид и размеры облака пыли в струе воздуха.

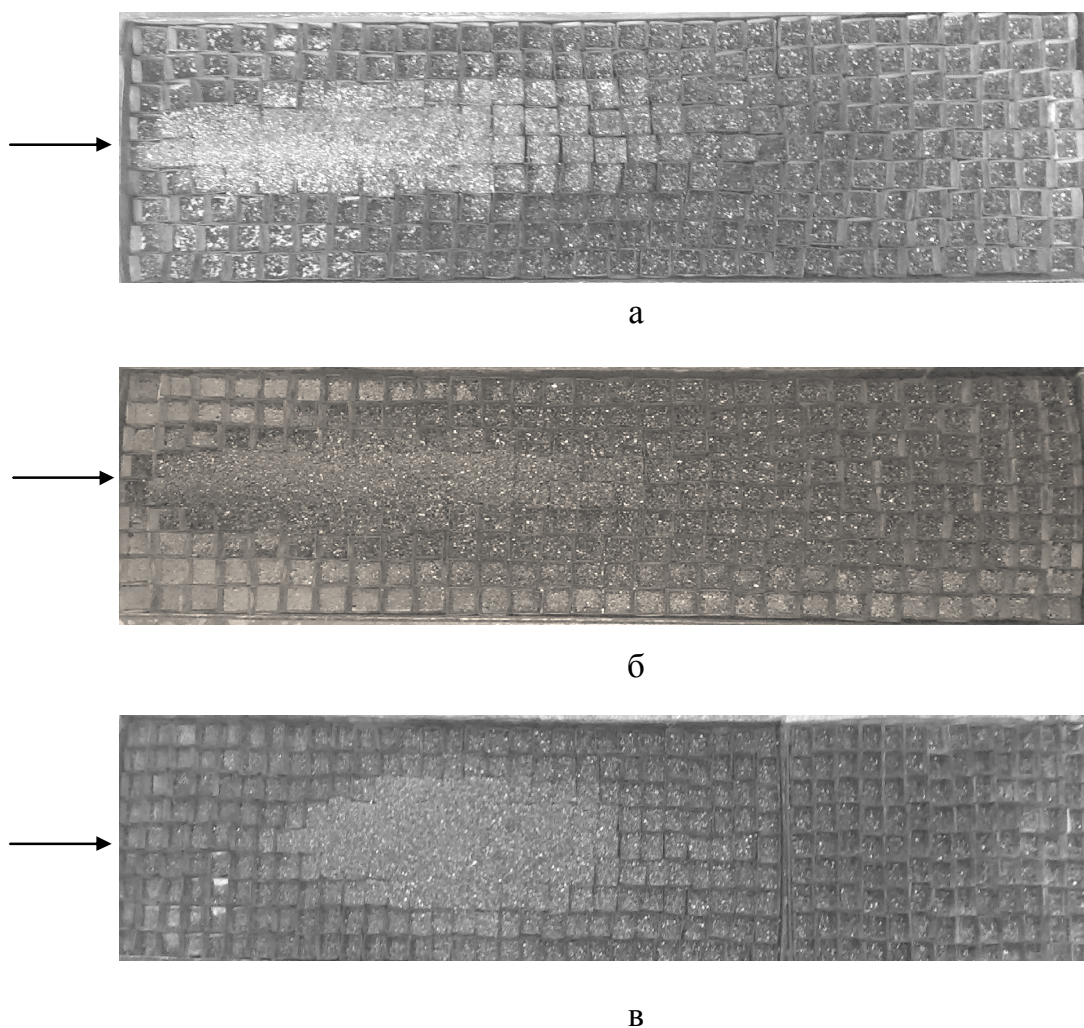


Рисунок 2 – Профиль облака частиц угольной пыли в установке при разных расходах воздуха: а – $1 \text{ м}^3/\text{час}$, б – $2 \text{ м}^3/\text{час}$, в – $3 \text{ м}^3/\text{час}$.

При расходе воздуха $1 \text{ м}^3/\text{ч}$ заполнение коробочек начинается от среза трубки, подающей воздух и пыль, по центральной оси установки. Длина струи составила $0,39 \text{ м}$. Распределение и заполнение материала по ширине струи начиная от $0,07 \text{ м}$ и до $0,18 \text{ м}$ в проекции струи (коро-

бочки) проходит почти равномерно. Топливо распределяется в виде прямоугольника длиной 0,24 м и шириной 0,06 м, в который попала основная часть (около 90 %) материала при вдувании.

При расходе воздуха $2 \text{ м}^3/\text{ч}$ формирование струи начинается не с начала, как в первом опыте, а немного дальше. Длина струи составляет 0,48 м. Форма струи отличается от предыдущей. Она имеет форму удлиненного овала, длиной 0,25 м и шириной 0,075 м. Практически все топливо попадает в границы струи.

При расходе воздуха $3 \text{ м}^3/\text{ч}$ длина струи составляет 0,57 м. Формирование струи начинается на отметке 0,1 м. Форма струи имеет вид полуовала длиной 0,3 м и шириной 0,09 м. При таком расходе воздуха топливо практически не оседает у среза подающей трубки. Значительная часть топлива не успевает осесть в границах струи и значительная её часть уходит к торцевой стенке установки и за её пределы.

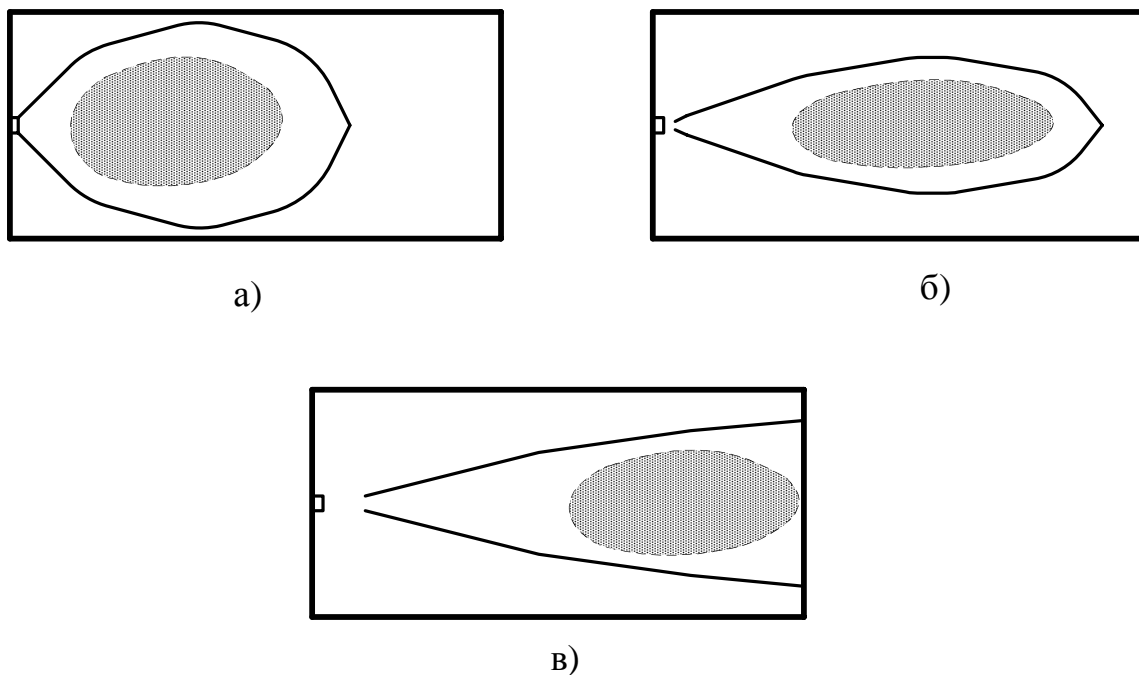


Рисунок 3 – Формирование струи воздуха с угольной пылью при расходах воздуха: а) $1 \text{ м}^3/\text{ч}$; б) $2 \text{ м}^3/\text{ч}$; в) $3 \text{ м}^3/\text{ч}$.

Одним из параметров, которые определялись в работе, являлось распределение топлива. В результате экспериментов установлено, что оно зависит от скорости (расхода) подачи воздуха и пылеугольной массы, то есть от формы струи (факела). В первом опыте (при низком расходе воздуха) пылеугольная масса ложилась практически равномерно по сечению короба от начала вдувания. При таком низком расходе воздуха не удастся сформировать четкие очертания струи

(факела) из-за недостатка кинетической энергии. Поэтому форма струи (факела) при низком расходе воздуха приближалась к прямоугольнику. Можно предположить, что при таких условиях значительная часть угольной пыли, попав в зону горения газа в зажигательном горне, воспламенится в самом начале факела, что приведет к неполному её сгоранию и снижению температуры факела.

Чтобы избежать возникающей проблемы, необходимо придать пылеугольному топливу достаточную кинетическую энергию при входе в факел горелки. В данной работе при среднем расходе воздуха $2 \text{ м}^3/\text{час}$, потоку уже хватило кинетической энергии для формирования четких очертаний струи, и ее форма приближалась к вытянутому овалу (рисунок 3, б). В этом случае пылеугольное топливо должно полностью сгореть.

При расходе воздуха $3 \text{ м}^3/\text{час}$ поток пыли будет относиться ближе к поверхности шихты. Оно не успеет сгореть и часть его осядет на поверхности слоя. В дальнейшем, после выхода шихты из-под горна оно воспламенится и увеличит тепловой поток в верхних слоях шихты, однако ухудшит условия зажигания.

Выводы.

Таким образом, изменение расхода (скорости) воздуха, подающего пылеугольное топливо в горн, позволит регулировать тепловую работу зажигательного горна и технологию спекания шихты в целом.

Библиографический список

1. Петрушов С.Н. Особенности сжигания угольной пыли в зажигательном горне агломерационной машины / С.Н. Петрушов, И.Ф. Русанов, Н.И. Мыцык. // Сб. научн. тр. ДонГТУ, Вып. 28. – Алчевск: ДонГТУ, 2009. – С. 159-164.

2. Петрушов С.Н. Особенности подготовки и подачи пылеугольного топлива в зажигательный горн агломерационной машины / С.Н. Петрушов, И.Ф. Русанов, Н.И. Русанова. // Сб. научн. тр. ДонГТУ, Вып. 28. – Алчевск: ДонГТУ, 2009. – С. 151-158.

Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Новохатский А.М.

д.т.н. Смирнов А.Н.
(ГВУЗ «ДонНТУ», г. Донецк, Украина),
Шутов И.В.,
Спиридонов Д.В.
(ОАО «АЗОЦМ», г. Артемовск, Украина),
к.т.н. Куберский С.В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина),
д.т.н. Смирнов Е.Н.
(ГВУЗ «ДонНТУ», г. Донецк, Украина)

ОЦЕНКА ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ РАФИНИРОВАННОЙ МЕДИ КАК МАТЕРИАЛА ДЛЯ РАБОЧИХ СТЕНОК КРИСТАЛЛИЗАТОРОВ МНЛЗ

Виконано комплексний аналіз фізико-механічних властивостей плит виготовлених з міді вогневого рафінування і обґрунтована можливість використання їх у якості конструкційного матеріалу для робочих стінок кристалізаторів.

Ключові слова: *мідь, вторинні матеріали, вогневе рафінування, домішки, електропровідність, теплопровідність, механічні властивості, окислення, тепловідведення, матеріал для кристалізатора.*

Выполнен комплексный анализ физико-механических свойств плит, изготовленных из меди огневого рафинирования и обоснована возможность использования их в качестве конструкционного материала для рабочих стенок кристаллизаторов

Ключевые слова: *медь, вторичные материалы, огневое рафинирование, примеси, электропроводность, теплопроводность, механические свойства, окисление, теплоотвод, материал для кристаллизатора.*

Основным функциональным узлом машин для непрерывной разливки металлов и сплавов является кристаллизатор, который обеспечивает формирование геометрической формы и твердой корочки заготовки. Эти процессы сопровождаются интенсивным отводом тепла от заготовки через рабочие стенки кристаллизатора, к материалу которых предъявляются достаточно высокие требования [1].

Как правило, рабочие стенки кристаллизаторов для разливки стали и меди выполняются из катодной меди М1 или легированных сплавов меди высокой чистоты [2]. Между тем до настоящего времени не существует единого мнения относительно того каким именно леги-

рующим добавкам (серебро, цирконий, фосфор, никель, хром и т.п.) и в каком количестве следует отдавать предпочтение при выборе сплава для рабочих стенок кристаллизатора. Однако правильный выбор материала стенок кристаллизатора в совокупности с оптимизацией его конструктивных элементов, в том числе состава и толщины защитного покрытия, может в значительной степени повысить эксплуатационный ресурс кристаллизатора и обеспечить высокое качество поверхностных и подповерхностных слоев непрерывнолитой заготовки [3-4].

В условиях ПАО «Артемовский завод по обработке цветных металлов» (ПАО «АЗОЦМ») медь высокой чистоты получают путем огневого рафинирования, используя в качестве сырья разнообразное вторичное медное сырье [5]. Завод изготавливает свыше 50 марок высококачественных медных сплавов. Рафинирующая печь оснащена двумя горелками, одна из которых работает на воздушно-газовой смеси, а вторая является дополнительной кислородной, которая используется для ускорения процесса расплавления лома. Выше уровня зеркала расплава расположены пять дутьевых фурм. В задней стенке печи вмонтированы продувочные фурмы, которые во время плавки посредством наклона печи погружаются под зеркало и в них подается воздух или газ в зависимости от протекания того или иного металлургического процесса. В процессе рафинирования меди используются специальные флюсы, которые при расплавлении взаимодействуют с расплавом и образующиеся в результате химической реакции продукты взаимодействия переходят в шлак. Шлак после каждой присадки флюса подлежит удалению с поверхности расплава через шлаковое окно.

Выплавленная таким образом рафинированная медь разливается на заготовки прямоугольного сечения (толщина 200 мм) на машинах полунепрерывной разливки [6]. К особенностям такой разливки следует отнести сравнительно низкую скорость вытяжки заготовки и высокую интенсивность отвода тепла от разливаемого металла, что в совокупности с высокой теплопроводностью меди обуславливает достаточно сложные условия работы стенок кристаллизатора. При этом процесс затвердевания слитка меди и большинства ее сплавов обычно заканчивается в пределах кристаллизатора, которые имеют длину 300-550 мм [7]. Слитки отливаются длиной до 5 м, после чего они режутся на мерные части длиной до 1760 мм, что обусловлено шириной нагревательной печи. После нагрева до температуры 800-850 °С слитки прокатываются на реверсивном стане ДУО 800 на заготовки (плиты) необходимой толщины (5-120 мм). Ширина плит может достигать 1000 мм, а длинна 6000мм. В случае необходимости получения нагартованного металла плиты могут быть прокатаны в холодном состоянии на ревер-

сивном стане Кварто 400 с толщины 60 мм при степени деформации 30-50%.

Основной целью настоящей работы был комплексный анализ и оценка возможности использования плит из рафинированной меди ПАО «АЗОЦМ» в качестве рабочих стенок кристаллизаторов с учетом ее физико-механических свойств как конструкционного материала. Объем проводимых исследований предполагал определение электро-сопротивления, как косвенного показателя теплопроводности; относительного удлинения образцов при растяжении до разрушения как показателя пластичности; количества оборотов при испытании образцов на скручивание до разрушения как показателя термоциклирования; температуры начала рекристаллизации как показателя термической стойкости; способности материала к деформационному упрочнению; стойкости материала к окислению (потеря массы при нагреве в окислительной атмосфере) для корректировки параметров горячей прокатки.

Сравнивая данные химического состава образцов меди марки М1 и рафинированной меди марки CuFRTP (таблица 1), следует, прежде всего, отметить существенную разницу по содержанию в ней серебра, олова, никеля и фосфора, а так же тот факт, что именно эти элементы обычно используются для микролегирования меди с целью повышения термической стойкости. Между тем, можно предположить, что температура начала рекристаллизации изделий из рафинированной меди будет выше, чем из катодной, что обеспечит повышение эксплуатационной стойкости кристаллизатора.

Таблица 1 – Химический состав образцов меди

Материал	Содержание элементов											
	%	ppm										
	Cu	Pb	Fe	Sn	Sb	As	Ni	Zn	Bi	P	S	Ag
Катодная медь М1	99,993	8	17	2	3	1	4	3	2	5	8	10
Медь огневого рафинирования	99,957	42	2	67	15	4	109	2	4	18	6	150

Для оценки влияния химического состава меди на теплопроводность материала использовался показатель электросопротивления, который определялся в образцах катанки, прокатанной на одном и том же стане из катодной и рафинированной меди. Электропроводность материала определялась вихретоковым методом на приборе «SIGMATEST 2.069» при частоте тока 60 кГц. Пересчет значений электропроводности в показатели теплопроводности представляется возможным осуществить, например, по известной номограмме Видемана-Франца [8].

Результаты выполненного статистического анализа данных (420 образцов) показывают, что среднее значение величины электросопротивления катанки из рафинированной меди составляет $0,017131 \cdot 10^{-6}$ Ом·м, в то время как сопротивление катанки из катодной меди составляет $0,01710 \cdot 10^{-6}$ Ом·м. При этом влияние основных сопутствующих химических элементов на величину электропроводности катанки (γ) из рафинированной меди можно представить в виде следующей корреляционной зависимости (содержание химических элементов в %)

$$\gamma = 0,01705 + 0,00233 \text{ Sn} + 0,006355 \text{ Ni} - 0,00129 \text{ Ag} . \quad (1)$$

Эта зависимость была получена по результатам замеров величины электросопротивления в 600 образцах медной катанки Ø8 мм (образец отбирали от бунта весом 3-3,5 т). Всего в анализе были учтены данные 21 плавки весом 110 т каждая. Все плавки отливались по одной технологии, однако имело место неизбежное отклонение технологических режимов в пределах установленных допусков.

В целом полученные данные свидетельствуют о том, что в случае изготовления рабочих стенок кристаллизатора из рафинированной меди интенсивность теплоотвода останется на том же уровне, что и для катодной меди.

Для анализа пластичности рафинированной меди были также использованы образцы катанки, которые испытывались на разрыв, после чего определялась величина относительного удлинения. Для исследуемых образцов катодной катанки содержание примесей составляло 0,007%, а для рафинированной – 0,043% (то есть в 6 раз выше). Установлено, что величина относительного удлинения образцов из катодной меди находится в пределах 44-46% (90% образцов) и выше, а для образцов из рафинированной несколько ниже: 40-42 % (30% образцов), 42-44 (50% образцов) и 44-46% (20% образцов). Однако все эти значения превосходят минимально допустимые значения для проката мягкого состояния по ГОСТ1173-2006.

Оценка стойкости материала к восприятию термоциклических нагрузок выполнялась на образцах катанки Ø8 мм путем сравнения количества оборотов при скручивании до разрушения. Как видно из представленных в таблице 2 данных, катодная медь выдерживает несколько большее количество скручиваний, чем рафинированная. Это, видимо, обусловлено наличием в рафинированной меди примесей олова и свинца, располагающихся в основном по границам зерен. Однако различие в измеренных показателях не является столь критичным, что

позволяет использовать рафинированную медь в качестве конструкционного материала.

Таблица 2 – Сравнение показателя величины скручивания образцов для рафинированной и катодной меди

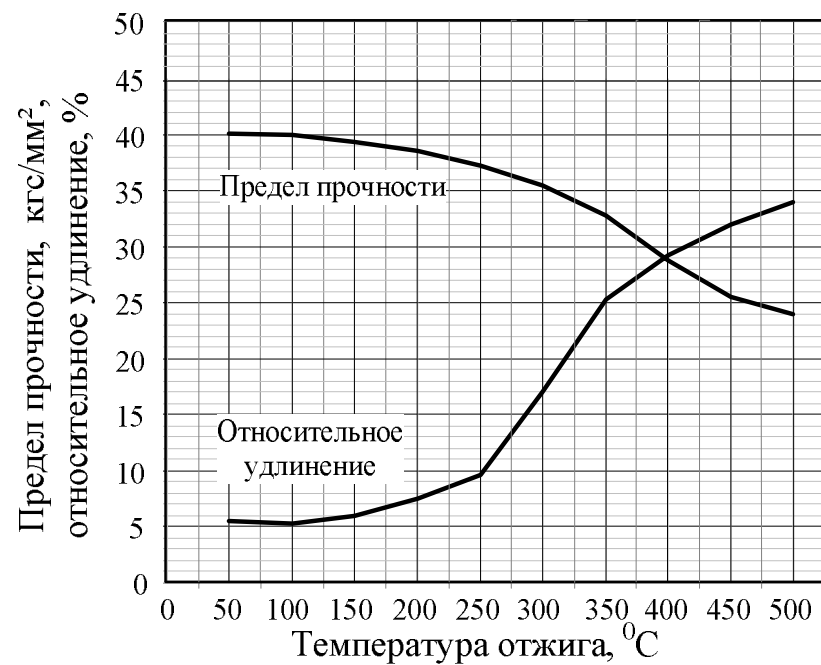
Материал	Количество оборотов до разрушения				
	50-60	60-62	62-64	64-66	66-70
Медь огневого рафинирования, %	14	36	35	11	4
Катодная медь, %	11	3	4	33	49

Температура начала рекристаллизации сравниваемых марок меди определялась путем отжига прокатанных с предварительной степенью деформации 95% образцов толщиной 0,4 мм в лабораторной муфельной печи при различных температурах. Продолжительность отжига составляла 60 минут. Результаты выполненных исследований представлены на рисунке 1.

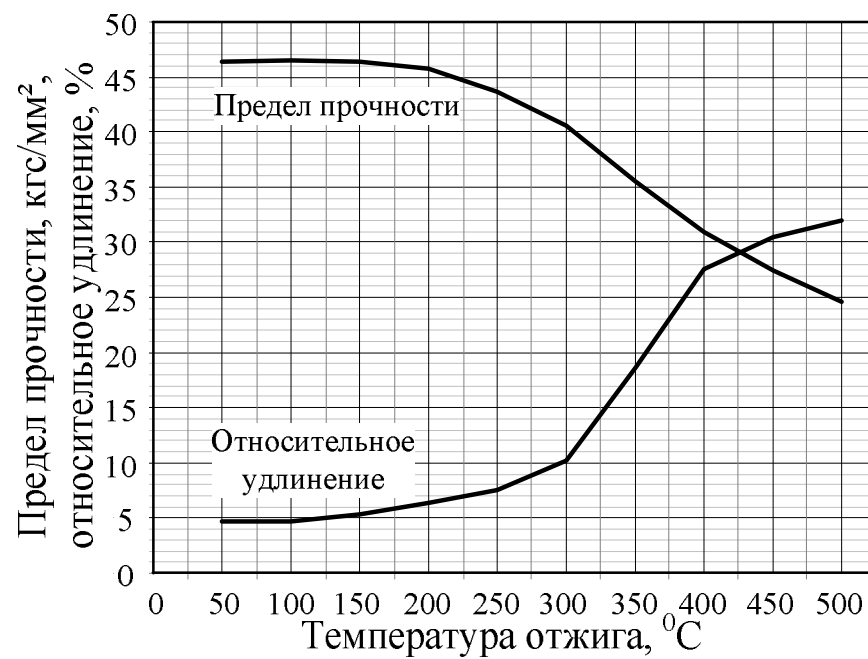
Установлено, что у рафинированной меди температура начала рекристаллизации примерно на 45 °С выше, чем у катодной. Это следует связывать с наличием в рафинированной меди определенного количества серебра, никеля и олова, которые неизбежно присутствуют в расплаве как сопутствующие элементы. Известно, что серебро практически не удаляется из расплава методами огневого рафинирования, а содержание олова и никеля имеет определенный нижний предел, обусловливаемый работой флюса.

Способность рафинированной меди к деформационному упрочнению оценивалась путем построения кривых наклепа при испытаниях образцов на растяжение. Испытания на растяжение выполнялись на разрывной машине ИР 5040-5-11 производства Ивановского ОАО «Точприбор». Допускаемая погрешность машины при выполнении испытаний на растяжение составляла +/-1%.

В качестве исходных образцов использовалась катанка диаметром 18мм. Как видно из приведенных на рисунке 2 графиков, для образцов из рафинированной меди предел прочности выше во всем исследуемом диапазоне. Например, при степени деформации порядка 50% предел прочности для образцов из рафинированной меди на 30 МПа (почти на 10%) выше, чем для образцов из катодной.



а)



б)

Рисунок 1 – Сравнительные диаграммы разупрочнения образцов из катодной (а) и рафинированной меди (б)

В целом увеличение предела прочности для рафинированной меди следует рассматривать как положительный фактор с точки зрения повышения прочности и долговечности деталей или изделий, работающих в условиях сложных тепловых и механических нагрузок. К числу таких изделий относятся рабочие стенки кристаллизаторов, которые подвергаются короблению.

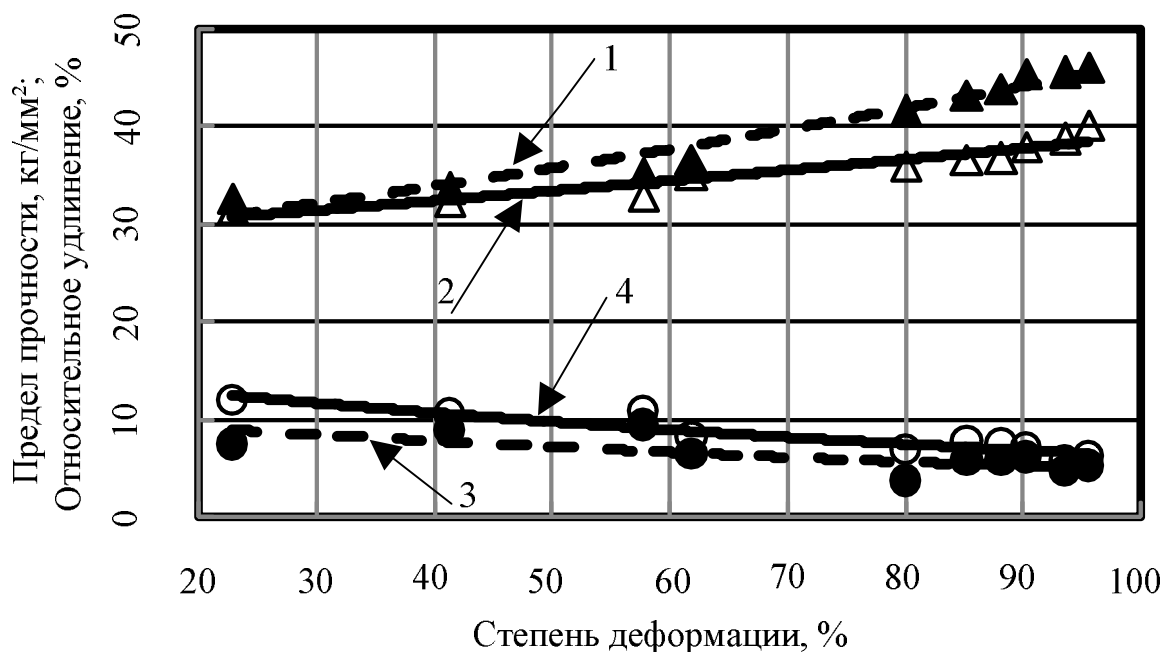


Рисунок 2 – Сравнение изменения величины предела прочности (1,2) и относительного удлинения (3,4) в зависимости от степени деформации для образцов из рафинированной (1,3) и катодной (2,4) меди

Склонность рафинированной меди к окислению в процессе нагрева является весьма важным технологическим параметром, поскольку рабочая поверхность пластин в ходе разливки нагревается и контактирует с атмосферой, находящейся в зазоре между заготовкой и стенками кристаллизатора. Сравнение склонности рафинированной и катодной меди к окислению проводилось путем одновременного нагрева нескольких образцов в лабораторной муфельной печи. Предварительно эти образцы взвешивались на аналитических весах. По истечению заданного времени термической обработки из печи доставалась пара образцов, и они сразу же погружались в воду. Как правило, большая часть образовавшейся окалины вследствие резкого охлаждения разрушалась и отделялась от образцов. Оставшаяся часть окалины удалялась с поверхности образцов методом химического травления. После этого производилось повторное их взвешивание. По величине потери веса образцами

оценивалась склонность материала к окислению. Обобщая полученные данные (рисунок 3), следует отметить, что рафинированная медь окисляется при нагреве интенсивнее в среднем на 18-20%, чем катодная. На наш взгляд, это следует связывать с более высоким содержанием кислорода в меди огневого рафинирования.

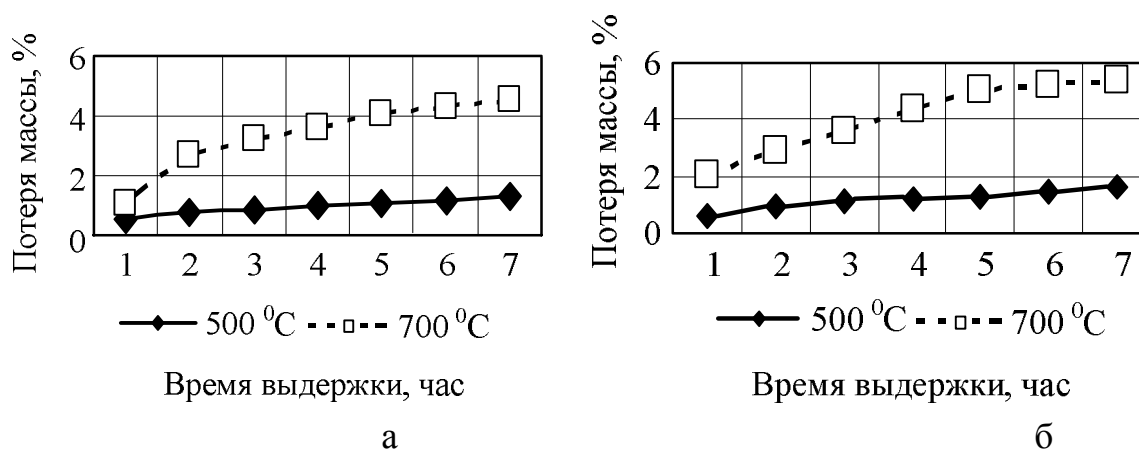


Рисунок 3 – Сравнительные результаты испытаний образцов из катодной (а) и рафинированной меди (б), на склонность к окислению при нагреве в окислительной атмосфере

Таким образом, медь огневого рафинирования, выплавляемая в условиях ПАО «АЗОЦМ», представляется перспективным конструкционным материалом и может рассматриваться в качестве исходного при изготовлении плит для рабочих стенок прямоугольных кристаллизаторов используемых при непрерывной разливки металлов. Так, в случае изготовления рабочих стенок кристаллизатора из рафинированной меди интенсивность теплоотвода остается практически на том же уровне, что и для катодной меди. Между тем, как показали исследования, у рафинированной меди температура начала рекристаллизации примерно на 45 °C выше, чем у катодной, что следует связывать с наличием в ее составе определенного количества серебра, никеля и олова, которые неизбежно присутствуют в расплаве как сопутствующие элементы. При этом основные показатели прочности и пластичности рафинированной меди находятся примерно на том же уровне, что и у катодной.

При использовании рабочих стенок кристаллизаторов изготовленных из рафинированной меди необходимо учитывать ее более интенсивное окисление при нагреве (примерно на 18-20%) по сравнению катодной. На практике это предполагает нанесение на рабочую поверхность стенок кристаллизаторов определенного слоя защитного покрытия.

Дальнейшие исследования будут направлены на изготовление опытных образцов медных плит для сборных кристаллизаторов МНЛЗ и

МПНЛЗ из меди, полученной путем огневого рафинирования разнообразного вторичного сырья и определение их эксплуатационных характеристик в производственных условиях.

Библиографический список

1. Смирнов А.Н. *Непрерывная разливка стали: учебник* / А.Н. Смирнов, С.В. Куберский, Е.В. Штепан // – Донецк: ДонНТУ, 2011. – 482 с.
2. Абрамова Н.Б. *Состояние непрерывной разливки стали в России и конкурентоспособность материала для кристаллизаторов* / Н.Б. Абрамова, Ф.К. Ермохин // *Инструмент и технологии*. - 2001. - № 5-6. – С.135-138.
3. Измайлов В.А. *Новые конструкции кристаллизаторов для непрерывного литья меди и медных сплавов* / В.А. Измайлов, Р.М. Фридлянский, В.Ф. Головешко, А.И. Суворов // *Цветные металлы*. - 1992. - №7. – С. 56-58.
4. Ганкин В.Б. *Работы ВНИИМЕТМАШа в области создания кристаллизаторов для литья сортовых и круглых заготовок* / В.Б. Ганкин, Г.И. Николаев, А.С. Смоляков и др. // *Бюл. «Черная металлургия»*. - 2008. - №1. – С.62-67.
5. Савенков Ю.Д. *Рафинированная медь Украины* / Ю.Д.Савенков, В.И. Дубоделов, В.А. Шпаковский, В.А. Кожанов, Е.В. Штепан // – Днепрпетровск: АРТ-ПРЕСС, 2008. – 176 с.
6. Савенков Ю.Д. *Исследование процесса формирования прямоугольного слитка при полунепрерывной разливке меди* / Ю.Д. Савенков, С.В. Гридин, Е.В. Штепан, В.Е. Ухин, А.В. Кравченко, А.П. Верзилов // *Наукові праці ДонНТУ. Сер., Металургія*. – 2009. – №11(159). – С.253-261
7. Гридін С.В. *Дослідження явищ усадки при формуванні мідних зливків* / С.В. Гридін, Д.В. Спирідонов, Ю.Д. Савенков, А.Н. Смірнов // *Металознавство та обробка металів*. – 2009. – №2. – С.35-39.
8. Николаев А.С. *Применение жаропрочных медных сплавов в кристаллизаторах непрерывного литья слитков* / А.С. Николаев, Г.В. Ашихмин // *Цветная металлургия*. - 2003. - №11. – С. 28-36.

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

*д.т.н. Григорьев С.М.,
Петрищев А.С.
(ЗНУ, ЗНТУ, г. Запорожье, Украина,
e-mail: kafedrales@ukr.net)*

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ МЕТОДА ОПРЕДЕЛЕНИЯ СТЕПЕНИ ВОССТАНОВЛЕНИЯ ВАНАДИЙСОДЕРЖАЩЕГО ОКСИДНОГО СЫРЬЯ

Исследованы фазовые превращения в процессе углеродотермического восстановления оксида ванадия V_2O_5 . Выявлена высокая вероятность параллельного карбидообразования наряду с металлизацией. Фрактограммы и результаты рентгеновского микроанализа подтвердили и уточнили картину фазовых превращений. На основе комплекса исследований разработан и опробован экспресс-метод определения степени восстановления ванадийсодержащего оксидного сырья, обеспечивающий повышение производительности в 10-12 раз по сравнению с известными аналитическими способами и удовлетворяющий требованиям экспресс-анализа.

Ключевые слова: *вероятность реакций, фазовые превращения, углеродотермическое восстановление, карбидизация, экспресс-метод.*

Досліджено фазові перетворення в процесі вуглецевотермічного відновлення оксиду ванадію V_2O_5 . Виявлено високу вірогідність паралельного карбідоутворення наряду з металізацією. Фрактограми і результати рентгенівського мікроаналізу підтвердили і уточнили картину фазових перетворень. На основі комплексу досліджень розроблено і випробувано експрес-метод визначення ступеня відновлення ванадійвмісної оксидної сировини, що забезпечує підвищення продуктивності в 10-12 разів в порівнянні з відомими аналітичними способами і задовольняє вимогам експрес-аналізу.

Ключові слова: *вірогідність реакцій, фазові перетворення, вуглецевотермічне відновлення, карбідизація, експрес-метод.*

Ванадий используется для легирования широкого марочного состава выплавляемых специальных сталей. Расширяется марочный состав инструментальных легированных быстрорежущих сталей, в которых концентрация ванадия постоянно повышается и составляет 3-5% мас. [1].

Совершенствование технологий производства и повышения качества легирующих материалов и эффективности в металлургии специальных сталей представляет практический интерес. В период значительных колебаний цен на металлопродукцию на мировом рынке особую значимость приобрело направление ресурсо- и энергосбережения [2].

Углубление исследований технологических параметров углеродотермического восстановления ванадийсодержащего оксидного сырья направлено на повышение степени сквозного извлечения легирующего элемента и снижение безвозвратных потерь при производстве и использовании при выплавке сталей нового легированного материала.

Для прогнозирования свойств целевого продукта практический интерес представляет анализ условий образования карбидов и их участия в реакциях восстановления оксидов ванадия в системе V-O-C. Термодинамические расчеты показывают высокую вероятность того, что при получении тугоплавких металлов процесс карбидообразования сопутствует восстановлению оксидов углеродом, в результате чего образуется не чистый, а углеродистый продукт [3].

Цель работы заключалась в оптимизации технологических параметров производства губчатых тугоплавких легирующих материалов на основе техногенных отходов и рудных концентратов, а конкретной задачей настоящих исследований являлась разработка экспресс-метода контроля степени восстановления применительно к технологии углеродотермического восстановления металлооксидных ванадийсодержащих техногенных отходов и рудных концентратов.

Образцы для исследований подвергали изотермической тепловой обработки при температурах 1073-1473К в течении 1 часа. В качестве исходного материала для образцов использовали технически чистый оксид ванадия V_2O_5 с добавками графита в виде циклонной пыли (соотношение O/C=1,33). С целью приближения состава образцов к химическому и минералогическому составу рудного сырья разработан состав шихтовых компонентов, который позволяет регулировать сопутствующие оксидные примеси, присутствующие в рудном сырье. Одним из таковых является флюс АН-295 (ТУ 5929-004-05764417-2003).

Фазовый состав ванадийсодержащих таблеток исследовали на дифрактометре ДРОН-6 в излучении медного катода с никелевым фильтром по методике и рекомендациям, описанных в работе [4]. Режим сканирования 40 кВ, 20 мА. Качественный и количественный фазовый анализ проводили с использованием комплекса программ PDWin 2.0 и дополнительной справочной литературы [5].

Микроструктуру образцов исследовали на растровом электронном микроскопе JSM 6360LA, оснащенного системой рентгеноспектрально-

го энергодисперсионного микроанализа (РСМА) JED 2200, производства японской фирмы JEOL по описанной в работе [6] методике. Работу выполнили при ускоряющем напряжении 15 кВ и диаметре электронного зонда 4 нм, при этом диаметр зоны возбуждения рентгеновского излучения составлял порядка 1 мкм. Определение состава фаз выполнили безэталонным методом расчета фундаментальных параметров: расчетом поправочных коэффициентов отражения электронов зонда, поглощения характеристического рентгеновского излучения и флуоресценции. Определение химического состава фаз выполнено на участках, отмеченных соответствующими условными обозначениями.

Для разработки экспресс-метода контроля степени восстановления было исследовано изменение фазового состава и структуры ванадийсодержащего оксидного сырья от изменения температурных показателей тепловой обработки.

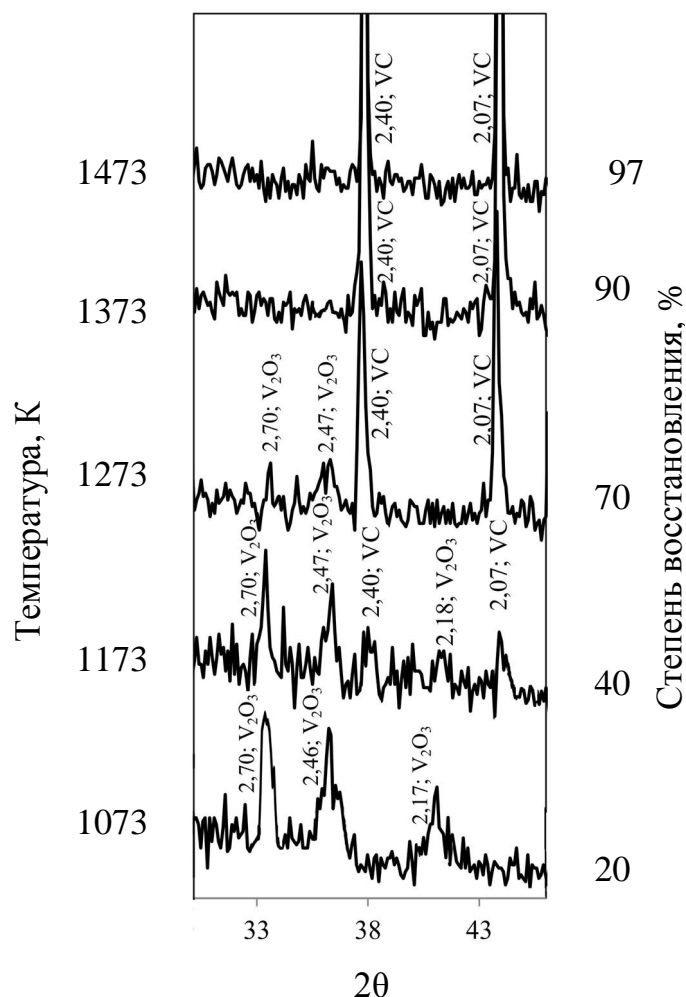


Рисунок 1 –Участок дифрактограмм ванадийсодержащих таблеток на основе V_2O_5 после углеродотермического восстановления при различных температурах

Из дифрактограммы на рисунке 1 с результатами фазового анализа образца, восстановленного при 1073К не выявлено присутствия V_2O_5 . Основой выступает V_2O_3 , что свидетельствует о достаточной температуре для протекания реакций восстановления V_2O_5 до V_2O_3 . С повышением температуры до 1173К наблюдается понижение содержания V_2O_3 в продуктах восстановления с появлением пиков VC. В большей мере карбидообразование активизируется при 1273К с повышением содержания в образцах карбида VC при уменьшении концентрации V_2O_3 . В образцах, подвергнутых углеродотермическому восстановлению при 1373К и 1473К, прослеживается практически полный переход оксидов ванадия в карбид VC. После тепловой обработки образцов при температурах от 1073К до 1473К ванадий в несвязанном виде не был выявлен. Проведенный фазовый анализ подтверждает данные термодинамических расчетов и указывает на большую склонность оксидов ванадия к карбидизации чем к металлизации и более благоприятные условия образования карбида VC чем V_2C при углеродотермическом восстановлении в исследуемом температурном интервале.

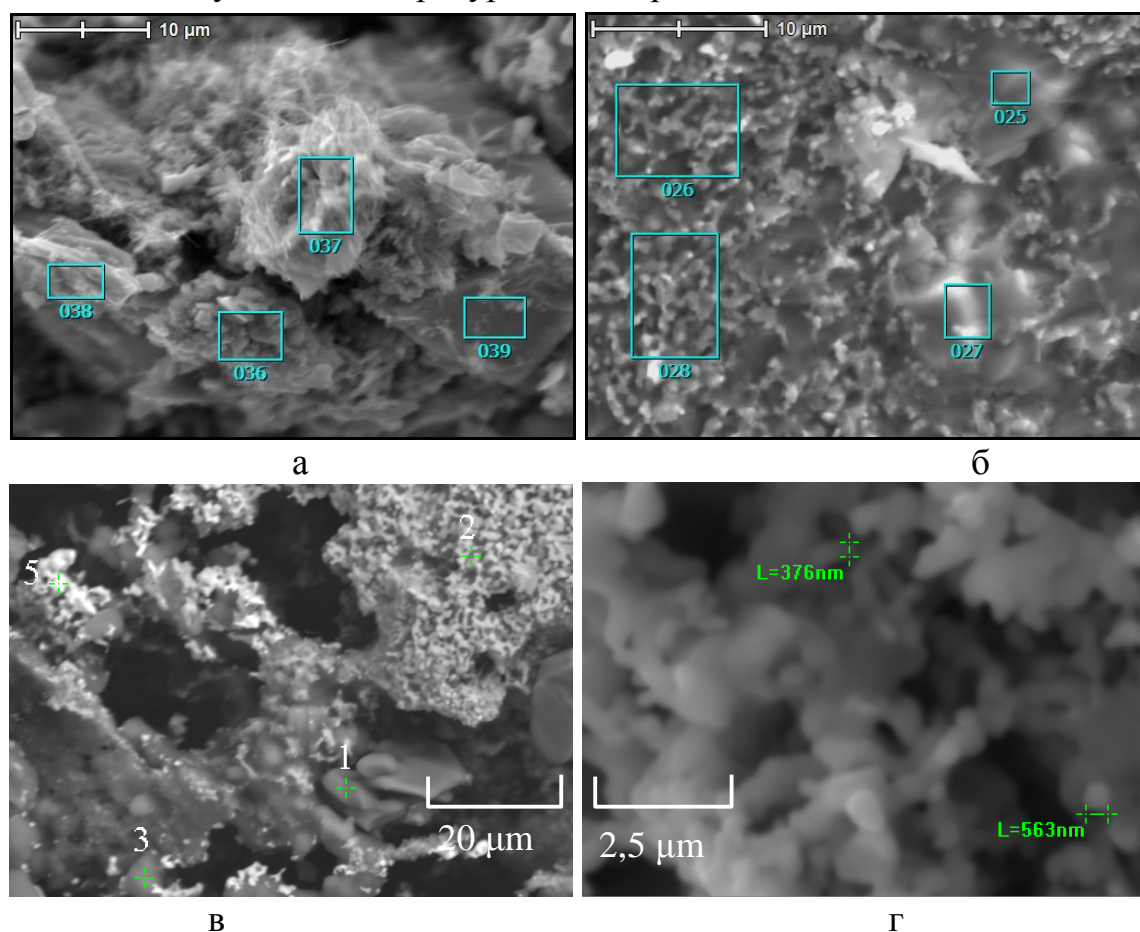


Рисунок 2 - Фрактограммы изломов образцов с увеличением x3000 (а), x4000 (б), X1000 (в), X5000 (г) восстановленных при температурах: а –

1073K; б – 1273K; в,г – 1473K

Фрактограммы и результаты рентгеновского микроанализа, полученные на растровом электронном микроскопе (рисунок 2, таблица 1) подтверждают вышеприведенные исследования. Из рисунка 2,а видно, что после восстановления при 1073K структура образцов слабоспеченная, состоящая из дисперсных разупорядочено расположенных частичек разной формы. Наряду с ванадием в полученных спектрах 36-39 обнаружены примеси кремния и кальция. О неполном восстановлении свидетельствует остаточный кислород в количестве 12,18-14,77%. Фрактограмма образца, восстановленного при 1273K (рисунок 2,б) свидетельствует о бóльшей степени спекания. Наблюдается начало зарождения округлых частичек восстановленной ванадийсодержащей фазы (области 26,28). Частицы примесей имеют размытые очертания, что вызвано их спеканием и образованием более плотной и однородной структуры.

Таблица 1 – Результаты рентгеновского микроанализа образцов, подвергнутых углеродотермическому восстановлению при различных температурах

Спектр	C	O	F	Al	Si	Ca	V	Итог
1073K								
36	0,94	12,18	0	0	28,20	1,05	57,7	100
37	1,85	14,77	0	0	30,20	2,39	50,80	100
38	1,31	12,27	0	0	77,40	3,21	55,90	100
39	2,83	13,87	0	0	73,60	1,08	8,61	100
1273K								
25	0,69	17,26	2,77	1,14	22,51	40,85	14,78	100
26	1,45	12,57	1,30	0,82	14,04	9,81	60,00	100
27	0,95	20,91	4,06	0,41	22,19	39,99	11,48	100
28	1,71	10,16	0,82	0,86	12,67	7,80	65,97	100
1473K								
1	1,41	43,84	0	52,16	0	0,12	2,47	100
2	3,89	5,89	15,33	0,31	1,19	6,82	66,57	100
3	3,30	33,79	0	0	52,68	0,11	10,12	100
5	0,93	2,13	0	0	0,24	0,21	96,49	100

* - Данные по углероду приведены в сравнительных целях.

В образце, восстановленном при 1473K (рисунок 2,в) обнаружены четко выраженные зоны восстановленной ванадийсодержащей фазы (спектры 2,5). На дальнейшее развитие процессов восстановления ука-

зывает относительно невысокое содержание остаточного кислорода в точках 2 и 5 - 5,89% и 2,13% соответственно. Фрактограмма с увеличением X5000 (рисунок 2,г) позволяет более детально изучить геометрию структуры восстановленной фазы. Форма частиц – округлая, округло-продолговатая, размеры в среднем 0,3-0,7 мкм. Закрепляясь между собой, частицы образуют микропористую структуру. Также в образце были обнаружены частицы, преимущественно состоящие из сопутствующих примесей (спектры 1 и 3).

Исследованиями установлено, что при углеродотермическом восстановлении оксидов ванадия реакции карбидообразования более вероятны, чем восстановления до ванадия металлического, а вероятность получения безуглеродистого продукта в гетерогенной системе в интервале 300-2000К ничтожно мала. С помощью фазового анализа выявлено присутствие карбидной фазы ванадия уже при 1173К и практически полный переход оксидной составляющей в карбид ванадия VC после тепловой обработки при 1373К и 1473К (рисунок 1).

Проведенные исследования микроструктуры с использованием рентгеновского микроанализа также указывают на прохождение карбидообразования и не исключают присутствия выделений ванадия металлического как самостоятельной фазы (рисунок 2, в; таблица 1, спектр 5).

Полученные данные дают возможность проследить закономерность, при которой интенсивность линий V_2O_3 и VC зависит от температуры обработки и, следовательно, от степени восстановления ванадийсодержащего оксидного сырья.

Основным технологическим критерием оценки качества ванадийсодержащего карбидизированного материала является остаточное содержание кислорода в продукте, т.е. степень его восстановления. Наличие повышенного содержания кислорода ограничивает сортамент сталей, которые можно выплавить с его применением, а повышение окислительного потенциала приводит к дополнительным потерям ценных легирующих элементов в результате угара. Поэтому для контроля основных технологических параметров производства карбидизированного ванадийсодержащего легирующего материала необходимы данные о степени восстановления оксидов ванадия, определённые с высокой скоростью и достаточно высокой точностью. Для этого иногда требуется отбирать пробу непосредственно из печи по ходу процесса.

На основе проведенных исследований можно предложить метод контроля степени восстановления ванадийсодержащего оксидного сырья, который заключается в изготовлении проб-эталонов с разной степенью восстановления, проведения их химического анализа, рентгенографирования и нахождения отношения интегральных интенсивностей интерференционных линий с $d_{hkl} = 2,47 V_2O_3$ и с $d_{hkl} = 2,40 VC$ (рисунок

1). После чего необходимо построить градуировочную зависимость IV_2O_3/IVC от степени восстановления. После этого отбираются пробы контролируемого материала, подвергаются рентгенографированию и определяется отношение IV_2O_3/IVC . Затем по градуировочной зависимости устанавливается степень восстановления проб. При одинаковой кристаллической структуре контролируемых проб, т.е. при незначительном различии физического уширения интерференционных линий, вместо отношения интегральных интенсивностей можно аналогичным образом использовать максимальные интенсивности этих же линий.

Предложенные линии выбраны для контроля, так как имеют большую интенсивность, малочувствительны к микронапряжениям, которые появляются при измельчении проб, хорошо разделяются между собой, не совпадая при этом с линиями возможных железосодержащих оксидных и карбидных примесей, и их брегговские углы отличаются на несколько градусов, что сокращает время рентгенографирования. При этом после различных условиях тепловой обработки в продуктах с разной степенью восстановления было обнаружено хотя бы одно из соединений V_2O_3 и VC , что и определяет эффективность применения предлагаемого метода.

Использование данного метода дало достаточно точные результаты определения степени восстановления, которые хорошо согласуются с проведенным комплексом исследований и представлены на рис.1 в процентном выражении.

Приведенные результаты определения степени восстановления металлоксидного ванадийсодержащего сырья, восстановленного углеродотермическим способом, отличаются высокой сходимостью с таковыми, полученными стандартным аналитическим способом [7,8].

Выводы. Выявлено, что восстановление V_2O_5 углеродом в температурном интервале 1073-1473К сопровождается образованием оксида V_2O_3 и карбида VC . Целевой продукт состоит в основном из карбида VC . Получены дополнительные сведения о фазовых и структурных превращениях при тепловой обработке, которые подтверждены исследованиями микроструктуры и химического состава микровключений исследуемых образцов с разной степенью восстановления.

Предложен и опробован экспресс-метод определения степени восстановления V_2O_5 , обеспечивающий повышение производительности в 10-12 раз по сравнению с известными аналитическими способами и удовлетворяющий требованиям экспресс-анализа.

Библиографический список

1. Сборник технологических инструкций по выплавке стали в основных дуговых электропечах. – Запорожье: “Днепропеталь”, 1990. – С.406.
2. Х.Ю. Керкхофф. Взрыв цен на сырье – угроза экономическому подъему / Х.Ю. Керкхофф // Черные металлы. - 2010. - №10. - С. 61-66.
3. Петрищев А.С. Термодинамічна рівновага в системі V-O-C металізації ванадійвмісної металооксидної сировини / Петрищев А.С., Григор'єв С.М. // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. - 2010. - №1 . - С. 109-113.
4. Горелик С.С. Рентгенографический и электроннооптический анализ / Горелик С.С., Расторгуев Л.Н., Скаков Ю.А. – М.: Металлургия. – 1970. – 366с.
5. Миркин Л. И. Справочник по рентгеноструктурному анализу поликристаллов / Л. И. Миркин. – М.: Государственное издательство физико-математической литературы. - 1961. – 863с.
6. Практическая растровая электронная микроскопия / Под. Ред. Дж. Гоулдстейна, Х. Яковица. – М.: Мир, 1978. – 656 с.
7. ГОСТ 28657-90 (ИСО 4695-84). Руды железные. Метод определения восстановимости; Введ. 01.07.91. М.: Издательство стандартов, 1990. – 10 с.
8. А.с. 1469402 СССР, G01N23/20. Способ контроля степени восстановления молибденового концентрата / В.И. Бабенко, С.М. Григорьев, О.В. Утенкова, В.П. Бражневский. – №4233654/23–25; заявл. 22.04.87; опубл. 30.03.89; Бюл. 12. – 6 с.

Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Новохатским А.М.

д.т.н. Сатонин А.В.
(ДГМА, г. Краматорск, Украина, att@dgma.donetsk.ua),
к.т.н. Боровик П.В,
Петров П.А.,
Стриченко С.М.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина, borovikpv@mail.ru)

ИССЛЕДОВАНИЕ ЭНЕРГОСИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА ПОПЕРЕЧНОГО РАЗДЕЛЕНИЯ НЕПРЕРЫВНОЛИТЫХ СОРТОВЫХ ЗАГОТОВОК НА НОЖНИЦАХ

Проведені експериментальні дослідження процесу різання неперервнолитих сортових заготовок квадратного перетину на лабораторних ножницях, залежно від форми ножів і розташування профілю і встановлений їх вплив на максимальну величину сили різання і роботу, що витрачається на розділення.

Ключові слова: *ножиці, сила різання, сортова заготовка.*

Проведенные экспериментальные исследования процесса резки непрерывнолитых сортовых заготовок квадратного сечения на лабораторных ножницах, в зависимости от формы ножей и расположения профиля и установлено их влияние на максимальную величину силы резки и работу, расходуемую на разделение.

Ключевые слова: *ножницы, сила резки, сортовая заготовка.*

Уточнение технологических возможностей эксплуатируемого и вновь проектируемого оборудования для разделения металлопроката в технологических потоках современного металлургического производства, является одной из основных задач.

В практике металлургического производства для поперечного разделения на части сортовых заготовок в горячем и холодном состоянии широко используются дисковые пилы и сортовые ножницы [1-3]. При этом, следует указать, что не смотря на более широкое использование дисковых пил в технологических схемах различных сортовых станов, данный способ разделения сортового металлопроката не всегда является единственно возможным и рациональным [4].

Так в условиях ПАО "Енакиевский металлургический завод" (ЕМЗ) на машинах непрерывного литья сортовых заготовок (МНЛЗ),

процесс поперечной резки на мерные длины, осуществляется при помощи гидравлических ножниц по мере полной кристаллизации заготовки. С учетом специфики непрерывного литья именно сортовых заготовок, имеющих квадратную форму поперечного сечения, данный процесс реализуют на ножницах поперечной резки с ножами соответствующей треугольной формы и траекторией их взаимного перемещения, наклоненной под углом $\pi/4$ к горизонтальной плоскости (рис. 1).

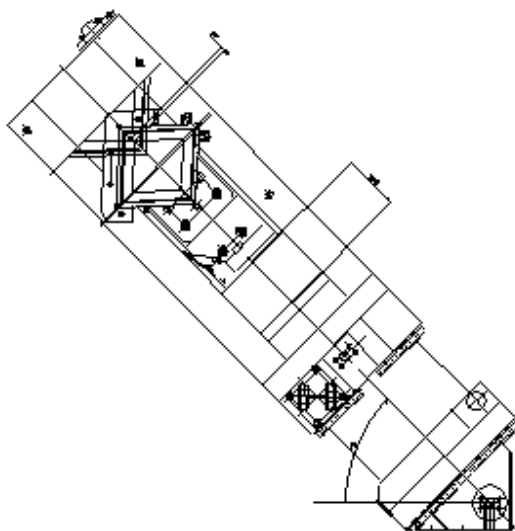


Рисунок 1 – Общий вид гидравлических ножниц поперечной резки на мерные длины непрерывно-литых заготовок

Согласно известным и достаточно широко используемым методикам расчета [1-3] вся протяженность процесса горячей поперечной резки включает в себя три стадии, а именно: вмятие, резание и отрыв (рис. 2); при этом максимальное значение силы традиционной схемы процесса поперечной резки предложено определять как:

$$P_{\max} = k_1 k_2 k_3 \sigma_b b h (1 - \varepsilon_b), \quad (1)$$

где $k_1 = 0,6 \dots 0,7$ – коэффициент, характеризующий соотношение напряжений сдвига τ_c и предела прочности σ_b металла заготовки, определяемого его химическим составом и температурными условиями реализации процесса резки;

$k_2 = 1,1 \dots 1,2$ – коэффициент, учитывающий увеличение силы резки при затуплении ножей вследствие их длительной эксплуатации;

$k_3 = 1,15 \dots 1,25$ – коэффициент, учитывающий влияние бокового зазора между ножами;

b, h – ширина и исходная толщина разрезаемой заготовки;
 ε_B – коэффициент относительной глубины вмятия, равный отношению глубины y_B внедрения ножей в металл к исходной толщине h на завершающей стадии процесса внедрения (рис. 2).

Вместе с этим указывается [1-3], что при определении максимального значения силы, в случае реализации процесса разделения по схеме, используемой на ножницах МНЛЗ ПАО "ЕМЗ" можно использовать результаты для случая резки параллельными ножами, заготовки с сечением равным по площади.

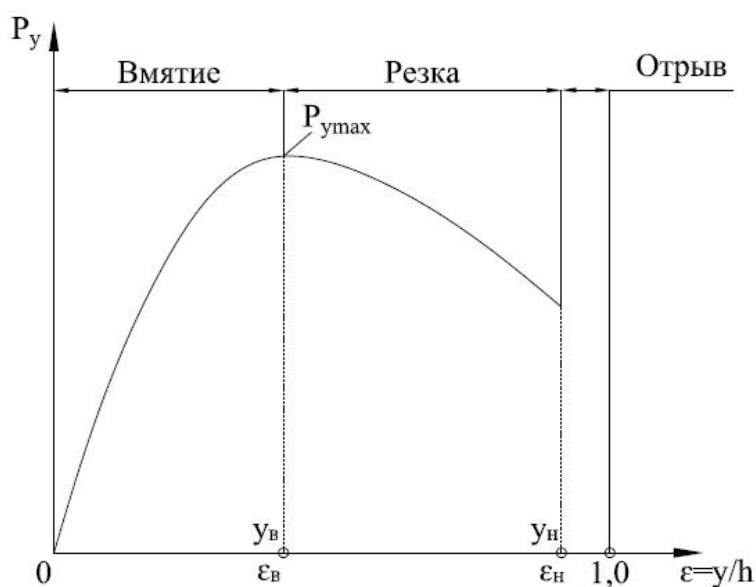


Рисунок 2 – Изменение силы на ножах при резке в зависимости от глубины внедрения ножей

Однако, в работе [5], на базе разработанной математической модели энергосиловых параметров процесса поперечной резки непрерывнолитых заготовок на мерные длины, было показано, что распределение силы резки в зависимости от хода ножей и температурно-деформационных параметров имеет сложный характер. При этом по отношению к традиционным методам расчета [1-3] степень уточнения может достигать 50% и более за счет корректного учета реальной геометрии и кинематики развития очага деформации.

В качестве цели данной работы ставилась задача экспериментально исследовать энергосиловые параметры процесса поперечного разделения на ножницах непрерывнолитых сортовых заготовок в горячем состоянии.

Для достижения указанной цели проводили лабораторные исследования на ножницах поперечной резки Н-20 ДГМА (Донбасская госу-

дарственная машиностроительная академия, г. Краматорск). Кинематическая схема ножниц представлена на рисунке 3.

Система регистрации включала в себя осциллограф многоканальный светолучевой Н145, сигнал на который подавался от датчика, установленного в верхнем суппорте ножниц, питание и регистрация изменения сопротивления полумоста датчика осуществлялись посредством усилителя ТА-5.

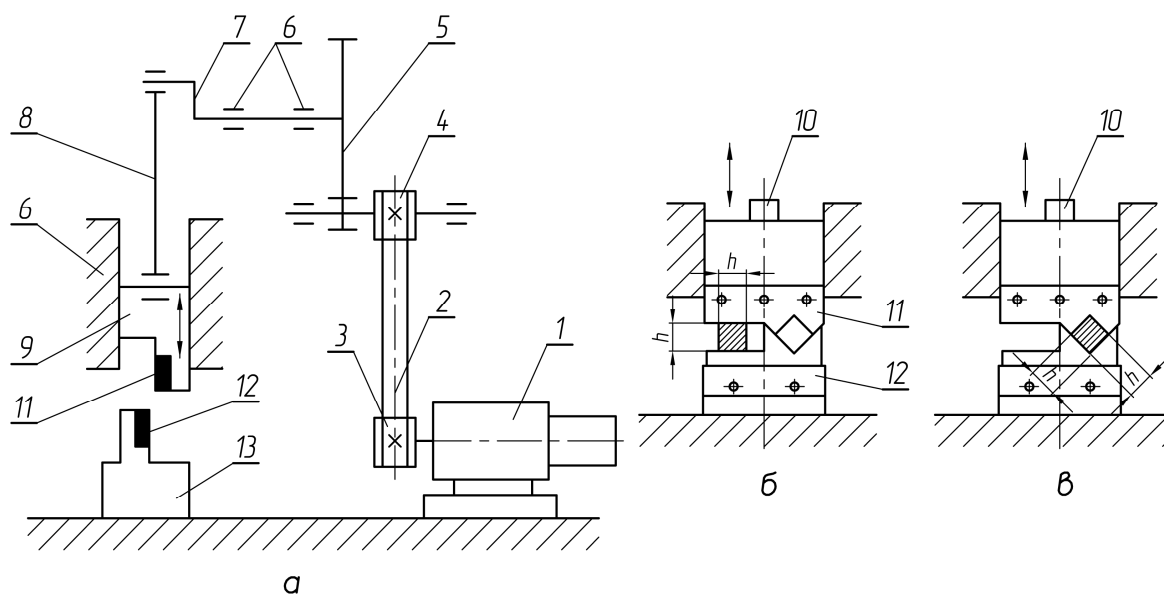


Рисунок 3 – Кинематическая схема установки ножниц (а), положение квадратной заготовки при ее разделении параллельными (б) и фасонными (в) ножами

В приводе ножниц для понижения частоты вращения приводного вала и снижения скорости резки использовался мотор–редуктор 1 типа МЦ2С–63 с электродвигателем переменного тока, что позволило получить скорость перемещения верхнего суппорта равную 2мм/с. Кинематическая схема ножниц представлена на рис. 3, а. От мотор–редуктора 1, посредством клиноременной передачи 2, имеющей в своем составе ведущий шкив 3 и ведомый 4, крутящий момент передается на быстроходный вал одноступенчатого цилиндрического редуктора 5, установленного в станине б ножниц. Исполнительным элементом ножниц является эксцентриковая передача, состоящая из эксцентрика 7, закрепленного на выходном валу цилиндрического редуктора 5 и шатуна 8. Возвратно-поступательное движение шатуна 8 передается верхнему суппорту 9, установленному в расточках станины б ножниц, вертикальность перемещения суппорта 9 регулируется соответствующими направляющими, закрепленными на внутренней поверхности расточек

станины. Между нижней головкой шатуна 8 и верхним основанием подвижного суппорта 9 установлен датчик 10. В нижней части верхнего подвижного суппорта 9 размещен верхний нож 11, нижний нож 12 закреплен в нижнем неподвижном суппорте 13, жёстко сопряженном с узлом станин 6.

Подвижный 11 и неподвижный 12 ножи изготовлены из стали 5ХВС с термообработкой до $HRC=50...55$. Конструкция режущих кромок несимметрична относительно вертикальной оси и выбрана таковой, чтобы можно было моделировать условия резки сортовых заготовок параллельными ножами (рис. 3, б), и ножами с фигурной, в виде прямоугольного треугольника, режущей кромкой (рис. 3, в).

В ходе проведения эксперимента в качестве исследуемых образцов использовали свинцовые заготовки квадратного сечения $h \times h = 8,8 \times 8,8$ и $10,2 \times 10,2$ мм. При этом, для сравнения, образцы разрезали двумя способами: в первом случае рез производился параллельными ножами (рис. 3, б); во втором – резали фасонными треугольными ножами (рис. 3, в). Результаты измерения силы резки представлены на рисунке 4.

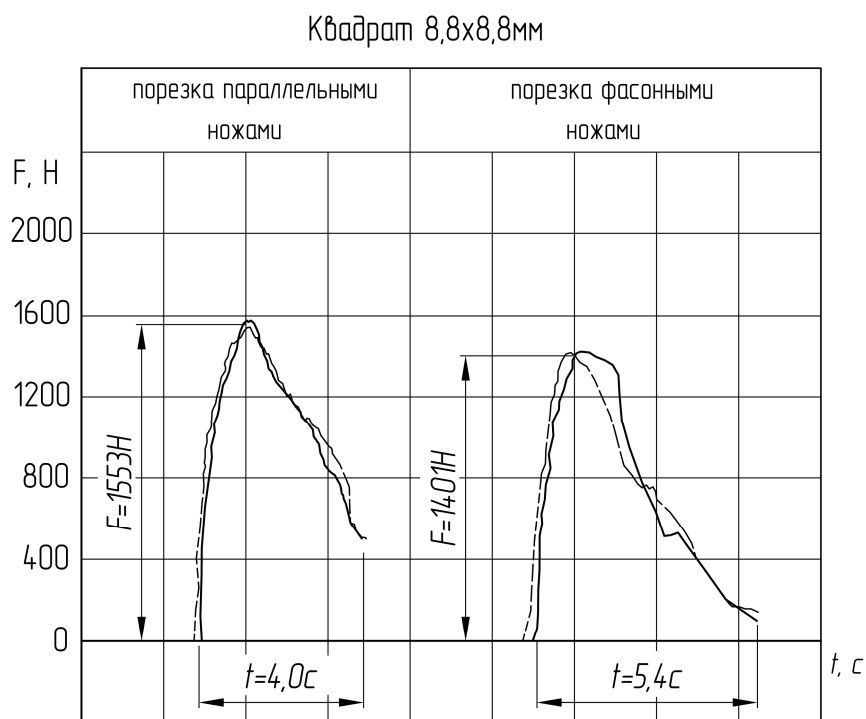
Анализ полученных зависимостей показывает, что максимальная сила резки выше при выполнении разделительной операций на ножницах с параллельными ножами. Так, при порезке квадрата сечением $8,8 \times 8,8$ мм, максимальная сила резки на параллельных ножах составила 1553 Н, при использовании фасонных ножей – 1401 Н; для квадрата сечением $10,2 \times 10,2$ мм, максимальная сила резки на параллельных ножах равна 2079 Н, на фасонных – 1868 Н. Таким образом, снижение максимальной силы резки составило: для квадрата $8,8 \times 8,8$ мм – 9,79%; для квадрата $10,2 \times 10,2$ мм – 10,15%.

В свою очередь, размещение профиля “на угол”, необходимое для порезки в фасонных ножах приводит к увеличению времени собственно резки (хода ножа до полного разделения) и снижению производительности, что в условиях МНЛЗ не является критичным.

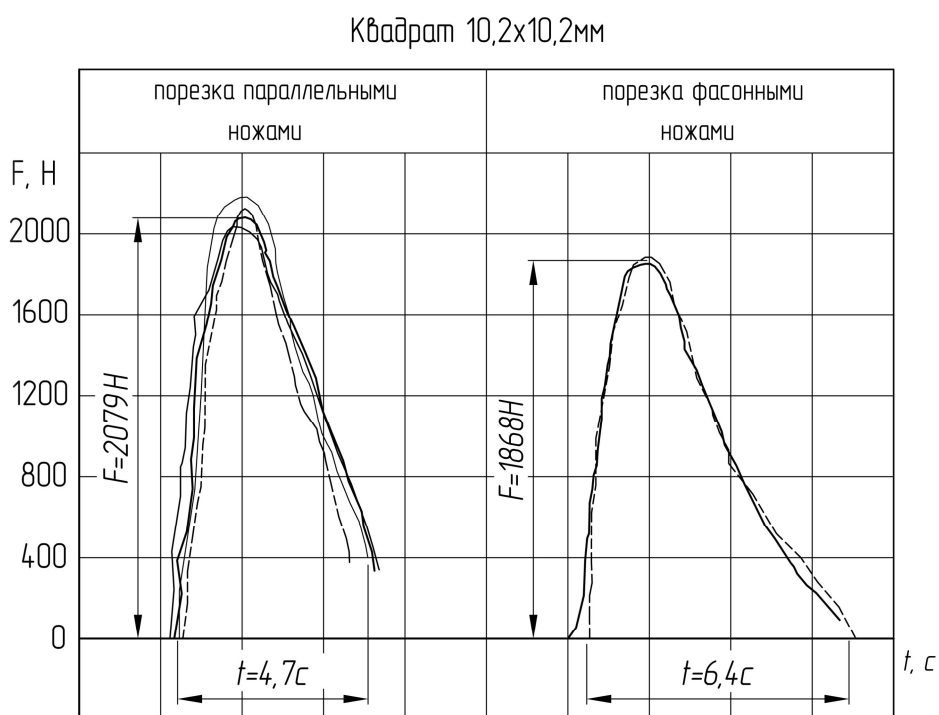
Также производили анализ работы резки, путем графоаналитического сравнения площадей кривых сил резки (для чего на каждую осциллограмму наносилась сетка). Результаты показали достаточно высокую сходимость величины работы резки (разница составила менее 5%) при различных схемах реализации разделительной операции образцов одинакового сечения.

По результатам работы можно сделать следующие выводы:

– максимальная сила резки, зависит от положения профиля (направления движения ножей) и формы используемых ножей;



а



б

Рисунок 4 – Осциллограммы измерения силы резки параллельными и фасонными ножами квадратной заготовки размером: а) 8,8x8,8мм; б) 10,2x10,2мм

– величина максимальной силы резки параллельными ножами до 10% выше, чем при резке фасонными ножами “на угол”;

– работа резки квадратной заготовки практически не зависит от способа порезки (формы ножа) и положения заготовки.

Результаты работы могут быть использованы при дальнейших исследованиях разделительных операций фасонных профилей на ножницах с целью расширения представления о процессе резки и повышения степени точности расчета энергосиловых параметров процесса.

Библиографический список

1. Королев А. А. Конструкция и расчет машин и механизмов прокатных станов / А. А. Королев. – М. : Металлургия, 1985. – 375 с.

2. Целиков А. И. Прокатные станы : учебник для вузов / А. И. Целиков, В. В. Смирнов. – М. : Металлургиздат, 1958. – 432 с.

3. Машины и агрегаты металлургических заводов : учебник для вузов, в 3 т. / А. И. Целиков, В. М. Полухин, В. М. Гребеник [и др.]. – М. : Металлургия, 1988. – Т. 3. Машины и агрегаты для производства и отделки проката. – 680 с.

4. Илюкович Б. М. Прокатка и калибровка. В 6 т. Т. 1. Основы теории калибровки. Калибровка блюмов и заготовки, кругов и шестигранников, квадратной стали, проволоки и арматуры : справочник / Б. М. Илюкович, Н. Е. Нехаев, С. Е. Меркурьев ; под. ред. Б. М. Илюковича. – Дніпропетровськ : РВА «ДніпроВАЛ», 2002. – 506 с.

5. Численная методика расчета энергосиловых параметров процесса горячей поперечной резки непрерывнолитых сортовых заготовок / А. В. Сатонин, С. М. Стриченко, А. В. Завгородний, А. А. Житлова // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск ДГМА, 2011. – № 2 (27). – С. 43–47.

Рекомендовано к печати к.т.н., проф. Ульяницким В.Н.

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

О СКОРОСТНОМ РЕЖИМЕ ЖИДКОСТИ В НАПОРНОМ ПОЛУКОЛЬЦЕВОМ КАНАЛЕ ОЧИСТИТЕЛЯ С КРУГОВЫМИ ЦИЛИНДРАМИ

Наданий аналіз характеру зміни повздовжньої швидкості у напів-кільцевих напірних каналах гідродинамічних очисників рідини від твердих забруднень з круговими циліндрами і поданням рідини у поперек.

Ключові слова: швидкісний режим, напірний канал, круговий циліндр, повздовжня швидкість, очисник.

Приведен анализ характера изменения продольной скорости в полукольцевых напорных каналах гидродинамических очистителей жидкости от твердых загрязнений с круговыми цилиндрами и поперечной подачей жидкости.

Ключевые слова: скоростной режим, напорный канал, круговой цилиндр, продольная скорость, очиститель.

Постановка проблемы и анализ последних достижений. На металлургических предприятиях очистке оборотной воды всегда уделялось особое внимание. Среди множества применяемых очистителей все большую долю занимают самоочищающиеся фильтры, основанные на принципе гидродинамической очистки.

Очистку жидкости в непрерывном ее потоке, движущемся в напорном канале вдоль проницаемой поверхности, часто называют тангенциальной или с поперечными потоками, но в Украине с 80-х годов прошлого столетия она наиболее известна, как гидродинамическая очистка [1]. Поэтому формирование такого потока жидкости в напорном канале является одной из основных операций гидродинамической очистки. В общем, поток жидкости характеризуется ее расходом и скоростью, но особенность его в данном случае в том, что расход жидкости вдоль проницаемой поверхности с некоторыми допущениями уменьшается линейно, а скорость зависит от формы напорного канала и на практике в значительно преобладающем большинстве случаев не постоянна. И другими авторами указано на эту непостоянность, но характер или закон изменения скорости не оговорен. Следовательно, характер изменения скорости в напорном канале представляет собой скоростной режим

жидкости в гидродинамическом очистителе. Знание его играет важную роль при разработке средств тонкой очистки жидкости от твердых загрязнений, когда решается возможность упрощения конструкции и ее изготовления за счет ущерба каких либо технологических показателей.

В большинстве случаев напорные каналы образуют двумя поверхностями, как минимум одна из которых проницаемая, а скорость жидкости вдоль них обычно называют продольной скоростью, причем на входе или начале канала – входной, а на выходе или конце канала – сливной. При этом продольная скорость в любой точке напорного канала не должна быть меньше заданной, оптимальное значение которой предварительно устанавливается опытным путем для каждой конкретно очищаемой жидкости и должно отвечать условию, что оно значительно больше значения скорости фильтрации. С точки зрения технологии очистки и гидродинамики вполне очевидно, что наиболее эффективным скоростным режимом в напорном канале окажется тот, в котором продольная скорость в любой его точке имеет постоянное значение [2]. Но на практике в большинстве очистителях, в частности с полукольцевыми напорными каналами, этого пока еще не достигнуто. Поэтому представляет интерес полная и достаточно наглядная картина скоростного режима в разнообразных полукольцевых напорных каналах, после рассмотрения которой можно будет принимать решение, стоит ли усложнять конструкцию очистителя и его изготовление с целью получения постоянной скорости жидкости в напорном канале.

Постановка задачи. Целью данной работы является анализ характера изменения скорости потока жидкости в напорных каналах гидродинамических очистителей с круговыми цилиндрами для возможности совершенствования их конструкции и улучшения технических характеристик.

Результаты исследований. В общем случае формы поверхностей, образующих напорные каналы, могут быть разнообразными, но в последние годы, особенно в начале 21-го столетия, на предприятиях Украины и России наиболее полно себя зарекомендовали цилиндрические поверхности, широко используемые в неполнопоточных самоочищающихся очистителях типа «цилиндр в цилиндре» [3]. Причем очищаемая жидкость подается в них поперек проницаемого внутреннего цилиндра, высота проницаемой части которого постоянна. Столь широкое внедрение этих очистителей в довольно сжатый период свидетельствует о их неопровержимых достоинствах [4]. В данном случае использованы поверхности круговых цилиндров, обычно называемых цилиндрами правильной формы. При этом имеет место два типа таких очистителей. К первому из них относятся очистители с коаксиальным расположением внутреннего цилиндра в наружном, а ко второму – с аксиаль-

ным расположением внутреннего цилиндра со смещением его оси в сторону сливного патрубка. Очистители, как первого, так и второго типов характеризуются постоянной высотой H напорных каналов, называемой так при вертикальном их расположении. Причем не следует путать очистители с круговыми цилиндрами и очистители с грушеобразным внутренним цилиндром [2], который в данном случае интереса не представляет по причине постоянства продольной скорости в напорном канале.

Очиститель первого типа в Украине, да и в СНГ, был впервые разработан в НИПКИ «Параметр» при КГМИ (ныне ДонГТУ) в середине 90-х годов 20-го столетия и успешно прошел лабораторные и опытно-промышленные испытания в рамках научно-исследовательской работы [5], расчетная схема которого представлена на рисунке 1.

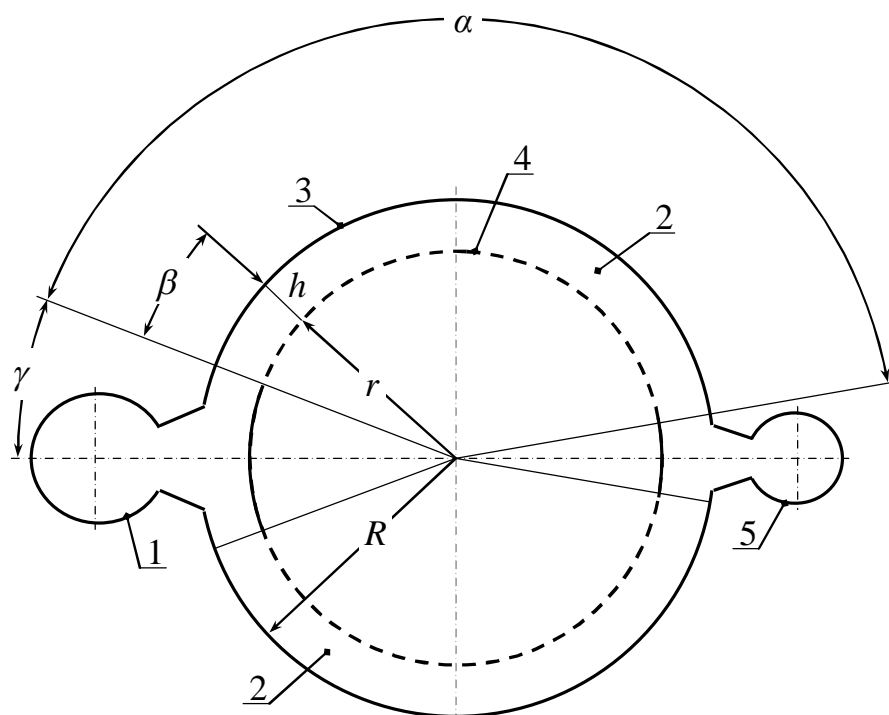


Рисунок 1 – Расчетная схема очистителя с коаксиальным расположением внутреннего цилиндра в наружном

Очищаемая жидкость через подающий патрубок 1 под давлением и непрерывным потоком подается в очиститель. Здесь она разделяется на два равнозначных потока, каждый из которых поступает в соответствующий полукольцевой напорный канал 2, образованный наружным круговым цилиндром 3 и внутренним проницаемым круговым цилиндром 4. Далее, при движении жидкости в напорных каналах 2 вокруг проницаемого кругового цилиндра 4 в сторону сливного патрубка 5,

происходит ее очистка. При этом часть потока, очищенная от загрязнений, проникает во внутреннюю полость проницаемого цилиндра 4 и покидает очиститель. Другая часть потока, обогащенная загрязнениями, в каждом из напорных каналов 2 движется к их выходам и покидает очиститель через сливной патрубок 5.

Стабильная и непрерывная работа очистителя зависит от скорости движения жидкости вдоль напорных каналов 2, называемой продольной скоростью. Ее оптимальное значение устанавливается опытным путем и зависит от многих факторов [2].

Так как в таких очистителях с некоторыми допущениями принято считать, что скорость фильтрации жидкости имеет постоянное значение по всей фильтрующей поверхности, то, при постоянной высоте H напорных каналов 2, снижение расхода жидкости по их длине имеет прямолинейный характер. Тогда расход жидкости в любом сечении канала, положение которого зависит от текущего значения угла β , определяется выражением

$$Q_{\beta} = Q_1 - \frac{(Q_1 - Q_2) \cdot \beta}{\alpha} = \frac{Q_1 \cdot \alpha - (Q_1 - Q_2) \cdot \beta}{\alpha}, \text{ м}^3/\text{с} \quad (1)$$

где Q_1 – расход жидкости в начале каждого канала, $\text{м}^3/\text{с}$;

Q_2 – расход жидкости в конце каждого канала, $\text{м}^3/\text{с}$;

α – угол охвата напорного канала, определяемого проницаемой частью поверхности внутреннего кругового цилиндра, град .

Учитывая, что высота H и ширина h канала 2 по величине постоянны, то продольная скорость жидкости в любом его сечении, зависящем от угла β , определяется выражением

$$v_{np} = \frac{Q_1 \cdot \alpha - (Q_1 - Q_2) \cdot \beta}{\alpha \cdot h \cdot H} = \frac{Q_1}{h \cdot H} - \frac{Q_1 - Q_2}{\alpha \cdot h \cdot H} \cdot \beta, \text{ м/с}. \quad (2)$$

Коаксиальное расположение внутреннего цилиндра 4 резко упрощает конструкцию очистителя и его изготовление, но, наделяет его недостатками – большие потери жидкости и давления. Поэтому возможности использования такого очистителя ограничены. Применяется он в основном в исключительных случаях, когда допускаются высокие потери жидкости со сливом. Для расширения возможностей его использования требуется совершенствование конструкции. Один из вариантов этого представлен в работе [6], в котором очиститель дополнительно оборудован циркуляционным трубопроводом с насосом виде эжектора. При этом достигается снижение потерь жидкости без снижения потерь ее

давления. Так как форма напорного канала в нем остается прежней, то в данном случае он не представляет интереса.

Лишен отмеченных недостатков очиститель с аксиальным расположением внутреннего кругового цилиндра со смещением его оси в сторону сливного патрубка, представляющий собой второй вариант усовершенствования очистителя с коаксиальным внутренним цилиндром, расчетная схема которого представлена на рисунке 2.

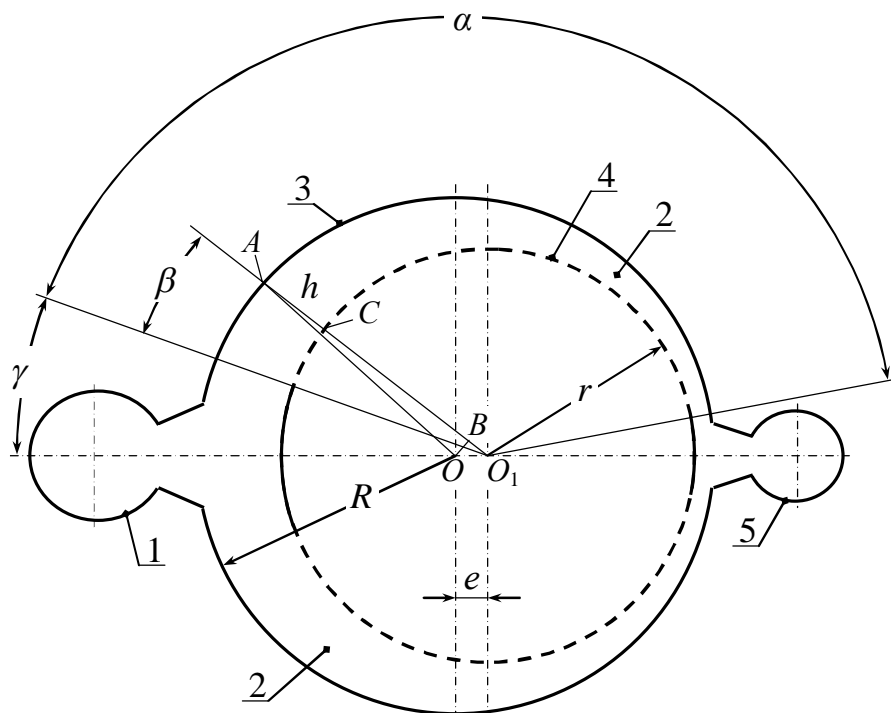


Рисунок 2 – Расчетная схема очистителя с аксиальным расположением внутреннего цилиндра со смещением его оси в сторону сливного патрубка

Данный очиститель (см. рисунок 2) состоит из подающего 1 и сливного 5 патрубков, расположенных на диаметрально противоположных сторонах наружного кругового цилиндра 3. В цилиндре 3 аксиально, со смещением центральной оси в сторону сливного патрубка 5, расположен проницаемый круговой цилиндр 4, образующий вместе с наружным два симметричных, относительно продольной оси очистителя, полукольцевых напорных канала 2, ширина которых от входа к выходу уменьшается. Из-за формы такие напорные каналы называли серповидными.

Сравнивая рисунки 1 и 2, очевидно, что состав обоих очистителей одинаков, а работа очистителя второго типа не отличается от работы, описываемого выше очистителя, поэтому нет необходимости в повторении ее описания, а формулы (1) и (2), в общем виде, присущи и очистителю.

телю второго типа. Отличаются очистители друг от друга только тем, что напорные каналы 2 в первом из них в направлении движения жидкости имеют постоянную ширину h , а во втором – она уменьшается от входа к выходу. Поэтому определение конкретного значения продольной скорости по формуле (2) для второго типа очистителя требует знания значения ширины h напорного канала 2 в конкретном его сечении, определяемом переменным углом β .

Для решения поставленной задачи рассмотрим прямоугольные треугольники O_1BO и ABO .

Для первого из них

$$OB = e \cdot \sin(\gamma + \beta), \quad (3)$$

$$O_1B = e \cdot \cos(\gamma + \beta), \quad (4)$$

где e – величина эксцентриситета.

Для второго

$$AO^2 = AB^2 + OB^2, \quad (5)$$

где $AO = R$ – радиус внутренней поверхности наружного цилиндра;

$$AB = AC + (O_1C - O_1B) = h + (r - O_1B),$$

где $AC = h$ – текущее значение ширины напорного канала;

$O_1C = r$ – радиус наружной поверхности внутреннего цилиндра.

После преобразования выражение (5) примет вид

$$R^2 = [h + (r - O_1B)]^2 + OB^2.$$

Последнее выражение преобразуем в квадратное уравнение с одним неизвестным

$$h^2 + 2 \cdot h \cdot (r - O_1B) + [(r - O_1B)^2 + OB^2 - R^2] = 0,$$

откуда найдем h

$$h = -\frac{2 \cdot (r - O_1B)}{2} \pm \sqrt{\frac{4 \cdot (r - O_1B)^2}{4} - [(r - O_1B)^2 + OB^2 - R^2]}.$$

Так как h не векторная величина и не может быть отрицательной, то произведя небольшие преобразования, получим

$$h = \sqrt{R^2 - OB^2} - r + O_1B.$$

С учетом (3) и (4), последнее выражение примет вид

$$h = \sqrt{R^2 - [e \cdot \sin(\gamma + \beta)]^2} - r + e \cdot \cos(\gamma + \beta).$$

Учитывая, что значение $[e \cdot \sin(\gamma + \beta)]^2$ столь мало, что не влияет на результат расчета при заданной точности, то окончательно запишем выражение для определения значения ширины напорного канала

$$h = R - r + e \cdot \cos(\gamma + \beta). \quad (6)$$

Подставив в (2) значение ширины напорного канала из (6), получим выражение для определения значений продольной скорости в любом поперечном сечении напорного канала в зависимости от угла β

$$v_{np} = \frac{Q_1 \cdot \alpha - (Q_1 - Q_2) \cdot \beta}{\alpha \cdot H \cdot [R - r + e \cdot \cos(\gamma + \beta)]}, \text{ м/с}. \quad (7)$$

Для составления программы расчета приведем формулу (7) к виду

$$v_{np} = \frac{A - B \cdot \beta}{C + e \cdot \cos(\gamma + \beta)},$$

где $A = \frac{Q_1}{H}, \quad B = \frac{Q_1 - Q_2}{\alpha \cdot H} \quad \text{и} \quad C = R - r.$

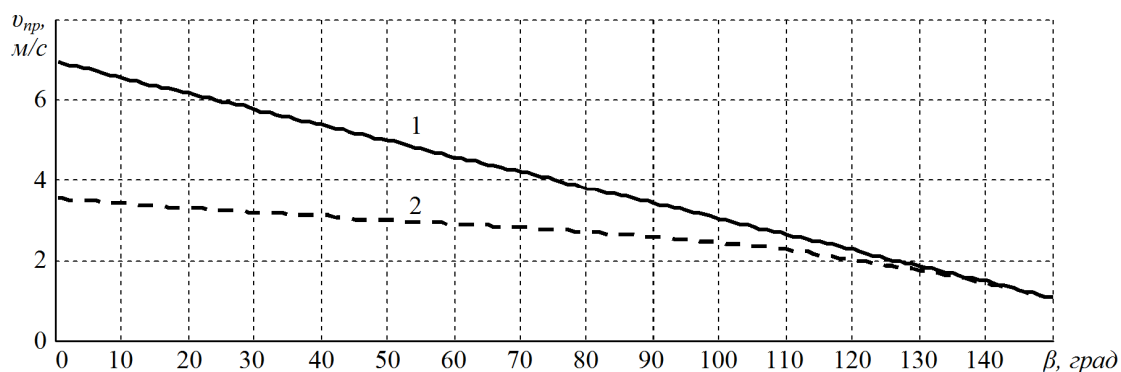
Как отмечалось выше, известен еще и третий тип очистителя с лукольцевыми напорными каналами [2], в котором внутренний цилиндр имеет в поперечном сечении грушеобразную форму, но для данного случая интереса он не представляет, так как продольная скорость жидкости в нем постоянна. К тому же, изготовление цилиндра такой формы значительно усложняет изготовление очистителя вообще, даже в сравнении с очистителем с аксиальным расположением внутреннего цилиндра, хотя с точки зрения гидродинамики и технологии очистки такой очиститель жидкости можно считать идеальным. И целесообразность его использования в полной мере зависит от результатов анализа скоростного режима жидкости в напорных каналах очистителей с круговыми

цилиндрами, что более убеждает в целесообразности знания такого режима.

Очевидно, что все величины, входящие в правую часть формул (6) и (7), можно считать известными, так они без особых затруднений предварительно определяются по методике расчета, изложенной в работе [7], а угол β задается как переменная величина.

Зная формулы (2) и (7) для расчета продольных скоростей в напорных каналах обоих типов очистителей с круговыми цилиндрами, определим в каждом из них скоростной режим при одинаковом расходе жидкости на входе и сливе напорного канала, одинаковой сливной скорости и скорости фильтрации, а затем сравним их, построив сопоставительный график скоростных режимов.

С этой целью для обоих типов очистителей принимаем следующие исходные данные: $Q_1 = 1000 \text{ м}^3/\text{час} = 0,278 \text{ м}^3/\text{с}$, $Q_2 = 150 \text{ м}^3/\text{час} = 0,042 \text{ м}^3/\text{с}$, $H = 2 \text{ м}$, $r = 0,71 \text{ м}$, $\alpha = 150^\circ$, $\gamma = 20^\circ$ и дополнительно для очистителя второго типа $R = 0,740 \text{ м}$ и $e = 0,010 \text{ м}$, последний из которых выбран из расчета, что ширина выхода из напорных каналов 2 в обоих очистителях будет одинаковой и равной $h = 0,020 \text{ м}$, то есть равной постоянной ширине канала 2 первого типа. При этом предварительно установлено, что минимально допустимая сливная скорость, то есть скорость на выходе напорного канала составляет не менее $1,0 \text{ м/с}$. Графики, характеризующие собой скоростные режимы в напорных каналах обоих типов очистителей, представлены на рисунке 3.



- 1 — очиститель с коаксиальным расположением цилиндра;
2 — очиститель с аксиальным расположением цилиндра

Рисунок 3 — Скоростной режим гидродинамической очистки в напорном канале

Из рисунка 3 очевидно, что при заданных равных условиях, продольная скорость (кривая 1) в напорном канале очистителя с коаксиаль-

ным круговым цилиндром прямолинейно уменьшается от входа к выходу, при этом входная скорость почти в 7 раз больше сливной. Причем, на входе при неизменных условиях она не может иметь другого значения. В очистителе же с аксиальным круговым цилиндром при тех же условиях продольная скорость (кривая 2) в напорном канале от входа к выходу уменьшается криволинейно и в конкретном случае входная скорость примерно в 3,5 раза выше сливной. Но в случае необходимости ее значение на входе при неизменных условиях может быть в пределах примерно от 1 до 7 м/с.

Значительное превышение входной скорости над сливной в первом случае свидетельствует о неоправданно большом сопротивлении напорного канала и значительных потерях давления жидкости на его преодоление.

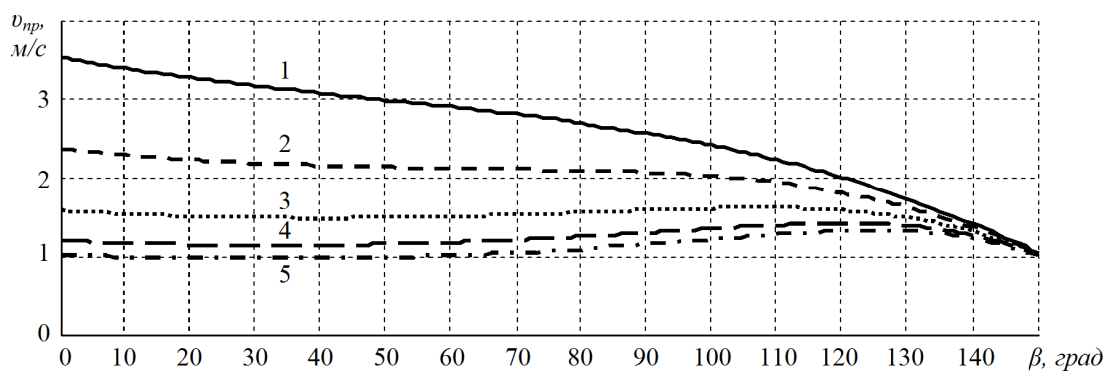
Во втором случае входная скорость, примерно в 2 раза меньшая в сравнении с входной скоростью первого случая, что свидетельствует о более низком сопротивлении напорного канала очистителя второго типа и меньших потерях давления жидкости в нем. В то же время возможность манипуляций значением входной скорости расширяет возможности использования очистителей второго типа.

Очевидно, что больший интерес представляют очистители второго типа, то есть с серпообразными напорными каналами. При этом не представляет интереса возможность увеличения входной скорости жидкости в сравнении со скоростью в начале кривой 2 и характер изменения продольной скорости при этом, то есть скоростные режимы напорного канала над кривой 2. Интерес представляют его скоростные режимы ниже нее, при этом особый интерес представляет скоростной режим напорного канала в случае, когда значение входной скорости максимально возможно будет приближенно к значению сливной. Такой интерес обоснован тем, что, как отмечалось выше, самым эффективным является скоростной режим с постоянной продольной скоростью.

С этой целью в выше заданных исходных данных для второго типа очистителя меняя только радиус R наружного цилиндра и эксцентриситет e , определяем значения продольной скорости от входа к выходу из напорного канала и строим графики. Конкретно это сделано для пяти случаев: 1) $R = 0,740$ м, $e = 0,010$ м; 2) $R = 0,750$ м, $e = 0,020$ м; 3) $R = 0,765$ м, $e = 0,035$ м; 4) $R = 0,780$ м, $e = 0,050$ м; 5) $R = 0,790$ м, $e = 0,060$ м. Результаты расчета представлены на рисунке 4.

Из рисунка 4 можно отметить, что с уменьшением входной скорости ее значение по длине стабилизируется. Особенно четко это заметно в третьем случае (кривая 3), при котором входная скорость примерно в 1,5 раза больше сливной. Не менее заметным является и четвертый случай, в котором при входной скорости примерно в 1,2 раза большей

сливной стабильность продольной скорости во второй половине длины напорного канала ухудшается. А более конкретно, сначала она в пределах угла $\beta = 70 \div 120^\circ$ постепенно повышается относительно входной скорости и становится в 1,4 раза больше сливной, а затем падает до значения последней. Безусловно, с теоретической точки зрения гидродинамики это отрицательный фактор, но, с учетом незначительного превышения сопротивления, на практике это не столь значимо. С точки же зрения технологии гидродинамической очистки это можно принять за положительный эффект, так как концентрация загрязнений в жидкости к выходу из напорного канала постепенно повышается и ближе к выходу становится максимальной, причем сопротивление такого канала не будет выше предыдущего.



- 1 – $R = 0,740$ м, $e = 0,010$ м; 2 – $R = 0,750$ м, $e = 0,020$ м;
 3 – $R = 0,765$ м, $e = 0,035$ м; 4 – $R = 0,780$ м, $e = 0,050$ м;
 5 – $R = 0,790$ м, $e = 0,060$ м.

Рисунок 4 – Графики изменения продольной скорости в напорном канале очистителя

Не меньший интерес представляет пятый случай (кривая 5), когда входная и сливная скорости условно одинаковы. Эта кривая по характеру изменения мало чем отличается от выше описываемой кривой 4, но особенность ее в том, что на некоторой длине от начала напорного канала продольная скорость становится несколько меньше сливной, то есть ниже предварительно заданной, что не допустимо. Но это не значит, что такой режим на практике нельзя использовать, так как для этого достаточно значение заданной, то есть оптимальной сливной скорости, увеличить на величину значения ее уменьшения на оговариваемом участке длины напорного канала.

Следовательно, при заданных условиях наибольшая эффективность работы очистителя с круговыми цилиндрами и серпообразными

напорными каналами достигается при входной скорости примерно в 1,1 – 1,6 раза большей сливной.

Результаты данной работы станут еще одним инструментом для более осознанного подхода к разработке очистителей с полукольцевыми напорными каналами и наладки их работы при эксплуатации. Они будут полезны техническому персоналу предприятий, проектировщикам, студентам и другим заинтересованным лицам.

Библиографический список

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

2. Чебан В.Г. *Практический расчет фильтроэлемента с грушеобразным профилем фильтрующей поверхности очистителя маловязких жидкостей* // Сборник научных трудов ДонГТУ. Вып. 31 – Алчевск: ДонГТУ, 2010. – С.115-126.

3. ООО ПКП «Вектор». *Описание и внедрение гидродинамических фильтров «цилиндр в цилиндре»* [Электронный ресурс] / Режим доступа : [http:// www.pkpvector.ru/product/info.php](http://www.pkpvector.ru/product/info.php).

4. Чебан В.Г. *Преимущества, недостатки и перспективы самоочищающихся очистителей жидкости* // Сборник научных трудов ДонГТУ. Вып. 30 – Алчевск: ДонГТУ, 2010 – С.177-183.

5. *Звіт про НДР / НІПКІ «Параметр»* ; кер. В.П. Харітонов. – Тема № 20 ; ГР 0195U020679. – Київ, 1996.

6. Пат. 48715 Україна, МПК В01D29/00, 29/76, 35/22. *Самоочисний фільтр* / Бондаренко В.П. ; заявник і патентовласник Бондаренко В.П. – №2001117881 ; заявл. 19.11.01 ; опубл. 15.08.02, Бюл. № 8. – 3с.

7. Чебан В.Г. *Расчет основных параметров гидродинамического очистителя с круговыми цилиндрами* // Сборник научных трудов ДонГТУ. Вып. 33 – Алчевск: ДонГТУ, 2011 – С.132-148.

Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Новохатским А.М.

*к.т.н. Левченко О.А.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

МОДЕЛИРОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ПАРАМЕТРОВ РАБОТЫ ОДНОВАЛКОВОЙ ЗУБЧАТОЙ ДРОБИЛКИ НА КОЭФФИЦИЕНТ ДИНАМИЧНОСТИ

Отримана математична модель, яка описує зміну коефіцієнту динамічності машинного агрегату при дробленні агломерату в одновалкової зубчастій дробарці, що дозволяє уникнути резонансних режимів при процесі дроблення.

Ключові слова: *агломерат, дробарка, коефіцієнт динамічності, поліноміальна модель, багатofакторне планування, динаміка.*

Получена математическая модель, описывающая изменение коэффициента динамичности машинного агрегата при дроблении агломерата в одновалковой зубчатой дробилке, что позволяет исключить резонансные режимы в процессе дробления.

Ключевые слова: *агломерат, дробилка, коэффициент динамичности, полиномиальная модель, многофакторное планирование, динамика.*

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. Одной из наиболее распространенной среди дробильных машин для дробления агломерационного спека является одновалковая зубчатая дробилка [1]. Перспективностью ее применения, по сравнению со щековыми, является возможность реализации условий излома с последующим продавливанием кусков агломерата через колосниковую решетку, что приводит к разрушению пирога по наименее спеченным местам и снижает энергозатраты на дробление [2].

Кроме того, по данным ДонНИИчермет (г. Донецк) при температуре агломерата свыше 800 °С нижний слой пирога поступает в дробилку в пластическом состоянии, что приводит к его расплющиванию в щековой дробилке с получением кусков больших размеров [3]. Значительные размеры кусков в готовом агломерате при последующей транспортировке и перегрузках приводят к увеличению мелких фракций.

По имеющимся данным снижение содержания фракции 0-5 мм на 1% повышает производительность доменной печи на 0,4-0,7 % и снижает расход кокса на 0,4-0,7 %; снижение содержания фракций 0-5 мм в

агломерате с 14,8 до 10,6 % обеспечивает повышение интенсивности плавки на 1,7-2,3 % [4].

Анализ исследований и публикаций. Проведенными ранее исследованиями [5] выявлено, что при реализации процесса дробления в типовой конструкции одновалковой дробилки скорость вращения ротора не согласована со скоростью движения аглоспека по наклонной направляющей. Величина кусков достигает 120 – 250 мм при их количестве в готовом агломерате до 25 %, что приводит на этапе транспортировки к самоизмельчению агломерата из-за большой потенциальной энергии кусков. Установлено [6], что одним из направлений снижения удельной массы крупных кусков является повышение угловой скорости вращения ротора, при этом возникает возможность наступления резонансных режимов работы дробилки из-за большой массы и габаритов вращающихся частей. Таким образом, возникает задача определения условий наступления резонанса с целью недопущения его в реальных условиях работы машины.

Постановка задачи. Задачей публикации является выявление математической модели, описывающей влияние параметров работы одновалковой зубчатой дробилки на коэффициент динамичности.

Изложение материала и его результаты. Изучение влияния параметров работы одновалковой зубчатой дробилки на коэффициент динамичности производилось на основе двухмассной динамической модели работы одновалковой дробилки [7], где коэффициент динамичности неограниченно возрастает при резонансе и имеет вид:

$$K_{\ddot{a}} = \frac{\sqrt{\Delta_B^2 + \Delta_C^2}}{\Delta}, \quad (1)$$

при этом:

$$\begin{cases} \Delta = (P_k^3 - P_k \beta_0^2)^2 - \left(\frac{\beta_0^2}{T} - \frac{P_k^2}{mT} \right)^2 \\ \Delta_B = \frac{P_k}{T} \left[\beta_0^2 (\beta_0^2 - P_k^2) - \frac{C}{I} \left(\beta_0^2 - \frac{P_k^2}{m} \right) \right], \\ \Delta_C = \frac{C}{I} P_k (P_k^3 - P_k \beta_0^2) - \frac{\beta_0^2}{T^2} \left(\beta_0^2 - \frac{P_k^2}{m} \right) \end{cases} \quad (2)$$

$$\text{где } \beta_0 = \sqrt{C \frac{I_1 + I}{I_1 I}}; \quad T = I_1 + I; \quad m = \frac{I_1}{I_1 + I}; \quad P_k = \frac{k\pi}{l}; \quad l = \frac{\pi}{240} \quad k=1,2,\dots$$

I_I – момент инерции якоря двигателя; I – момент инерции вала и бил дробилки; C – жесткость упругих связей масс.

В качестве способа получения полиномиальной модели было применено трехфакторное ротатабельное униформпланирование второго порядка, как наиболее точный тип планирования. Был организован компьютерный эксперимент при одновременном изменении трех факторов на пяти уровнях варьирования, при этом задавались нулевые точки, необходимые для оценки ошибок эксперимента и проверки адекватности математической модели [8].

Факторы в кодированном виде и интервалы их варьирования представлены в таблице 1.

Таблица 1 – Интервалы варьирования факторов

Параметры	Факторы		
	суммарная крутильная жесткость, $x_1(C)$, кг м/рад	длина зуба $x_2(l)$, м	угловая частота вращения электро-двигателя $x_3(\omega)$, с ⁻¹
Основной уровень, $x_i = 0$	10500	0,25	8,35
Интервал варьирования, I	5648	0,09	4,95
Верхний уровень, $x_i = +1$	16148	0,34	13,30
Нижний уровень, $x_i = -1$	4852	0,16	3,40
Верхняя звездная точка, $x_i = +1,682$	20000	0,4	16,67
Нижняя звездная точка, $x_i = -1,682$	1000	0,1	0,033

Функцией отклика являлся коэффициент динамичности машинного агрегата – одновалковой зубчатой дробилки. При постановке эксперимента оценивалось влияние суммарной крутильной жесткости элементов дробилки, длины зуба звездочки ротора и угловой скорости вращения ротора.

Опыты проводились согласно матрице центрального композиционного ротатабельного униформпланирования эксперимента, которая представлена в таблице 2. Общее число опытов [8]:

Таблица 2 - Центральное композиционное ротatableльное униформпланирование второго порядка

[illegible]

$$N = 2^k + 2k + k_0 = 20, \quad (3)$$

где $k = 3$ – число факторов; $2^k = 8$ – полный факторный эксперимент (ядро плана) представлен в строках 1...8 матрицы планирования; $2k = 6$ – звездные точки, представлены в строках 9...14 матрицы планирования (величина звездного плеча $\alpha = 2^{n/4} = 1,682$); $k_0 = 6$ – опыты в центре эксперимента (строки 15...20).

При обработке опытов определялись дисперсии воспроизводимости, проверка гипотез воспроизводимости опытов осуществлялась по критерию Кохрена путем сравнения рассчитанных значений и табличных, рассчитывались коэффициенты регрессий, а их значимость определялась с помощью критерия Стьюдента путем сравнения с табличным значением. Проверку адекватности аппроксимирующего полинома оказалось невозможно выполнить по традиционному критерию Фишера, так как при повторном техническом расчете ошибка отсутствует, поэтому степень рассеивания оценивали коэффициентом вариаций [9]:

$$\rho = \frac{1}{y_{cp}} \sqrt{\frac{\sum_{j=1}^N (y_j - \bar{y})^2}{N - \lambda}}, \quad (4)$$

где $y_{cp} = b_0$ – среднее значение критерия оптимизации; N – число опытов; λ – число коэффициентов регрессии.

После проведения опытов была получена следующая адекватная математическая модель для коэффициента динамичности, которая с учетом только значимых членов уравнения регрессии имеет вид:

$$y_1 = 0,154 \times 10^{-3} x_2 + 0,538 \times 10^{-3} x_3. \quad (5)$$

Уравнение 5 имеет линейный характер, это связано с тем, что коэффициенты регрессий для квадратичных зависимостей факторов оказались незначимыми. Кроме того, незначимым является коэффициент регрессии для фактора x_1 , он исключен из уравнения 5.

Для изучения влияния фактора $x_3(\omega)$, в отдельности, на функцию отклика y_1 (коэффициент динамичности) по зависимости (5), полагаем значения фактора $x_2(1)$ равными: - 1,682; 0; 1,682. Тогда (5) примет вид:

$$\begin{aligned}
y_{11} &= -0,260 \times 10^{-3} + 0,538 \times 10^{-3} x_3, \text{ (при } x_2 = -1,682); \\
y_{12} &= 0,538 \times 10^{-3} x_3, \text{ (при } x_2 = 0); \\
y_{13} &= 0,260 \times 10^{-3} + 0,538 \times 10^{-3} x_3, \text{ (при } x_2 = 1,682).
\end{aligned} \tag{6}$$

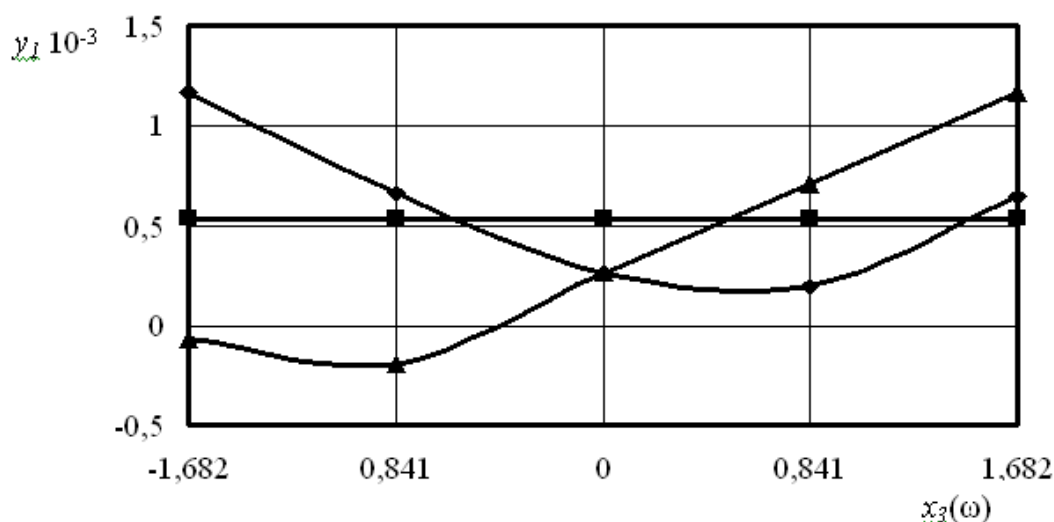


Рисунок 1 - Графики зависимостей $y_{11} - y_{13}$ от угловой частоты вращения ротора $x_3(\omega)$: \blacklozenge - y_{11} ; \blacksquare - y_{12} ; \blacktriangle - y_{13} .

По уравнениям (6) определялись значения функций откликов $y_{11} - y_{13}$ при моделировании работы дробилки (Рис. 1). Для этого значения аргументов полагались равными: -1,682; -0,841; 0; 0,841; 1,682.

Из графиков на рисунке 1 видно, что имеются минимумы функции отклика y_1 от фактора $x_3(\omega)$ (кривые y_{11} и y_{13}), зависимость криволинейная. При значения фактора $x_2(1)$ равными 0 зависимость приобретает прямолинейный характер (кривая y_{12}).

Для изучения влияния фактора $x_2(1)$, в отдельности, на функцию отклика y_1 (коэффициент динамичности) по зависимости (5), полагаем значения фактора $x_3(\omega)$ равными: -1,682; 0; 1,682. В этом случае (5) запишется:

$$\begin{aligned}
y_1 &= 0,154 \times 10^{-3} x_2 - 1,013 \times 10^{-3}, \text{ (при } x_3 = -1,682); \\
y_1 &= 0,154 \times 10^{-3} x_2, \text{ (при } x_3 = 0); \\
y_1 &= 0,154 \times 10^{-3} x_2 + 0,905 \times 10^{-3}, \text{ (при } x_3 = 1,682);
\end{aligned} \tag{7}$$

По уравнениям (7) строились графики функций откликов $y_{14} - y_{16}$. При этом значения аргументов полагались равными (рисунок 2): -1,682; -0,841; 0; 0,841; 1,682.

Из рисунка 2 видно, что графики функции отклика y_1 от фактора $x_2(1)$ (кривые $y_{14} - y_{15}$), носят прямолинейный характер. Это говорит о слабом влиянии величины длины зуба на работу одновалковой дробилки, так как оптимумы отсутствуют.

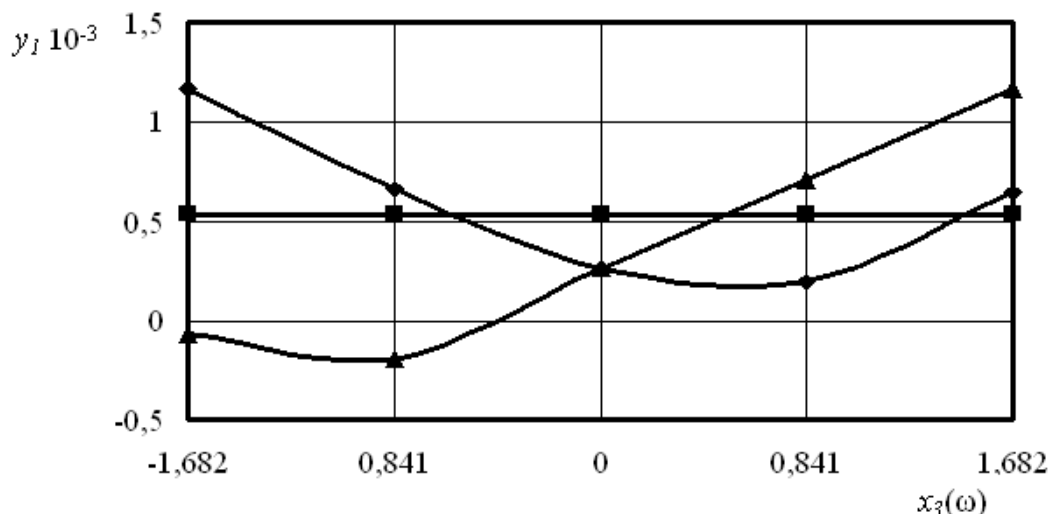


Рисунок 1 - Графики зависимостей $y_{11} - y_{13}$ от угловой частоты вращения ротора $x_3(\omega)$: ◆ - y_{11} ; ■ - y_{12} ; ▲ - y_{13} .

Выводы и направления дальнейших исследований. Повышение эффективности процесса дробления агломерационного спека и улучшения свойств готового агломерата возможно путем интенсификации условий дробления за счет повышения угловой скорости вращения ротора. При этом возможны резонансные режимы работы дробилки. Для определения математической модели коэффициента динамичности на основе многомассной модели применено центральное композиционное униформпланирование второго порядка

При дальнейших исследованиях планируется выполнить оптимизацию полученной функции отклика математическим путем.

Библиографический список

1. Борискин И.К. Интенсивная механическая обработка агломерата. Теория, оборудование, технология / И.К. Борискин, Г.А.Арыков, А.Н. Пыриков - М.: МИСИС, 1998. - 248 с.

2. Левченко О.О. Модернізація типової конструкції одновалкової зубчастої дробарки з метою підвищення якості готового агломерату / О.О. Левченко, С.О. Куценко. // Сб. научн. тр. ДонГТУ. Вып 22. – Алчевск: ДонГТУ, 2006. – С. 196 – 203.

3. Технология производства офлюсованного железорудного агломерата для реконструируемой аглофабрики Алчевского металлургического комбината с установкой новых агломашин на базе МАК-90 и

ленточных охладителей. Технологическое задание. Шифр 825/92. ДОННИИЧЕРМЕТ. – Донецк, 1992.

4. Федоровский Н.В. Агломерация железных руд: справочник / Н.В. Федоровский, Д.И. Шанидзе. – К.: Техника, 1991. - 141с.

5. Левченко О.О. Аналіз умов подання пирога агломерату в одновалкову зубчасту дробарку / О.О. Левченко. // Сборник научных трудов ДонГТУ. – Алчевск: ДонГТУ, 2005. - Вып 19. – С. 323 – 330.

6. Левченко О.А. Оптимизация крупности готового агломерата при его дроблении в одновалковой зубчатой дробилке / О.А. Левченко // Вестник Международной академии наук экологии и безопасности жизнедеятельности. – Санкт-Петербург, 2005. – Т. 11, № 4 (100). – С. 84-87.

7. Левченко О.О. Аналіз можливостей та шляхи покращення конструкції одновалкової зубчастої дробарки для гарячого агломерату / О.О. Левченко. Матеріали 6-й ежегодной промышленной конференции "Эффективность реализации научного, ресурсного и промышленного потенциала". – Славское: 2006. – С. 106-108.

8. Мельников С.В. Планирование эксперимента в исследованиях сельскохозяйственных процессов / С.В. Мельников, В.Р. Алешкин, П.М. Роцин. – Л.: Колос, 1980. – 168 с.

9. Неженцев А.Б. Исследование энергопотребления при динамическом торможении мостового крана / А.Б. Неженцев, М.С. Харитонов, С.М. Аветисян // Вісник Східноукраїнського національного університету. – Луганськ, 2001. – № 11 (45). – С. 96–102.

Рекомендовано к печати к.т.н., проф. Ульяницким В.Н.

*к.т.н. Бревнов А.А.
(ДонГТУ, г.Алчевск, Украина, abrevnov@list.ru)*

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ РАЗДЕЛЕНИЯ ПОТОКА ОЧИЩЕННОЙ ЖИДКОСТИ В ГИДРОДИНАМИЧЕСКОМ ФИЛЬТРЕ С ЗАКРУТКОЙ ПОТОКА

Розглянуто питання обґрунтування та розрахунку гідродинамічного фільтра, що використовує закрутку потоку в робочій порожнині з урахуванням розділення потоку очищеної рідини.

***Ключові слова:** гідродинамічний фільтр, закрутка потоку, область фільтрування, швидкість рідини, рівняння Нав'є-Стокса.*

Рассмотрен вопрос обоснования и расчета гидродинамического фильтра, использующего закрутку потока в рабочей полости с учетом разделения потока очищенной жидкости.

***Ключевые слова:** гидродинамический фильтр, закрутка потока, область фильтрования, скорость жидкости, уравнения Навье-Стокса.*

Введение

На современном этапе развития металлургической промышленности в Донбасском регионе необходимость в больших количествах технической воды не теряет своей актуальности. Многократное использование имеющихся водных ресурсов является не только экономически выгодным, но и вынужденной необходимостью в условиях ограниченности природных запасов.

На разных стадиях выплавки металлов требуется техническая вода с определенной степенью очистки от механических примесей. Чистота жидкости, участвующей в этом процессе, является показателем себестоимости конечного продукта. Поэтому внедрение в производство недорогостоящих и эффективных устройств очистки технической воды на металлургических предприятиях является актуальным.

Анализ последних достижений и публикаций

В работе [1] рассмотрен вопрос обоснования конструкции и возможности применения гидродинамического фильтра, использующего закрутку потока. Гидродинамический эффект, теоретические основы которого изложены в работе [2], может осуществляться различными способами. В предложенной конструкции обеспечение гидродинамиче-

ского эффекта по всей поверхности сетчатого фильтроэлемента производится за счет тангенциальной скорости несущего потока. При этом появляется возможность уменьшить сброс жидкости в линию слива до 3-5% от общего расхода по сравнению с традиционным гидродинамическим неполнопоточным фильтром.

При расчетах закрученных течений часто пользуются параметром, характеризующим закрутку потока, который называется параметром закрутки $tg\varphi$ [3]. Он определяется отношением тангенциальной скорости потока к осевой скорости. Однако расчет показывает, что параметр закрутки потока – $tg\varphi$ в конечных сечениях области фильтрования начинает значительно увеличиваться. Этот же факт подтверждается экспериментальными исследованиями [4]. Кроме того, во время проведения эксперимента по определению эффективности очистки от твердых частиц определенного размера было замечено, что при достаточно маленьком расходе на сброс, при котором по расчетам должно происходить нарушение нормального режима работы фильтра, действительно началось забивание фильтровальной сетки. Причем, твердые частицы, которые попадали на сетку, концентрировались в конечной части фильтроэлемента. Этот факт можно объяснить тем, что именно в конечных сечениях области фильтрования концентрация твердых частиц достигает максимальных значений, а тангенциальная скорость в этих сечениях несколько затухает. Нарушение эффективного режима работы фильтра вследствие уменьшения осевой скорости потока до предельных значений приводит к возникновению обратных токов в конечных сечениях, а также к образованию предотрывного характера течения, поэтому начинается постепенное засорение сетки.

Таким образом, уменьшение гидродинамического эффекта, а также повышенная концентрация твердых частиц в конечных сечениях области фильтрования делают эту область зоной повышенной загрязненности. На основании этого появляется возможность улучшить качество конечного продукта за счет разделения очищенной жидкости.

Постановка проблемы

Основная идея заключается в том, что жидкость, проходящая через фильтроэлемент в области до 85-90% длины фильтроэлемента имеет намного более низкую концентрацию твердых частиц определенного размера, чем остальная часть очищенной жидкости. Следовательно, разделение этих двух потоков может дать выигрыш в степени очистки некоторой части жидкости.

Этот факт может найти применение на производстве, где для работы необходимо использовать техническую воду с разной степенью очистки. В этом случае основная часть очищенной жидкости имеет низ-

кую концентрацию твердых частиц определенного размера, а остальная часть имеет большую концентрацию.

Целью работы является обоснование возможности расчета гидродинамического фильтра с закруткой потока с учетом разделения очищенной жидкости.

Основная часть

Общий вид гидродинамического фильтра с закруткой потока с разделением потока очищенной жидкости представлен на рисунке.

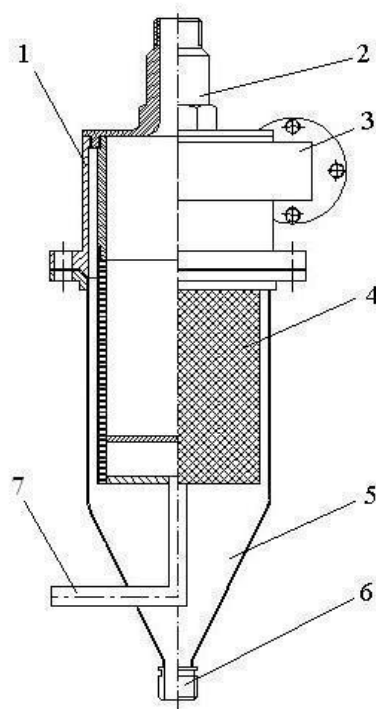


Рисунок 1 - Схема устройства очистки жидких сред от механических примесей

Фильтр состоит из цилиндрического корпуса 1, патрубка отвода очищенной жидкости первой ступени 2, патрубка тангенциального подвода очищаемой жидкости 3, цилиндрического фильтроэлемента 4, бункера 5 для осевших частиц загрязнений, сливного отверстия 6 для удаления загрязнений и патрубка отвода очищенной жидкости первой ступени 7.

Фильтр работает следующим образом. Жидкость, подлежащая очистке, подается тангенциально на вход фильтра через патрубок 3, за счет чего достигается начальная закрутка потока. Закрученный поток попадает в кольцевую область фильтрования между корпусом 1 и фильтроэлементом 4, где происходит постепенный отсос жидкости. Основная часть очищенного потока (~85%) из фильтроэлемента 4 подается

на выход через патрубок 2, оставшая часть очищенной жидкости (~10%) поступает в патрубок 7, а часть неочищенной жидкости (~5%), проходя вдоль поверхности фильтроэлемента, попадает в бункер для сбора загрязнений 5. Удаление осадка из бункера 5 происходит через сливное отверстие 6.

Закрутка потока, в результате которой на частицы жидкости действует объемное поле центробежных сил, позволяет, за счет соответствующего подбора конструктивных параметров, обеспечить отсутствие возможности контакта с сеткой частиц примесей, соизмеримых с ячейками сетки или крупнее. В то же время основная тонкость очистки достигается за счет гидродинамического эффекта, обусловленного тангенциальной составляющей скорости частицы на подходе к сетке.

Существенным моментом в конструкции разрабатываемого фильтра является подбор конструктивных параметров, позволяющих добиться отбрасывания твердых частиц, соизмеримых с размером ячейки сетки и более от проницаемой поверхности. Именно такие частицы являются наиболее опасными в смысле засорения сетки. Кроме того, непопадание на сетку частиц определенного размера приводит к уменьшению концентрации загрязнений в области сетки, т.е. в зоне действия гидродинамического эффекта.

В работе [3] получена система дифференциальных уравнений, которая позволяет определить три компоненты скорости жидкости в исследуемой кольцевой области:

$$u'' = u' \cdot \left(\frac{v(r)}{v} - \frac{1}{r} \right) + u^2 \frac{1}{v \cdot \Delta z} - u \frac{u_0}{v \cdot \Delta z} + \frac{1}{v \cdot \rho} \cdot \frac{dp_1}{dz}, \quad (1)$$

$$v_{i+1} = v_i \cdot \frac{r_i}{r_{i+1}} - \frac{r_i [u(r_i) - u_0(r_i)] + r_{i+1} [u(r_{i+1}) - u_0(r_{i+1})]}{2 \cdot r_{i+1} \cdot \Delta z} \Delta r_i, \quad (2)$$

$$w'' = \left(\frac{v}{v} - \frac{1}{r} \right) w' + \left(\frac{v}{r \cdot v} + \frac{1}{r^2} + \frac{u}{v \cdot \partial z} \right) w - \frac{u}{v} \cdot \frac{w_0}{\Delta z}, \quad (3)$$

$$p_1 = - \frac{\mu \cdot \int_{R_1}^{R_2} r \frac{\partial u}{\partial z} dr}{\lambda \cdot R_1}, \quad (4)$$

где Δz – шаг по оси z ;

u, v, w - соответственно осевая, радиальная и тангенциальная составляющие скорости потока;

z, r - соответственно осевая и радиальная координаты в цилиндрической системе координат;

ρ - плотность жидкости;

ν -молекулярная кинематическая вязкость жидкости;

v_i, v_{i+1} – радиальная скорость, соответственно, на текущем и последующем шаге по координате r ;

λ - коэффициент проницаемости поверхности, представляющий собой удельную пропускную способность единицы площади фильтрующей поверхности при перепаде давления в 1 Па и вязкости в 1 Па с;

μ – динамическая вязкость жидкости, Па с;

p_1 – давление на проницаемой поверхности;

R_1 – радиус проницаемой поверхности.

Численное решение уравнений (1)-(4) дает возможность подобрать геометрические размеры кольцевого канала с проницаемой внутренней поверхностью, в котором обеспечивается, по крайней мере, 5% сброс жидкости от общего расхода через проектируемое устройство очистки.

На основе полученного численного решения упрощенных уравнений Навье-Стокса в итерационном цикле (1)-(4) определяется величина кольцевого зазора из условия отсутствия признаков появления обратных течений. В результате повторных расчетов получается картина распределения трех компонент скорости потока и распределение давления в области фильтрования. Расчет необходимо производить до тех пор, пока при определенной угловой скорости не будут возникать предвестники отрыва потока.

Результаты расчета дают возможность исследовать степень закрутки потока в кольцевой области фильтрования, что особенно важно вблизи проницаемой поверхности. Одним из параметров, обычно используемых при исследованиях закрученных потоков, является параметр закрутки потока $tg\varphi$, определяемый отношением тангенциальной скорости потока к осевой скорости [3].

Исследование параметра закрутки потока $tg\varphi$ дает возможность говорить о том, что уменьшение осевой составляющей скорости в конечных сечениях области фильтрования вследствие отсоса жидкости, в сравнении с достаточно большой тангенциальной скоростью в этих сечениях приводит к более длительному нахождению твердых частиц в окрестности фильтровальной сетки. Это вызывает постепенное увеличение концентрации твердых частиц в этой области. Следовательно, па-

раметром, характеризующим повышение концентрации твердых частиц, может служить $tg\varphi$.

На рисунке 2 показан график изменения параметра закрутки $tg\varphi$ по длине области фильтрования при одном из расчетных режимов закрученного течения в кольцевой области с проницаемым внутренним цилиндром.

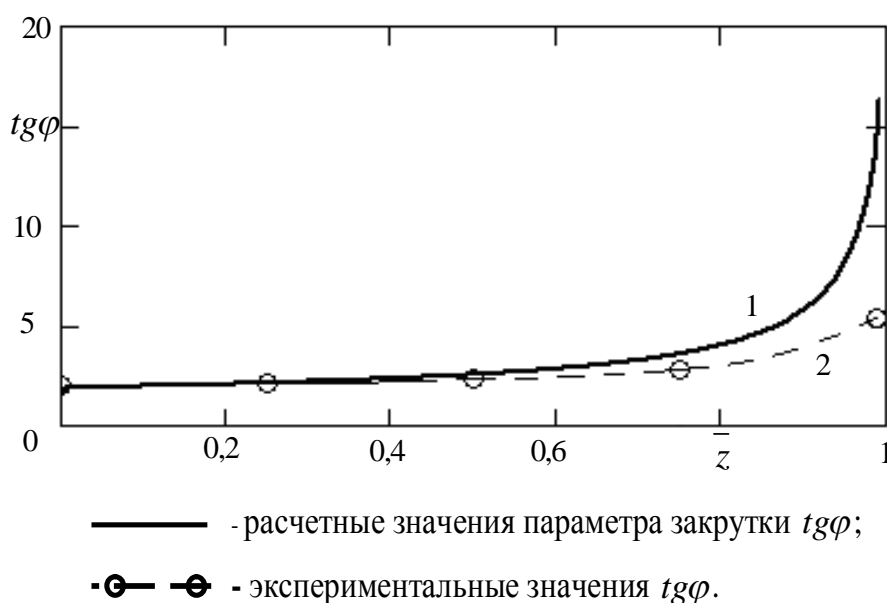


Рисунок 2 - Изменение параметра закрутки $tg\varphi$ по длине области фильтрования при высоте зазора $h = 3\text{ мм}$

Согласно расчетам характеристик закрученного потока в кольцевой области с проницаемой внутренней поверхностью, а также по результатам экспериментальных исследований для некоторых режимов течения, параметр закрутки $tg\varphi$ начинает увеличиваться более интенсивно при относительной координате $\bar{z} = 0,85 - 0,9$. Следовательно, рациональным решением будет установить перегородку, разделяющую очищенную жидкость на два потока именно в таком сечении. Это даст возможность отделить жидкость с повышенной концентрацией твердых частиц примесей от основного потока очищенной жидкости. При этом в очищенной жидкости с любым уровнем концентрации загрязнений размеры частиц механических примесей не должны превышать предела, ограниченного гидродинамическим эффектом для соответствующих условий.

Выводы

Таким образом, в результате проведенного исследования была обоснована возможность расчета гидродинамического фильтра с закруткой потока с учетом разделения очищенной жидкости. При этом параметром, характеризующим положение разделительной перегородки, может служить параметр закрутки $tg\varphi$, определяемый отношением тангенциальной скорости потока вблизи проницаемой поверхности к осевой скорости.

Перспективы дальнейшего развития

Направлением дальнейшего развития работы является исследование поведения твердых частиц примесей в закрученном потоке области фильтрования гидродинамического фильтра предложенной конструкции, а также проверка предложенного варианта усовершенствования конструкции с помощью экспериментальных исследований на соответствие характеристик очищенной жидкости в разделенных потоках их расчетным значениям.

Библиографический список

1. Бревнов А.А. Обоснование конструкции гидродинамического неполнопоточного фильтра с закруткой потока / А.А. Бревнов // Сборник научных трудов ДонГТУ. - Алчевск, вып. 25. – 2007. - С. 208-218.
2. Финкельштейн З.Л. Применение и очистка рабочих жидкостей для горных машин / З.Л.Финкельштейн. –М.: Недра, 1986. – 232 с.: с ил.
3. Халатов А.А. Теплообмен и гидродинамика в полях центробежных массовых сил: в 4 т. / А.А. Халатов, А.А. Авраменко, И.В.Шевчук. – Киев: Ин-т техн. Теплофизики НАН Украины. – 2000, т. 3: Закрученные потоки. – 2000. – 474 с.: ил. 155.
4. Бревнов А.А. Экспериментальное исследование работоспособности гидродинамического неполнопоточного фильтра с закруткой потока / А.А.Бревнов // Сборник научных трудов ДонГТУ.- Алчевск, вып. 26. – 2008. - С. 231-240.
5. Бревнов А.А. Численное исследование задачи движения закрученного потока в кольцевом зазоре / А.А.Бревнов // Сборник научных трудов ДонГТУ.- Алчевск, вып. 28. – 2009. - С.294-304.

Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Мочалиным Е.В.

*к.т.н. Денищенко П.Н.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

МЕТАЛЛОСБЕРЕГАЮЩИЕ РЕЖИМЫ ПРОКАТКИ СЛИТКОВ

Проведений аналіз існуючих режимів прокатування блюмів і слябів із зливків в обтискному цеху ПАТ «АМК» з погляду металозбереження. Показана можливість підвищення виходу придатного при розробці режимів прокатування на основі принципу асиметричного розподілу обтисків між парними і непарними проходами.

Ключові слова: блюм, сляб, зливков, обрізь, вихід придатного.

Проведен анализ существующих режимов прокатки блюмов и слябов из слитков в обжимном цехе ПАО «АМК» с точки зрения металлоэкономии. Показана возможность повышения выхода годного при разработке режимов прокатки на основе принципа асимметричного распределения обжатий между четными и нечетными проходами.

Ключевые слова: блюм, сляб, слиток, обрезь, выход годного.

Проблема повышения выхода годного при прокатке блюмов и слябов из слитков в обжимном цехе Алчевского меткомбината стоит весьма остро – величины расходных коэффициентов металла при прокатке блюмов составляют 1,07–1,225, а при прокатке слябов доходят до 1,210. Вызваны большие расходные коэффициенты необходимостью удаления концевых участков прокатанного слитка в обрезь. В головной части раската необходимо отрезать прибыльную часть, металл которой по структуре и качеству непригоден для получения готового проката – вследствие усадочных процессов после разливки стали здесь сосредоточены: пористость, неметаллические включения, газовые пузыри. Кроме того, в головной и в донной частях раската необходимо отрезать концы, форма которых не соответствует требуемой прямоугольной – металл может иметь выпуклую либо вогнутую форму торцов; возможно также наличие складок (закатов), воронок.

Не смотря на предпринятые в обжимном цехе ПАО «АМК» попытки повышения выхода годного при прокатке слябов из слитков за счет снижения донной обрезки (табл. 1–3) величины расходных коэффициентов металла довольно высокие.

Таблица 1 – Существующий режим обжатий слитков 13,8М размерами (780×1210)/(680×1120)×2500 мм на слябы сечением (110...160)×1050 мм (в горячем состоянии)

Номер прохода	Номер калибра	Сечение раската (мм)	Обжатие (мм)	Уширение (мм)
		780×1210		
1	Б	680×1210	100	-
2	Б	630×1210	50	-
3	Б	590×1210	40	-
4	Б	540×1210	50	-
5	Б	500×1215	40	5
6	Б	450×1230	50	5
7	Б	410×1235	40	5
8	Б	360×1230	50	5
9	Б	320×1235	40	5
10	Б	270×1240	50	5
кантовка				
11	П	1130×270	110	-
12	П	980×280	150	10
кантовка				
13	Б	240×1015	40	35
14	Б	190×1040	50	25
15	Б	150×1060	40	20
16	Б	115×1072	35	12

Таблица 2 – Существующий режим обжатий слитков 13,8М размерами (780×1210)/(680×1120)×2500 мм на слябы сечением (170...270)×1050 мм (в горячем состоянии)

Номер прохода	Номер калибра	Сечение раската (мм)	Обжатие (мм)	Уширение (мм)
		780×1210		
1	Б	680×1210	100	-
2	Б	630×1210	50	-
3	Б	590×1210	40	-
4	Б	540×1210	50	-
5	Б	500×1215	40	5
6	Б	450×1230	50	5

Продолжение таблицы 2

Номер прохода	Номер калибра	Сечение раската (мм)	Обжатие (мм)	Уширение (мм)
7	Б	410×1235	40	5
8	Б	360×1230	50	5
9	Б	320×1235	40	5
10	Б	270×1240	50	5
кантовка				
11	П	1130×270	110	-
12	П	1000×280	130	10
кантовка				
13	Б	240×1040	40	40
14	Б	190×1060	50	20
15	Б	175×1072	15	12

Таблица 3 – Существующий режим обжатий слитков 13,8М размерами (780×1210)/(680×1120)×2500 мм на слябы сечением (280...320)×1050 мм (в горячем состоянии)

Номер прохода	Номер калибра	Сечение раската (мм)	Обжатие (мм)	Уширение (мм)
		780×1210		
1	Б	680×1210	100	-
2	Б	630×1210	50	-
3	Б	590×1210	40	-
4	Б	540×1210	50	-
5	Б	500×1215	40	5
6	Б	450×1230	50	5
7	Б	410×1235	40	5
8	Б	360×1230	50	5
кантовка				
9	П	1130×360	100	-
10	П	1000×370	130	10
кантовка				
11	Б	320×1040	50	40
12	Б	285×1072	35	32

Снизить расходные коэффициенты металла можно при использовании в полной мере нового способа прокатки слитков, разработанного

на основе принципа асимметричного распределения обжатий между четными и нечетными проходами, который состоит в следующем [1–3]:

1) в случае, когда донная часть раската после прокатки слитка имеет выпуклую в плане форму, то для уменьшения величины выпуклости режим обжатий должен быть откорректирован следующим образом: большая часть суммарного обжатия должна производиться в тех пластовых проходах, где донный торец раската является передним по направлению прокатки и меньшая – в проходах, где донный торец является задним; при прокатке в ребровых проходах большая часть обжатия должна производиться в тех проходах, где донный торец раската является задним по направлению прокатки. Величина ребрового обжатия (Δh), необходимого для полного устранения торцевой выпуклости, может быть определена по зависимости:

$$\frac{\Delta h}{H} = 0,0513 + 1,361 \frac{f_{\text{исх}}}{H} - 0,0188 \frac{D}{H}, \quad (1)$$

где $f_{\text{исх}}$ – исходная выпуклость торцов раската перед ребровым проходом;

D – катающий диаметр валков;

H – исходная толщина раската.

2) если донная часть раската после прокатки имеет вогнутую в плане форму, то большая часть обжатия должна производиться в тех пластовых проходах, где донный торец раската является задним по направлению прокатки и меньшая – в проходах, где донный торец является передним; при прокатке в ребровых проходах большая часть обжатия должна производиться в тех проходах, где донный торец раската является передним по направлению прокатки.

Таким образом, снижение технологической обрезки при использовании нового способа прокатки слитков достигается за счет различия пластического течения металла на входе и выходе из очага деформации.

Анализ представленных в таблицах 1–3 режимов обжатий слитка 13,8М, который в нечетных проходах прокатывается донной частью вперед, показывает, что в первых пластовых проходах распределение обжатий после снятия конусности по толщине (слиток 13,8М размерами $(780 \times 1210) / (680 \times 1120) \times 2500$ мм имеет величину конусности по толщине 100 мм) способствует образованию торцевой выпуклости: большие обжатия ($\Delta h_{2,4,6,8,10} = 50$ мм) производятся в четных пластовых проходах, где донный торец раската является задним по направлению прокатки и меньшие ($\Delta h_{3,5,7,9} = 40$ мм) – в нечетных проходах, где донный торец является передним.

Распределение обжатий в ребровых проходах способствует устранению торцевой выпуклости донной части раската, хотя и не в полной мере. В условиях в обжимного цеха ПАО «АМК» при прокатке слябов из слитка

13,8М донная часть раската после прокатки слитка имеет выпуклую форму в плане, поэтому для уменьшения (устранения) выпуклости донной части в нечетных пластовых проходах нужно применять большие обжаты, а в четных – меньшие. В 1 ребровом проходе необходимо устранить конусность раската (слиток 13,8М размерами (780×1210)/(680×1120)×2500 мм имеет величину конусности по ширине 90 мм), а остальное ребровое обжатие нужно выполнить в четном проходе.

Распределение обжатий в последних пластовых проходах оказывает существенное влияние на конечную форму донного торца раската (даже в несколько раз большее, чем распределение обжатий в первых пластовых проходах), и, следовательно, на величину выхода годного.

Таким образом, с учетом положений принципа асимметричного распределения обжатий в четных и нечетных проходах новые металлосберегающие режимы прокатки слябов сечением (110...320)×1050 мм из слитка 13,8М будут иметь вид, представленный в таблицах 4–6.

Таблица 4 – Металлосберегающий режим обжатий слитков 13,8М размерами (780×1210)/(680×1120)×2500 мм на слябы сечением (110...160)×1050 мм (в горячем состоянии)

Номер прохода	Номер калибра	Сечение раската (мм)	Обжатие (мм)	Уширение (мм)
		780×1210		
1	Б	680×1210	100	-
2	Б	640×1210	40	-
3	Б	590×1210	50	-
4	Б	550×1210	40	-
5	Б	500×1215	50	5
6	Б	460×1230	40	5
7	Б	410×1235	50	5
8	Б	370×1230	40	5
9	Б	320×1235	50	5
10	Б	280×1240	40	5
кантовка				
11	II	1130×280	110	-
12	II	980×290	150	10
кантовка				
13	Б	240×1015	50	35
14	Б	200×1035	40	20
15	Б	150×1060	50	25
16	Б	115×1072	35	12

Таблица 5 – Металлосберегающий режим обжати слитков 13,8М размерами (780×1210)/(680×1120)×2500 мм на слябы сечением (170...270)×1050 мм (в горячем состоянии)

Номер прохода	Номер калибра	Сечение раската (мм)	Обжатие (мм)	Уширение (мм)
		780×1210		
1	Б	680×1210	100	-
2	Б	640×1210	40	-
3	Б	590×1210	50	-
4	Б	550×1210	40	-
5	Б	500×1215	50	5
6	Б	460×1230	40	5
7	Б	410×1235	50	5
8	Б	370×1230	40	5
9	Б	320×1235	50	5
10	Б	280×1240	40	5
кантовка				
11	II	1150×280	90	-
12	II	1000×290	150	10
кантовка				
13	Б	240×1040	50	40
14	Б	200×1060	40	20
15	Б	175×1072	15	12

Таблица 6 – Металлосберегающий режим обжати слитков 13,8М размерами (780×1210)/(680×1120)×2500 мм на слябы сечением (280...320)×1050 мм (в горячем состоянии)

Номер прохода	Номер калибра	Сечение раската (мм)	Обжатие (мм)	Уширение (мм)
		780×1210		
1	Б	680×1210	100	-
2	Б	640×1210	40	-
3	Б	590×1210	50	-
4	Б	550×1210	40	-
5	Б	500×1215	50	5
6	Б	460×1230	40	5
7	Б	410×1235	50	5
8	Б	370×1230	40	5

Продолжение таблицы 6

Номер прохода	Номер калибра	Сечение раската (мм)	Обжатие (мм)	Уширение (мм)
кантовка				
9	II	1140×370	90	-
10	II	1000×380	140	10
кантовка				
11	Б	320×1040	60	40
12	холостой			
13	Б	285×1072	35	32

Следует иметь в виду, что в последних пластовых проходах намного предпочтительнее применить холостой 12 проход (табл. 6), чем заканчивать прокатку раската четным проходом и 13 холостым проходом. Таким образом, при отсутствии потерь производительности появляется дополнительная возможность уменьшения выпуклости донной части раската за счет перераспределения обжатия с четного 12 прохода на нечетный 13 проход, при котором донный торец раската является передним по направлению прокатки и рост торцевой выпуклости при этом менее интенсивный.

Анализ режимов обжатий, существующих в обжимном цехе ПАО «АМК» при прокатке блюмов из слитков (табл. 7, 8), показывает, что они не учитывают особенностей формоизменения торцов раскатов в условиях высокого очага деформации, построены без учета влияния технологических параметров процесса прокатки на формирование концов раската и выход годного.

Таблица 7 – Существующий режим обжатий слитков 9,3Н размерами (700×760)/(825×765)×2350 мм на блюмы сечением 318 × 318 мм (в горячем состоянии)

Номер прохода	Номер калибра	Сечение раската (мм)	Обжатие (мм)	Уширение (мм)
		825×765		
1	Б	740×765	85	-
2	Б	660×765	80	-
кантовка				
3	Б	700×660	65	-
4	Б	630×665	70	5

Продолжение таблицы 7

Номер прохода	Номер калибра	Сечение раската (мм)	Обжатие (мм)	Уширение (мм)
кантовка				
5	Б	585×640	80	10
6	Б	505×650	80	10
7	Б	435×660	70	10
8	Б	365×670	70	10
кантовка				
9	I	595×375	75	10
10	I	520×385	75	10
11	I	440×395	80	10
12	I	355×405	85	10
кантовка				
13	I	355×365	50	10
14	I	310×375	45	10
кантовка				
15	II	323×323	52	12

Таблица 8 – Существующий режим обжатий слитков Д10 размерами (930×810)/(750×630)×2350 мм на блюмы сечением 310 × 310 мм (в горячем состоянии)

Номер прохода	Номер калибра	Сечение раската (мм)	Обжатие (мм)	Уширение (мм)
		810×930		
1	Б	690×930	120	-
2	Б	620×935	70	5
кантовка				
3	Б	810×620	125	-
4	Б	720×620	90	-
5	Б	630×630	90	10
6	Б	540×640	90	10
7	Б	450×650	90	10
8	Б	360×660	90	10
кантовка				
9	I	600×370	60	10
10	I	520×380	80	10
11	I	450×390	70	10
12	I	360×400	90	10

Продолжение таблицы 8

Номер прохода	Номер калибра	Сечение раската (мм)	Обжатие (мм)	Уширение (мм)
кантовка				
13	I	345×370	55	10
14	I	290×380	55	10
кантовка				
15	II	315×315	65	25

Анализ существующих в обжимном цехе ПАО «АМК» режимов обжатий при прокатке блюмов из слитков показал, что требуется их существенная доработка в плане металлосбережения, в том числе и на основе принципа асимметричного распределения обжатий в четных и нечетных проходах.

Библиографический список

1. Денищенко П.Н. Новый способ прокатки слябов на блюминге / П.Н. Денищенко. // “Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії та машинобудуванні” Тематич. зб. наук. пр. – Краматорск, 2000. – С.346 - 349.
2. Денищенко П.Н. Разработка нового принципа распределения обжатий при прокатке слитков на обжимных станах / П.Н. Денищенко // Сб. науч. тр. ДГМИ Вып. 14. – Алчевск: ДГМИ, – 2001. – С. 270 - 275.
3. Денищенко П.Н. Совершенствование формоизменения при прокатке слитков на основе нового принципа распределения обжатий / П.Н. Денищенко // Металлургическая и горнорудная промышленность.– 2002. – № 8-9. – С. 222 - 225.

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

*к.т.н. Ершов В.М.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ТРИБОЭЛЕКТРИЧЕСКИЙ МЕТОД КОНТРОЛЯ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ

Приведені експериментальні результати по використанню трибоелектричного ефекту для сортування сталі по хімічному складу і маркам.

Ключові слова: *трибоелектричний ефект, метали, сталі, сортування по марках.*

Приведены экспериментальные результаты по применению трибоэлектрического эффекта для сортировки сталей по химическому составу и маркам.

Ключевые слова: *трибоэлектрический эффект, металлы, стали, сортировка по маркам.*

В практике машиностроительного производства часто возникают проблемы с сортировкой металлических материалов по химическому составу и маркам, особенно на складах металлопродукции и на участках сборки изделий. В настоящее время для решения этих вопросов применяют различные методы, в том числе и электротехнические способы. Показано, например, что с помощью компактных портативных электрических приборов, таких как термоэлектрический прибор типа ТЭДИ – 1 [1], можно производить сортировку сталей по маркам. Однако, используемый в этом приборе метод термоЭДС, не позволяет в некоторых случаях рассортировывать материалы, имеющие одинаковые значения ТЭДС, при сильно различающемся у них химическом составе ..

В настоящем исследовании, автор предпринял попытку использовать для целей сортировки металлических материалов известный [2] трибоэлектрический эффект. Он заключается в том, что при трении двух металлических поверхностей, между ними возникает ЭДС, величина и знак которых зависит от ряда факторов, в том числе и от химического состава материалов [3].

Физической основой трибоэлектрических явлений считаются контактные явления, при которых в момент фрикционного контакта металлических поверхностей, наблюдается переход электронов и ионов от одного тела к другому [2]. При этом на границе раздела трущихся тел

образуется скачек потенциала, равный разности энергетических уровней Ферми двух металлов ($F_1 - F_2$) до их контакта. Этот скачек потенциала препятствует преобладающему переходу электронов проводимости от одного тела в другое, в результате чего, между поверхностями этих тел возникает контактная разность потенциалов, равная разности работ выхода электронов из этих металлов.

Для измерения трибоэлектрической разности потенциалов различных металлов и сплавов, автор сконструировал специальную установку, состоящую из вибратора и измерительного милливольтметра. Перед измерением трибоЭДС, в подвижный щуп вибратора устанавливался стержень эталонного металла (Al, Fe, Ni и др.) и этот подвижный стержень прижимали к поверхности контролируемого образца металла. Вибратор создавал 50 поперечных колебаний в секунду с амплитудой 5-6 мм. Эталонный стержень и образец контролируемого металла соединялись проводниками с чувствительным зеркальным милливольтметром марки М1202..

Для исследования использовали чистые поликристаллические металлы (ХЧДА) и различные углеродистые и легированные промышленные стали. Образцы исследуемых материалов перед измерением проходили тщательную зачистку поверхности и обезжиривание ацетоном, Измерение трибоЭДС производили при комнатной температуре и относительной влажности воздуха в помещении 50-60%. На каждом образце производили по 10 замеров трибоЭДС и полученные результаты усредняли с расчетом доверительного интервала (с доверительной вероятностью 0.95) по общепринятой методике. Для всех материалов расчетная погрешность измерения ЭДС находилась в пределах 3-5%.

На первом этапе работы были исследованы образцы чистых металлов: от самого легкого - бериллия, до самого тяжелого – висмута. В качестве эталонного металла использовали стержни из Al, Ni, W и Bi. Известно, что эти металлы имеют различную работу выхода электронов, плотность свободных носителей и энергию Ферми [3].

В таблице 1 приведены усредненные экспериментальные значения трибоЭДС металлов для вышеперечисленных эталонов. Кроме того, из данных монографии [4] для использованных металлов, в таблицу внесены значения работы выхода электронов ϕ_F , энергия Ферми E_F и плотность электронов проводимости N/V .

Из приведенных в таблице 1 данных видно, что величина и знак трибоЭДС для всех контролируемых металлов различна и зависит от их природы и эталонного металла. Наименьшие значения контактной разности потенциалов оказались для алюминиевого эталона, а наибольшие – для висмута.

Таблица 1 -Трибоэлектрические и электронные свойства металлов

Металл	φ_F эВ	E_F эВ	N/V 10^{28} м^{-3}	ТрибоЭДС, мкВ, для эталонов из Ni, W, Bi, Al			
				Al	Ni	W	Bi
Be	3.92	14.3	24.7	+ 4	+ 74	- 10	+ 170
Al	4.25	11.7	18.1	0	+ 34	- 6	+ 130
Ti	3.95	-	-	- 6	+ 16	- 30	+ 130
Fe	4.31	11.1	17.0	+ 24	+ 80	+ 210	+ 130
Co	4.41	-	-	- 40	+ 20	- 70	+ 20
Ni	4.50	-	-	- 24	0	- 400	+ 380
Cu	4.40	7.0	8.47	+ 4	+ 20	+ 2	+350
Zn	4.24	9.47	13.2	+ 6	+ 40	+ 3	+ 110
Mo	4.30	-	-	+ 8	+ 48	+ 12	+ 110
Cd	4.10	7.47	9.27	+ 2	+ 52	+ 6	+ 140
Sn	4.38	10.2	14.8	+ 3	+ 8	- 4	+ 70
Sb	4.08	10.9	-	+ 2	+350	+ 150	+ 780
Ta	4.12	-	-	+ 4	+ 30	- 10	+ 180
W	4.54	-	-	+ 6	+ 100	0	+ 400
Pt	5.32	-	-	0	+ 52	- 100	+ 380
Pb	4.00	9.47	13.2	0	+ 4	- 8	+ 90
Bi	4.40	9.0	-	- 450	- 800	- 300	0

Известно [2,3], что абсолютная величина трибоэлектрического потенциала пропорциональна разности работ выхода электронов $\delta\varphi_F$ из контактирующих металлов. Так, если разность $\delta\varphi_F$ для платины, по отношению к алюминию, составляет 1.07эВ, то трибоЭДС у этих металлов различается на 250 мкВ для эталона из висмута и 18 мкВ – для никеля. Однако в некоторых случаях контактная ЭДС напрямую не зависит от работы выхода электронов. Например, для железа и молибдена работы выхода электронов близки (4.31 и 4.30 эВ, соответственно), а трибоЭДС сильно различается, как для вольфрамового, так и для никелевого эталонов.

Сопоставление величин трибоЭДС для всех исследуемых металлов дало возможность составить ряд, в котором всякий последующий металл более электроотрицателен, чем предыдущий. Для эталона из никеля ряд имеет следующий вид: Sb, W, Fe, Be, Cd, Pt, Mo, Zn, Al, Ta, Cu, Co, Ti, Sn, Pb, Bi. Этот ряд заметно отличается от рядов Фарадея, Вольта и Гезехуса [2].

Таким образом, анализ трибоэлектрических характеристик металлов показал, что в сплавах на основе железа, можно ожидать изменение

трибоЭДС в зависимости от вида легирующих элементов и их количества в сплаве.

Исследование промышленных сплавов проводили по вышеприведенной методике анализа чистых металлов, для чего использовали эталоны из никеля, вольфрама, железа и никеля. Экспериментальные данные по измерению трибоЭДС сталей приведены в таблице 2.

Таблица 2 -Трибоэлектрические характеристики конструкционных и инструментальных промышленных сталей

Марка стали	ТрибоЭДС, мкВ, для эталонов			
	Ni	Fe	W	Bi
Конструкционные				
Сталь 20	+102	- 10	+36	+300
20X	+96	- 6	+22	+90
20X13	+90	- 36	+20	+190
08X17T	+130	- 36	+52	+150
14X17H2	+170	- 18	+40	+240
12X18H9T	+106	- 64	- 6	+170
20X2H4A	+80	- 76	+2	+250
30XГСА	+92	- 40	+3	+240
03H18K9M5T	+90	- 52	+2	+100
60C2	+112	- 40	+20	+450
Инструментальные				
Сталь У13	+140	- 16	+24	+100
ШХ15	+90	- 4	+14	+50
ШХ15СГ	+140	- 30	-8	+70
P18	+130	- 32	+20	+90
P9	+146	- 4	+24	+140
P6M5	+140	- 4	+28	+130
X12M	+164	- 2	+22	+170
X12Φ1	+160	+2	+76	+300
ХВГ	+120	- 22	+14	+130
9XC	+65	- 88	+6	+210
95X18	+140	- 4	+34	+510

Из приведенных в таблице 2 данных следует, что наибольшие значения трибоЭДС как у конструкционных, так и у инструментальных сталей, обнаружили в том случае, когда использовались в качестве эталонов стержни из никеля и висмута. Наименьшие значения ЭДС оказались у эталонов из вольфрама и железа. Объяснением этому служит

положение элементов-эталонов в вышеприведенном ряде (таблица 1). Действительно, висмут в ряде располагается крайним слева и поэтому все элементы, расположенные вправо от него, будут давать положительные значения трибоЭДС.

Различия в легированности сталей существенно влияет на трибоэлектрические свойства сплавов. Так, легирование сталей хромом привело к заметному снижению положительных значений ЭДС, а комплексное легирование сплавов несколькими элементами создало эффект частичной компенсации в интегральной ЭДС за счет различного положения металлов в вышеприведенном ряде элементов. Поэтому у сложнелегированных сталей оказались невысокие значения трибоэлектрических параметров. Кроме того, из данных таблицы 2 также следует, что увеличение содержания углерода в сталях заметно сказалось на величине трибоЭДС, например, у высокоуглеродистых инструментальных сталей ее значения оказались значительно выше, чем у малоуглеродистых конструкционных сталей.

На следующем этапе настоящей работы, по полученным данным производили сопоставление значений трибоЭДС сталей с целью оценки возможностей их сортировки по маркам. Для этого находили разность в значениях трибоЭДС каждой пары сталей для одного эталона и сопоставляли с утроенной величиной статистической погрешности измерения ЭДС каждой из них. В том случае, если разность в трибоЭДС у пары сталей оказывалась меньше утроенной величины погрешности, то мы считали разделение по маркам каждой из них невозможным. Когда вышеназванная разность превосходила этот интервал на величину погрешности, разделение марок сталей признавалось возможным (удовлетворительным), а значительное превышение погрешности, признавалось при сортировке весьма надежным (хорошим).

В таблице 3 приведены данные сопоставления парной марочной сортировки конструкционных сталей трибоэлектрическим методом. Эти данные получены для парного анализа трибоЭДС сталей с использованием никелевого эталона. Здесь видно, что стали, легированные хромом (1.5 - 17%), надежно отсортировываются от углеродистой стали и разделяются между собой. Однако, комплексное легирование сталей хромом, никелем и другими элементами, делает невозможным их разделение от чисто хромистых сталей.

Особое место в марочной сортировке сталей трибоэлектрическим методом занимают кремнистая сталь 60С2 и комплексно легированная сталь 14Х17Н2. Как видно из таблицы 3, эти стали хорошо выявляются в парах всех сталей, выбранных для контроля. Аналогичная ситуация по марочной сортировке конструкционных сталей была ранее выявлена нами и при использовании термоэлектрического метода контроля [1].

Таблица 3 - Парный сортировочный контроль конструкционных сталей для никелевого эталона*

Марки сталей	20	20X	20X13	08X17T	14X17H2	12X18H9T	20X2H4A	03H18K9M5T	30XГСА	60C2
20	-	-	+	++	++	-	+	+	+	++
20X	-	-	-	++	++	-	+	-	-	++
20X13	+	-	-	++	++	+	+	-	-	++
08X17T	+	+	++	-	++	+	++	++	++	++
14X17H2	++	++	++	++	-	++	++	++	++	++
12X18H9T	-	-	+	+	++	-	+	+	+	++
20X2H4A	+	+	+	++	++	+	-	+	+	++
03H18K9M5T	-	-	-	++	++	+	+	-	-	++
30XГСА	+	-	-	++	++	+	+	-	-	++
60C2	++	++	++	++	++	++	++	++	++	-

Примечание. Знак (-) указывает на невозможность разделения, знак (+) – на удовлетворительное разделение, а знак (++) – на хорошее разделение марок сталей.

Парная сортировка по термоЭДС инструментальных сталей (таблица 4) во многом повторила ситуацию с конструкционными сталями. Действительно, некоторые стали (ШХ15, 9ХС) оказались способными к надежной сортировке по отношению к выбранным для контроля сталям. В то же время быстрорежущие стали слабо разделяются по термоЭДС между собой, что не дает возможности их совместной сортировки по маркам. Высокохромистые инструментальные стали удовлетворительно сортируются по маркам с остальными сталями, но не между собой. Аналогичная ситуация и с низколегированными высокоуглеродистыми сталями. Здесь сталь ХВГ надежно отсортировывается только от сталей ШХ15 и 9ХС, а среднеуглеродистая сталь 5ХНМ надежно отсортировывается только от высокохромистых сталей Х12М и Х12Ф1.

Таблица 4 - Парный разделительный контроль инструментальных сталей для никелевого эталона

Марки сталей	5ХНМ	ШХ15	ШХ15СГ	Р18	Р9	Р6М5	Х12М	Х12Ф1	ХВГ	9ХС	95Х18
5ХНМ		+	-	+	+	+	++	++	-	++	+
ШХ15	+		++	++	++	++	++	++	++	++	++
ШХ15СГ	-	++		-	-	-	+	++	+	++	-
Р18	+	++	-		-	-	+	+	-	++	-
Р9	+	++	-	-		-	-	-	+	++	-
Р6М5	+	++	-	-	-		+	+	+	++	-
Х12М	++	++	+	+	-	+		-	++	++	-
Х12Ф1	++	++	+	+	+	+	-		+	++	+
ХВГ	-	+	+	-	+	+	++	+		++	+
9ХС	++	++	++	++	++	++	++	++	++		+
95Х18	+	++	-	-	-	-	+	+	+	++	

Примечание. Обозначения по примечанию таблицы 3.

Таким образом, трибоэлектрический метод сортировки сталей вполне пригоден для применения в машиностроительном производстве. Только для его применения необходимо иметь исходные данные. аналогичные информации, приведенной в таблицах 3 и 4.

Сопоставляя возможности термоэлектрического и трибоэлектрического методов марочной сортировки сталей, нужно признать, что метод термоЭДС, примененный нами ранее [1], дал лучшие результаты. Так, например, он позволил надежно разделять близкие по составу сплавы, такие как высокохромистые и быстрорежущие стали. Кроме того, дополнительным преимуществом термоэлектрического метода можно считать и то обстоятельство, что абсолютная величина ЭДС, измеренная этим методом, оказалась на порядок выше, чем трибоЭДС тех же материалов.

Дальнейшие исследования в направлении применения трибоэлектрического метода необходимо сосредоточить на выявлении роли термической обработки сталей (отжига, закалки, отпуска и ХТО) в марочном контроле.

Библиографический список

1. Григорьев С.В. Применение термоэлектрического метода сортировки промышленных сталей / С.В. Григорьев, Н.В. Русанова, В.М. Ершов. - Сборник научных трудов ДонГТУ. – Алчевск.: Ладос, 2008. - № 27. - С. 324-329.
2. Белокур И.П. Дефектоскопия материалов и изделий / И.П. Белокур, В.А. Коваленко В.А. – К. Наукова Думка, 1989. - 192 с.
3. Самсонов Г.В. Свойства элементов. Физические свойства. Справочник / Г.В. Самсонов. – М. Металлургия, 1976. - 600 с.
4. Фоменко В.С. Эмиссионные свойства материалов. Справочник / В.С. Фоменко. - К. Наукова Думка, 1981.- 336 с.

Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Новохатским А.М.

*к.т.н. Ефимова В.Г.,
Пилипенко Т.Н.
(НТУУ «КПИ» МОНМСУ, г. Киев),
к.т.н. Ефимов Г.В.,
Максюта И.И.
(ФТИМС НАНУ, г. Киев)*

ФИЗИКО - ХИМИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ИЗНОСА ОГНЕУПОРОВ В РАСПЛАВАХ СТАЛЕЙ

Розглядається складний фізико-хімічний процес взаємодії вогнетривкого матеріалу з рідкими розплавами. Розглянуті основні фактори, які впливають на інтенсивність ерозійно-корозійної взаємодії. Проведені випробування на стійкість до розплавів сталей матеріалів основних вогнетривів.

Ключові слова: *ерозійно – корозійний вплив, вогнетрив, дифузія, закрыта пора, футеровка, стійкість до розплавів металів.*

Рассматривается сложный физико-химический процесс разъедания огнеупорного материала жидкими расплавами. Рассмотрены основные факторы, влияющие на интенсивность эрозионно-коррозионного воздействия. Проведены испытания на металлоустойчивость основных материалов огнеупоров.

Ключевые слова: *эрозионно-коррозионное воздействие, огнеупор, диффузия, закрытая пора, футеровка, металлоустойчивость.*

Огнеупорный материал рабочего слоя промежуточного ковша должен обладать высокой устойчивостью к эрозионно-коррозионному воздействию расплава стали, а также обеспечивать надежную эксплуатацию переточной емкости в течение всей его кампании [1 - 2].

Разъедание огнеупоров – сложный физико-химический процесс, заключающийся не только в химическом износе (коррозии), но и физико-механическом изнашивании (эрозия), оба эти процесса могут протекать одновременно. Как любой гетерогенный процесс между твердым телом и жидкостью, коррозия огнеупоров предполагает наличие контактного реагента, способствующего протеканию реакции и переносу вещества. На скорость реакции влияет химический состав огнеупоров, физическая структура, характер массопереноса в связующей фазе, а также свойства расплава и продуктов взаимодействия. Характер смачи-

вания дает представление о проникновении расплава в материал огнеупора, но не свидетельствует о химическом воздействии или коррозии на его поверхности [3].

Капилляры, такие как открытые поры и микротрещины, являются главными каналами начального проникновения жидкого реагента в огнеупорный материал. Скорость проникновения $\frac{dl}{d\tau}$ расплава в капилляр определяется уравнением Пуазейля [4,5]

$$\frac{dl}{d\tau} = \frac{r^2 \Delta P}{8\eta l}, \quad (1)$$

где r – радиус капилляра, m ;

ΔP – всасывающее давление капилляра, Pa ;

η – динамическая вязкость расплава, $Pa \cdot s$;

l – глубина проникновения расплава, m ;

τ – время, s .

В общем виде изменение микроструктуры в процессе проникновения расплава может быть рассмотрено на основе баланса энергии границы раздела фаз

$$\sigma_m = \frac{2\sigma_{m-p} \cos \theta}{2}, \quad (2)$$

где σ_m – поверхностное натяжение материала, kJ/m^2 ;

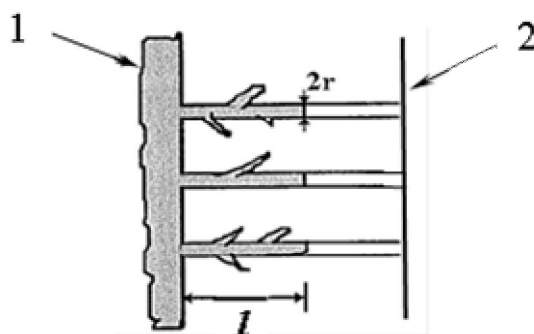
σ_{m-p} – поверхностная энергия на границе раздела фаз расплав-материал, kJ/m^2 ;

θ – краевой угол смачивания, $^\circ$.

Если соотношение $\sigma_m/\sigma_{m-p} \geq 2$ либо $\theta = 0^\circ$, расплав может проникать в границы зерна при равновесии. Если $\sigma_m/\sigma_{m-p} > \sqrt{3}$, а $\theta < 60^\circ$, расплав может появиться на всех трех границах зерна как непрерывно связанная фаза. В случае, когда значение σ_m/σ_{m-p} находится в промежутке между 1 и $\sqrt{3}$, а значение θ в пределах $60-120^\circ$, расплав может только частично проникать вдоль границ зерна, тогда как при $\sigma_m/\sigma_{m-p} < 1$, а $\theta > 120^\circ$, проникновения не наблюдается.

Из уравнения (1) косвенно следует, что при более высокой температуре скорость проникновения увеличивается с понижением вязкости расплава, т.е. при первом контактировании с поверхностью горячей жидкости расплав проникает по капиллярам или смачивающим всасыванием на глубину l , находящуюся ниже открытых пор радиуса r , в зна-

чительной степени определяемого температурой огнеупорного кирпича. Поскольку при удалении от горячей поверхности температура понижается, вязкость расплава увеличивается так, что дальнейшее его проникновение становится невозможным [6], рисунок 1.



1 – расплав, соприкасающийся с горячей поверхностью огнеупора и низкой вязкостью; 2 – расплав, соприкасающийся с холодной поверхностью огнеупора и высокой вязкостью

Рисунок 1 – Схема проникновения расплава в материал

Значение ΔP получаем из

$$\Delta P = \frac{2\sigma_p \cos \theta}{r}, \quad (3)$$

где σ_p – поверхностное натяжение расплава; кДж/м^2 .

Исключая ΔP из уравнений (1) и (3), получаем

$$\frac{dl}{d\tau} = \frac{r\sigma_p \cos \theta}{4\eta l}. \quad (4)$$

Объединив и преобразовав обе стороны уравнения (4) получаем

$$l^2 = \left(r \cos \frac{\theta}{2} \right) \left(\frac{\sigma_p}{\eta} \right) \tau. \quad (5)$$

Из этого уравнения следует, что проникновению расплава может препятствовать увеличение вязкости или краевого угла либо уменьшение поверхностного натяжения. Поэтому температурный градиент от холодной внешней поверхности до горячей (контактной) поверхности может ограничить проникновение расплава.

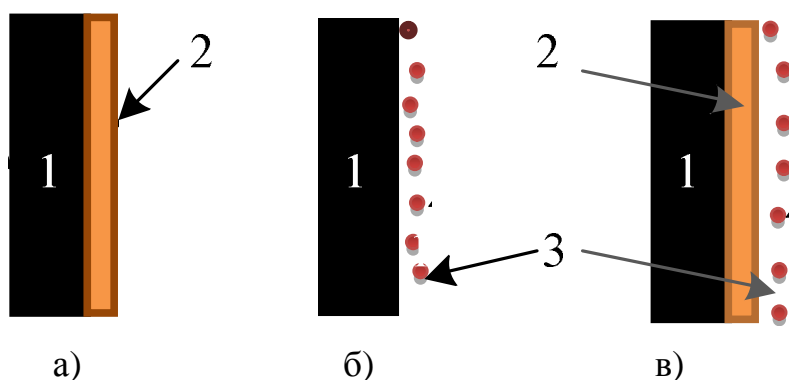
Вязкость также служит весомым фактором скорости диффузионного массопереноса внутри жидкости после проникновения в огнеупор и описывается уравнением Эйнштейна

$$D = \frac{kT}{6\pi\eta r}, \quad (6)$$

где D – диффузия расплава, $\text{м}^2/\text{с}$;

r – радиус диффундирующего вещества, м .

Поэтому изменения химического состава (например, вследствие растворения твердого вещества), снижают вязкость, что также способствует увеличению массопереноса в шлаке, тем самым ускоряя процессы разрушения, зависящие от диффузионного массопереноса [6]. Из этого следует, что во время проникновения расплава, особенно при высоких температурах в рассматриваемых нами системах в реакцию вступают жидкость и твердое вещество. Это влияет на изменения некоторых переменных (θ и σ_m в уравнениях 3-5) во времени. Продуктами реакции могут выступать твердые вещества, жидкости, газы или их комбинация, рисунок 2 [2-5].



1 – расплав; 2,3 – межслойный и нестойкий продукты реакции;

Рисунок 2 – Продукты реакции: а) присоединенные к твердому веществу, б) нестойкие и движущиеся в системе, в) комбинация а) и б)

Прочими физико-химическими факторами системы огнеупор-металл, как и простого проникновения расплава, вследствие рассмотренного выше смачивания, являются микроструктурные особенности, при которых проникновению могут препятствовать гладкая поверхность и плотный материал, тогда как пористая микроструктура не способна к сопротивлению.

Химический состав связующего вещества в огнеупоре играет самую существенную роль. Связующая фаза часто является первопричи-

ной подверженности многих огнеупоров разрушению расплавами сталей. С целью минимизации коррозии огнеупорного материала, во ФТИМС НАНУ совместно с НТУУ «КПИ» разрабатывались и создавались огнеупоры с прямой связкой («самосвязанные»), в идеале содержащие однофазное связующее вещество.

Пористость огнеупоров преимущественно сосредоточена в связке, что делает эту зону особо подверженной проникновению металлического расплава. Минимизация уровня пористости и размеров пор являлась целью наших исследований.

С этой целью нами были проведены эксперименты влияния связующего с основным наполнителем дегидратированного каолинита ($\text{Al}_2\text{O}_3 \cdot 2\text{SiO}_2 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$) на металлоустойчивость огнеупорных материалов. Состав огнеупорных материалов приведен в таблице 1.

Таблица 1 – Состав огнеупорных материалов

Состав материала, №	Массовое содержание компонентов, %		
Корундовый			
	Электроплавленный корунд	Молотый глинозем	Молотая глина
1	90	10	-
2	80	-	20
Периклазовый			
	Периклаз	Сырой магнезит	Молотая глина
3	80	20	-
4	90	-	10

При обжиге дегидратированная глинистая гранула дает усадку 9...16%. При этом усадка матрицы составляет всего 2...6%. В результате вокруг гранулы образуется так называемая «закрытая пора», в которой достигается минимально возможное диффузионное проникновение частиц расплава металла.

Для изучения металлоустойчивости нами была разработана специальная методика. Металлоустойчивость определялась временем разъедания таблетки толщиной 3 мм, диаметром 30 мм в турбулентном расплаве стали. При индукционной плавке металл под воздействием индукционных токов интенсивно перемешивается. В этих условиях испытываемая таблетка огнеупорного материала подвержена не только физико-химическому воздействию расплава, но также и размывающему (эрозионному) воздействию потоков, что соответствует условиям воздействия

металла на огнеупор при непрерывной разливке стали. Критерием стойкости огнеупора служило количество термосмен до растворения таблетки из керамики, таблица 2. Эта характеристика определяет время полного разрушения таблетки из огнеупора в металлическом расплаве за счет появления сквозной микротрещины, в секундах.

Таблица 2 – Свойства огнеупорных материалов ($t_{\text{обжига}} = 1720^{\circ}\text{C}$)

№ состава в соответствии с табл. 1	Без гранул		Тот же состав + 15% гранул дегидратированной глины сверх 100%		
	Закрытая пористость, %	Металлоустойчивость, с	Закрытая пористость, %	Металлоустойчивость, с	Термостойкость, количество термосмен $1300^{\circ}\text{C} \leftrightarrow \text{H}_2\text{O}$
Корундовый					
1	5...7	241	9...12	400	15
2	6...8	247	10...14	400	15
Периклазовый					
3	8...11	210	12...16	300	7
4	6...9	230	11...17	300	9

Как показали исследования (таблица 2), закрытая пора в 1,3 – 1,6 раза увеличивает металлоустойчивость исследуемых огнеупорных материалов.

В качестве выводов по проведенным исследованиям можно отметить, что закрытая пористость существенно увеличивает металлоустойчивость огнеупорных материалов. Материалы с закрытой пористостью можно рекомендовать для использования в качестве рабочего слоя футеровки агрегатов с циклическим режимом работы.

Целью дальнейших исследований является проведение промышленных испытаний разработанных огнеупорных материалов в условиях конвертерного цеха ОАО МК «Азовсталь» при футеровке промежуточных ковшей МНЛЗ.

Библиографический список

1. V.I. Sizov. *Routes Toward Improving the Melting and Casting Technology for Nonferrous Metals by the Use of New Lining Refractories* /

V.I. Sizov, N.A. Koémets, V.N. Tonkov, I.A. Pikhutin and A.A. Karpets // *Refractories and Industrial Ceramics*. - 2003. – Vol. 44. - N 5. – p. 298-300.

2. A.N. Alekseeva. /Methods of determining the corrosion resistance of glass-tank refractories /A.N. Alekseeva, E.S. Borisovskii // *Refractories and Industrial Ceramics*. - 1980. - Vol. 8. - N 5 - 6. – p. 324 - 329.

3. A.L. Yurkov. Pikhutin. Corrosion of aluminosilicate refractories by molten aluminum and melts based upon it in melting and casting units A.L. Yurkov, I.A. Pikhutin// *Refractories and Industrial Ceramics*. 2003. - Vol. 50. - №3. – p. 212 - 219.

4. Y. Kuromitsu. Interaction between Alumina and Binary Glasses / Y. Kuromitsu, H. Yoshida, H. Takebe, K. Morinaga // *Journal of the American Ceramic Societ.* - 1997. – Vol. 80. - June. – ISS 6. – p. 1583 – 1587.

5. D. Yong Lee. Effect of alumina particle size and distribution on infiltration rate and fracture toughness of alumina–glass composites prepared by melt infiltration / D. Yong Lee, Dae-Joon Kim, Bae-Yeon Kim, Yo-Seung Song // *Materials Science and Engineering A*. - 2003. - Vol. 34. - January. – ISS 1 - 2. – p. 98 – 105.

6. Kusuhiro Mukai. In-situ observation of slag penetration into MgO refractory / Kusuhiro Mukai, Zainan Tao, Kiyoshi Goto, Zushu Li, Toshiyasu Takashima // *Scandinavian Journal of Metallurgy*. - 2002. - Vol. 31. - February. - ISS 1. – p. 68 – 78.

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

*к.т.н. Козачишен В.А.,
Козачишена Е.С.
(ДонГТУ, Алчевск, Украина)*

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПРОЧНОСТНЫХ ПАРАМЕТРОВ КРЕСТОВИНЫ ШПИНДЕЛЯ

Визначені параметри міцності хрестовини шпінделя для підвищення здатності до навантаження шипа, внесені конструктивні зміни. Проведений розрахунок конструкції, що підтверджує зростання запасу міцності хрестовини.

Ключові слова: шпіндель, хрестовина, вилка, підшипники качення.

Определены прочностные параметры крестовины шпинделя для повышения нагрузочной способности шипа, внесены конструктивные изменения. Проведен расчет конструкции, подтверждающий увеличение запаса прочности крестовины.

Ключевые слова: шпиндель, крестовина, вилка, подшипники качения.

В настоящее время в рабочих линиях сортовых клетей применяются универсальные шпиндели на подшипниках качения, обеспечивающие увеличение производительности прокатных агрегатов. Основными достоинствами этой конструкции шпинделей являются:

- значительные углы перекося в шарнирных головках;
- быстрое соединение с рабочей клетью;
- удобство сборки и разборки, простота ремонта, монтажа и демонтажа;
- высокая нагрузочная способность и долговечность при минимальных габаритах [1].

Опыт эксплуатации универсальных шпинделей на подшипниках качения в рабочей линии клетки 580 показал высокие технико-экономические показатели.

В связи с освоением колонного профиля была разработана соответствующая калибровка валков.

С целью расширения сортамента и увеличения надежности шпинделей, были выполнены ряд процедур оптимизации конструкции крестовины шпиндельного соединения. Критерием оптимизации был принят коэффициент запаса прочности.

Общий вид шпиндельного соединения представлен на рисунке 1.

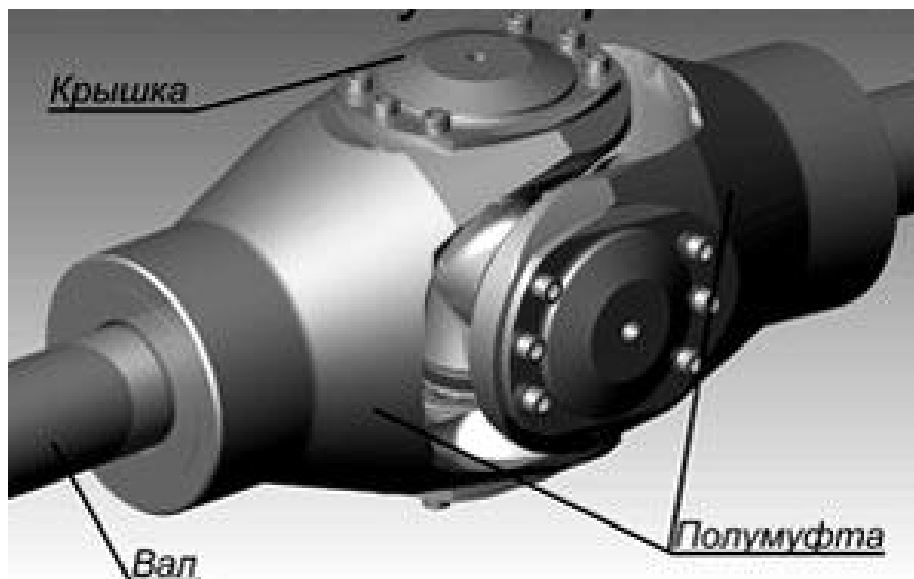


Рисунок 1 – Шпиндель на подшипниках качения

Конструкция элементов шпинделя представлена на рисунке 2. Для проведения расчетов была создана твердотельная модель крестовины. Материал крестовины – сталь 45ХН. Конструктивным изменениям подвергнуты элементы шипа.

Принятые допущения: материал изотропный, эквивалентные напряжения вычислялись по гипотезе энергии формоизменения Рихарда Фон Мизеса

$$\sigma_{\text{экв}} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)},$$

где σ_x , σ_y , σ_z , τ_{xy} , τ_{yz} , τ_{zx} – компоненты тензора напряжений в рассматриваемой точке.

Для случая объемно деформированного состояния считается, что текучесть стали наступает, когда эквивалентные напряжения $\sigma_{\text{экв}}$, рассчитанные по Мизесу, достигают предела текучести [2, 3].

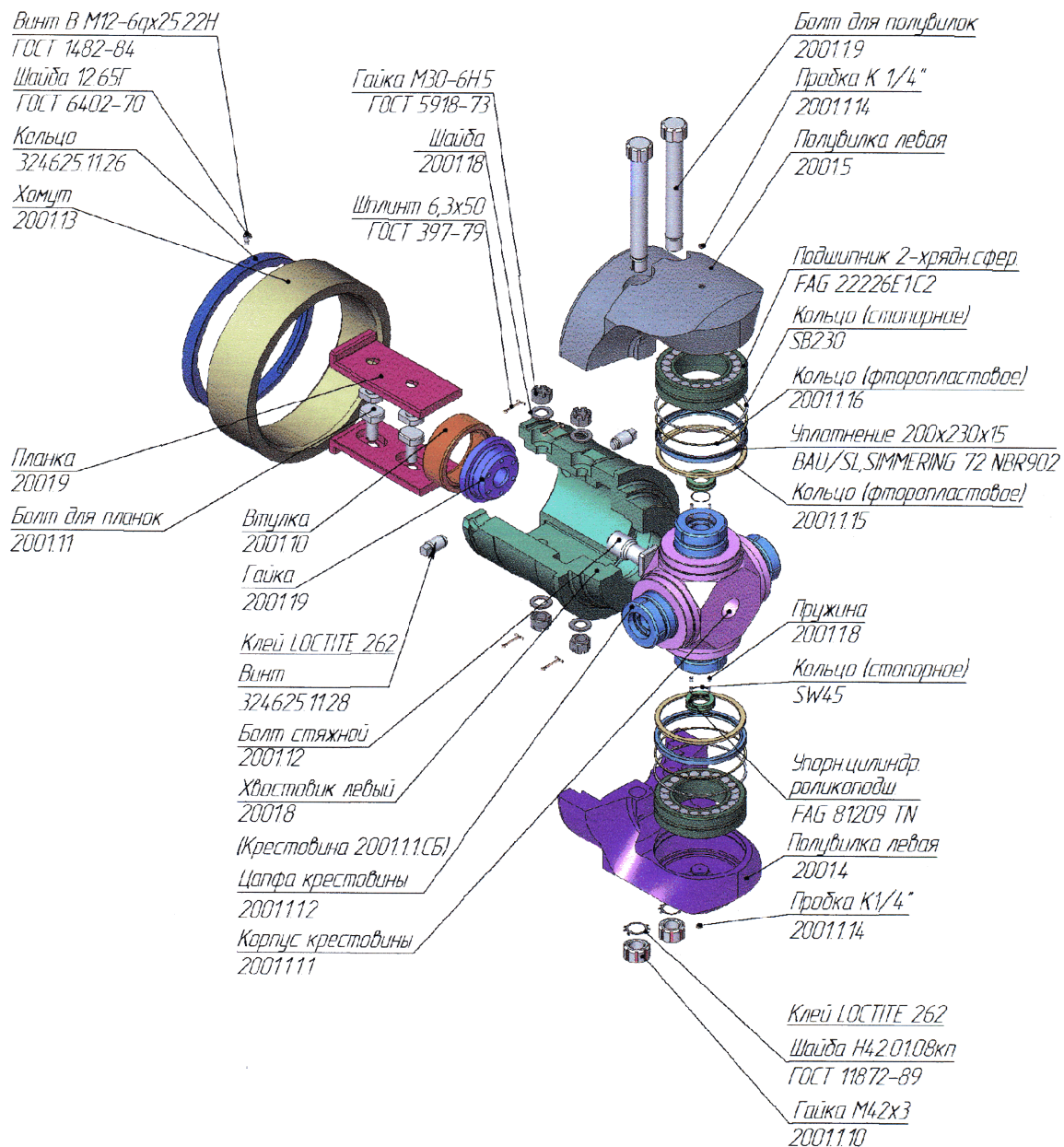
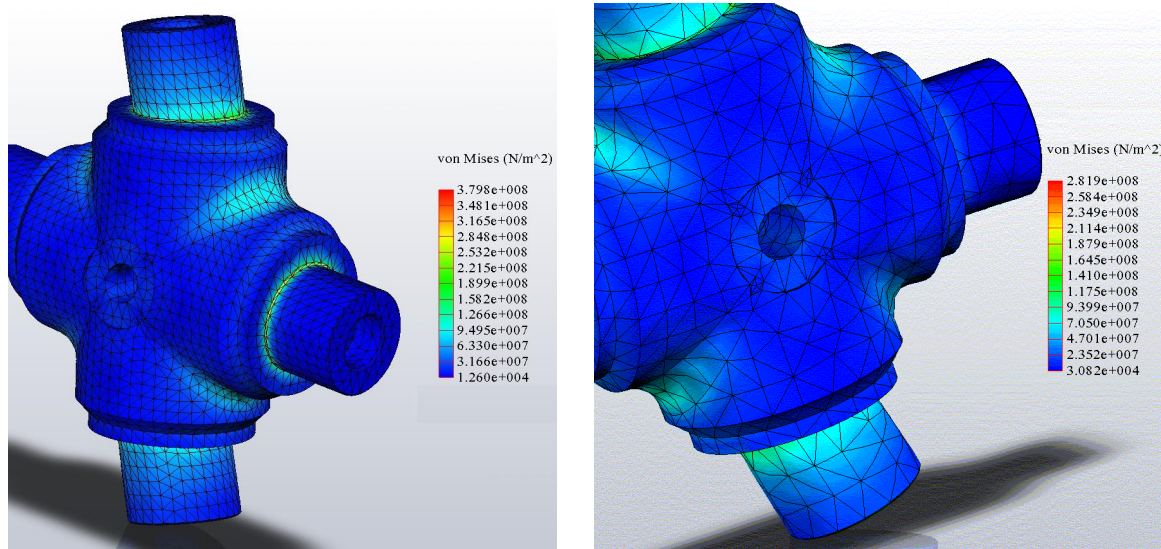


Рисунок 2 – Элементы шпиндельного соединения

На рисунке 3 представлены результаты моделирования:
а) существующая крестовина, коэффициент запаса прочности $[s] = 2$;
б) крестовина после проведенных конструктивных изменений $[s] = 2,2$.

Принятые изменения позволили увеличить нагрузочную способность крестовины на 10%. Дальнейшее увеличение нагрузочной способности ограничено грузоподъемностью подшипников. Подшипники качения в данной конструкции работают практически в статическом режиме не совершая полного оборота.



а)

б)

Рисунок 3 – Распределение напряжений при нагружении крестовины

Угол поворота колец составляет $8-12^\circ$, что приводит к локальному износу нагружаемых участков дорожек качения. Установка подшипника большей грузоподъемности требует изменения конструкции вилки и не вписываются в габарит.

Полученные результаты позволяют сделать выводы о том, что измененная конструкция крестовины обеспечивает надежную работу шпиндельного соединения при увеличении нагрузки на 10%.

Библиографический список

1. Применение шпинделей с универсальными шаровыми шарнирами на стане 500 / Комаров А.Н., Миносян Я.П., Власенко В.А. и др. - Сталь. - 2008. - №2. - С. 74.
2. Шимкович Д.Г. Расчет конструкций в MSC.visualNastran for Windows. – М.: ДМК Пресс, 2004. – 704 с. ил.
3. Каплун А.Б. Ansys в руках инженера. Практическое руководство. Изд. 2-е испр. // Каплун А.Б., Морозов Е.М., Олферьева М.А. - М.: Едиториал УРСС, 2004. – 272 с.

Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Новохатским А.М.

*к.т.н. Сотніков О.Л.,
Родіонов М.О.*

*(ДВНЗ "Донецький національний технічний університет",
Донецьк, Україна, e-mail: r-n-a@ukr.net)*

ВРІВНОВАЖУВАННЯ МЕХАНІЗМУ ХИТАННЯ КРИСТАЛІЗАТОРА МБЛЗ

Розглянуті переваги і недоліки різних способів врівноваження важільного механізму хитання кристалізатора МБЛЗ, а також запропоновані напрями вдосконалення системи врівноваження механізму хитання.

Ключові слова: кристалізатор, система врівноваження, механізм хитання, маховик, контрвантаж, амортизатор.

Рассмотрены достоинства и недостатки различных способов уравнивания рычажного механизма качания кристаллизатора МНЛЗ, а также предложены направления совершенствования системы уравнивания механизма качания.

Ключевые слова: кристаллизатор, система уравнивания, механизм качания, маховик, контргруз, амортизатор.

Постановка проблеми. Значне розповсюдження на машинах безперервного лиття заготовок (МБЛЗ) отримав важільний механізм хитання кристалізатора в комплексі з електромеханічним приводом як найпростіший і надійніший щодо конструкції. Такий привод характеризується нерівномірністю обертання вала електродвигуна через коливання рушійного моменту на ньому, які обумовлені механічною характеристикою електродвигуна, коливальним рухом кристалізатора МБЛЗ, що забезпечується механізмом хитання, і динамічним змінним навантаженням, котре виникає в процесі безперервного розливання сталі на МБЛЗ.

Разом з тим, змінне навантаження викликає підвищений знос шарнірних вузлів механізму хитання, що в свою чергу призводить до відхилення параметрів коливального руху кристалізатора і дестабілізації процесу розливання сталі на МБЛЗ.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. Для усунення даної проблеми розробляються різні методики стабілізації параметрів коливального руху кристалізатора МБЛЗ. Зокрема, існує детальний опис основних параметрів, що забезпечують необхідний закон руху кристалізатора [1],

але немає будь-якої методики їх стабілізації в процесі безперервного розливання. Зменшення коливань швидкості обертання вала електродвигуна приводу механізму хитання може бути досягнуто за рахунок використання спеціальної електронної системи управління [2], але більшого поширення отримали, в силу простоти реалізації, різні типи механічних систем врівноваження механізму хитання [3].

Актуальними є роботи з дослідження впливу таких систем врівноваження механізму хитання на параметри коливального руху кристалізатора МБЛЗ. Так, аналіз результатів обстежень при відновлювальному ремонті важільного механізму хитання кристалізатора сортової МБЛЗ [4, 5], якій обладнано врівноважуючими пневмоамортизаторами, показав, що на "биття" кристалізатора в поперечному і поздовжньому напрямках по відношенню до технологічної осі машини істотно впливає зміна тиску повітря в пневмоамортизаторах. Однак методики завдання тиску повітря в пневмоамортизаторах, особливо з урахуванням технічного стану механізму хитання, в даний час не існує.

Формулювання цілей статті. Метою даної роботи є аналіз різних методів врівноваження важільного механізму хитання кристалізатора МБЛЗ для визначення найбільш ефективного з них, а також формування передумов для удосконалення системи врівноваження.

Виклад основного матеріалу. З практичного досвіду [3] система врівноваження важільного механізму хитання кристалізатора МБЛЗ (рисунок 1) може бути виконана з використанням:

а) маховика (рисунок 2), що встановлюється на валу електродвигуна;

в) контрвантажа, що встановлюється на вихідній ланці механізму хитання з боку приводу (рисунок 3);

д) пневматичних амортизаторів, що встановлюються під вихідною ланкою механізму хитання з протилежного боку приводу (рисунок 4).

Установка маховика (рисунок 2) дозволяє згладити змінне навантаження на валу двигуна і стабілізувати синусоїдальні коливання механізму хитання при незначних змінах технологічного навантаження.

Момент інерції маховика визначається з розрахунку найбільш повного використання двигуна при відносно помірних розмірах маховика і зазвичай приймається як розрахунковий номінальний момент двигуна

$$\dot{I}_{\text{дв}} = (1,2 \dots 1,3) \dot{I}_{\text{н\ddot{o}}},$$

де M_{cp} – середній момент на валу двигуна за цикл роботи механізму хитання [2].

Зі збільшенням моменту інерції маховика ступінь вирівнювання навантаження на двигуні зростає, максимальне значення рушійного моменту M_T на валу двигуна за цикл роботи механізму хитання

зменшується, мінімальне значення M_T збільшується і обидва вони наближаються до середнього значення M_{cp} [2]. Істотним недоліком використання маховика є розрахунок його моменту інерції без урахування механічної характеристики двигуна [6].

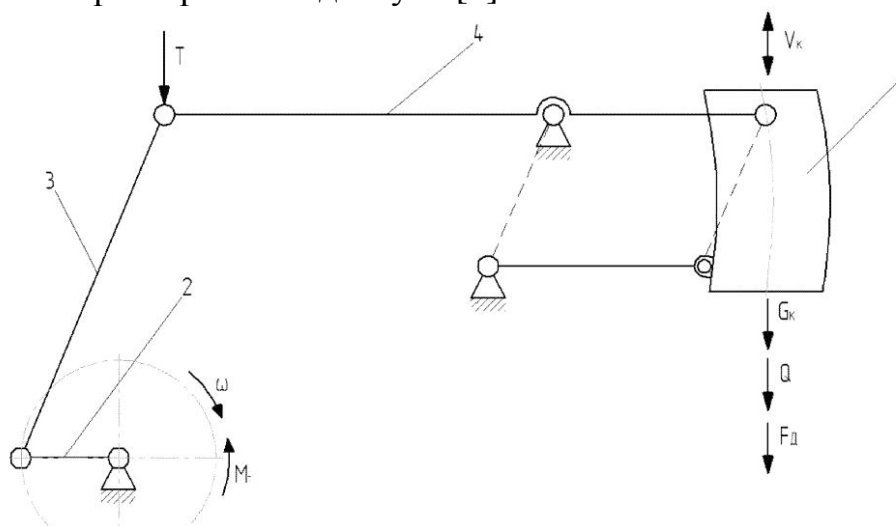


Рисунок 1 – Кінематична схема важільного механізму хитання кристалізатора:

1 – гільза кристалізатора; 2 – кривошип; 3 – шатун; 4 – коромисло;
 ω – кутова швидкість кривошипа; M_T – рушійний момент на кривошипі;
 V_k – швидкість руху кристалізатора; G_k – сила ваги кристалізатора;
 Q – технологічне навантаження; F_d – динамічне зусилля;
 T – сумарне зусилля, що діє на шатун

При цьому відсутня можливість зміни врівноважувального впливу у процесі безперервного розливання сталі на МБЛЗ при зміні технологічного навантаження. Регулювання врівноважувального впливу можливе шляхом заміни маховика, а для цього необхідно мати в розпорядженні комплект маховиків з різними інерційно-масовими параметрами. Крім того, така заміна можлива тільки при зупинках МБЛЗ, що немає сенсу, тому що неможливо передбачити характер зміни технологічного навантаження при подальшому розливанні сталі на МБЛЗ.

Врівноважування механізму хитання кристалізатора за допомогою контрвантажа (рисунок 3) дозволяє зменшити граничне навантаження приводу, дає можливість здійснювати регулювання роботи механізму хитання шляхом зміни маси контрвантажа.

Але можливості регулювання обмежені зміною маси контрвантажа тільки при зупинках МБЛЗ, що також немає сенсу, як і у випадку застосування маховика.

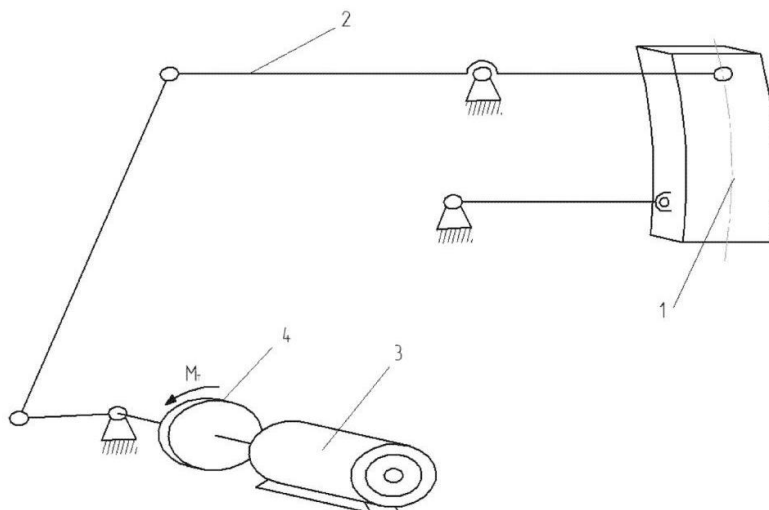


Рисунок 2 – Кінематична схема важільного механізму хитання кристалізатора з врівноваженням за допомогою маховика:
1 – гільза кристалізатора; 2 – механізм хитання; 3 – електродвигун;
4 – маховик

При правильному виборі маси контрвантажа 3 (рисунок 3) кристалізатор переврівноважується і перед початком розливання завжди займає верхнє положення, що дозволяє здійснити перший рух кристалізатора зверху вниз, що дуже важливо для запобігання проривів металу під кристалізатором і виключає необхідність використання гальма [2].

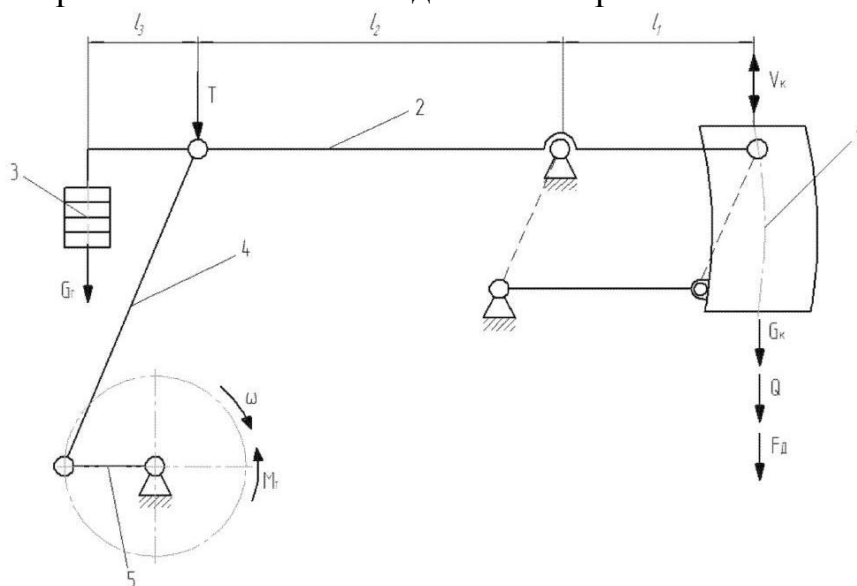


Рисунок 3 – Кінематична схема важільного механізму хитання кристалізатора з врівноваженням за допомогою контрвантажа:
1 – гільза кристалізатора; 2 – коромисло; 3 – контрвантаж;
4 – шатун; 5 – кривошип

При визначенні сили ваги контрвантажа G_c враховується характер змін зусиль і моментів, що діють на окремі ланки важільного механізму. Сумарне зусилля T , що діє на шатун 4, визначається за формулою:

$$T = (G_c + Q + F_a) \frac{l_1}{l_1 + l_2},$$

де G_k – сила ваги кристалізатора;

F_d – динамічне зусилля;

l_1 – плече навантаження, що діє на кристалізатор відносно точки повороту коромисла;

l_2 – плече сумарного зусилля T відносно точки повороту коромисла;

Q – зусилля витягування злитка із кристалізатора.

Момент на приводному валу від зусилля T і врівноважувального навантаження визначаються з рівності потужностей [7]

$$M_T \omega = \frac{V_k T}{\eta} \frac{l_1}{l_2}, \quad M_T = \frac{V_k T l_1}{\eta \omega l_2},$$

де M_T – момент від сумарного зусилля T ;

V_k – швидкість кристалізатора;

ω – кутова швидкість вала двигуна;

η – коефіцієнт корисної дії механічної системи.

Момент від врівноважувального навантаження визначається теж з рівності потужностей

$$M_p \omega = G_a V_k \frac{l_1}{l_2 + l_3}, \quad M_p = \frac{(G_a V_k) \cdot l_1}{(l_2 + l_3) \omega},$$

де l_3 – плече зусилля G_c , що створюється контрвантажем.

Найкращим врівноважуванням буде таке, при якому максимальні значення даних моментів, під час підйому і опусканні кристалізатора будуть однаковими.

Умову мінімізації розмаху коливань можна представити у вигляді залежності

$$\dot{I}_{\partial \dot{A}} - \dot{I}_{D \dot{A}} = \dot{I}_{D \dot{I}} - \dot{I}_{\partial \dot{I}}, \quad (1)$$

тут і далі індексами "В" і "Н" позначено відповідність моментів M_T і M_P напрямку руху кристалізатора – вгору і вниз відповідно:

$$\dot{I}_{\dot{O}.A} = \frac{T_A V_{E.A} l_1}{\omega \eta l_2}, \quad \dot{I}_{D.A} = \frac{G_a V_{E.A} l_1}{\omega l_2 + l_3},$$

$$\dot{I}_{\dot{O}.f} = \frac{T_f V_{E.f} \eta l_1}{\omega l_2}, \quad \dot{I}_{P.A} = \frac{G_a V_{E.f} l_1}{\omega l_2 + l_3}.$$

Підставивши значення моментів у формулу (1) і виразив її відносно величини G_a , отримаємо:

$$G_a = \frac{\left(\frac{\dot{O}_A V_{E.A}}{\eta} + T_f V_{E.f} \eta \right) (l_2 + l_3)}{l_2 (V_{E.f} + V_{E.A})}.$$

Незважаючи на зазначені вище труднощі, що пов'язані з врівноважуванням механізму хитання кристалізатора при зміні технологічного навантаження з використанням контрвантажа, дана система врівноваження теоретично дозволяє розробити ряд конструкторських рішень, які спрямовані на зміну врівноважувального впливу у процесі безперервного розливання сталі на МБЛЗ за рахунок зміни не маси контрвантажа, а його положення щодо точки докладання його зусилля.

Найбільш ефективним і найбільш поширеним є врівноважування механізму хитання кристалізатора МБЛЗ за допомогою пневматичних амортизаторів (рисунок 4), що створюють змінне зусилля P_y , яке збільшується при русі кристалізатора вниз і зменшується при його переміщенні вгору (рисунок 5) [8]. Пневматичні амортизатори дозволяють частково врівноважити сумарну силу ваги ланок механізму хитання і кристалізатора.

Для визначення необхідного врівноважувального зусилля P_y необхідно враховувати зусилля і моменти, що діють на окремі ланки механізму хитання. Сумарне зусилля T , що виникає в важільному механізмі, визначається за формулою:

$$T = (G_e + Q + F_a) \frac{l_2}{l_3 + l_2},$$

де l_2 – плече навантаження, яке діє на кристалізатор щодо точки повороту коромисла (рисунок 4);

l_3 – плече сумарного зусилля T відносно точки повороту коромисла (рисунок 4).

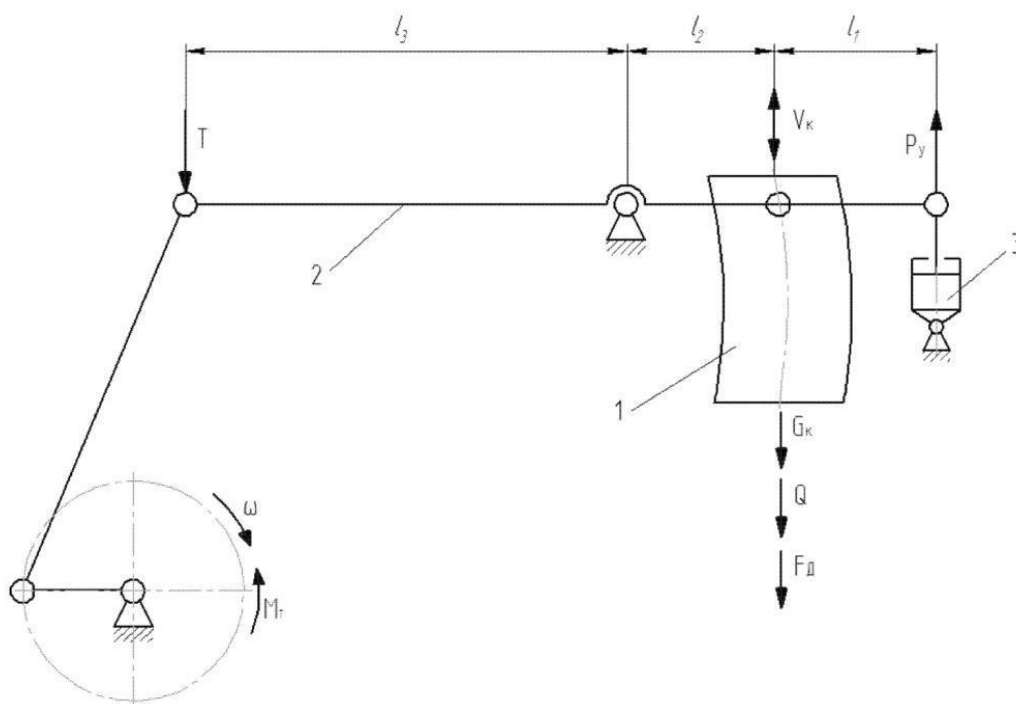


Рисунок 4 – Кінематична схема важільного механізму хитання кристалізатора з врівноваженням за допомогою пневматичного амортизатора:

1 – гільза кристалізатора; 2 – механізм хитання;
3 – пневматичний амортизатор

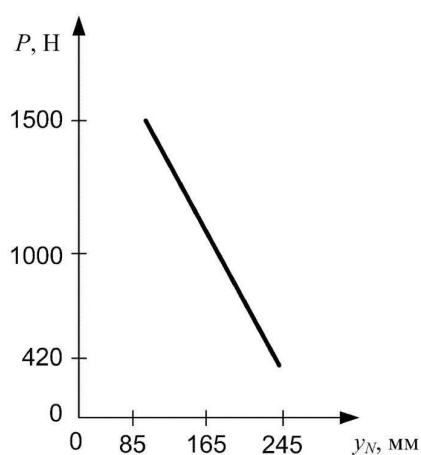


Рисунок 5 – Залежність зусилля, яке створюється пневматичними амортизаторами "Pirelli" H26 механізму хитання, від переміщення кристалізатора МБЛЗ "DANIELY"

Для визначення моментів, що виникають на приводному валу механізму хитання від зусилля T і врівноважуючого навантаження P_y , складемо відповідні їм рівності потужностей

$$M_T \omega = \frac{V_K T}{\eta} \frac{l_2}{l_3 + l_2}, \quad M_P \omega = P_y V_K \frac{l_2}{l_1 + l_2}.$$

Моменти на приводному валу від зусилля T і врівноважувального навантаження P відповідно будуть рівні:

$$M_T = \frac{V_K T l_2}{\eta \omega (l_3 + l_2)}, \quad M_P = \frac{P_y V_K l_2}{\omega (l_1 + l_2)}.$$

Умову мінімізації розмаху коливань можна представити аналогічно залежності (1), де моменти будуть рівні:

$$\begin{aligned} \dot{I}_{\dot{\theta} \cdot \hat{A}} &= \frac{T_{\hat{A}} V_{\hat{E} \cdot \hat{A}}}{\omega \eta} \frac{l_2}{l_3 + l_2}, \quad \dot{I}_{\dot{\theta} \cdot \hat{A}} = \frac{P_y V_{\hat{E} \cdot \hat{A}}}{\omega} \frac{l_2}{l_1 + l_2}, \\ \dot{I}_{\dot{\theta} \cdot \hat{I}} &= \frac{T_{\hat{I}} V_{\hat{E} \cdot \hat{I}} \eta}{\omega} \frac{l_2}{l_3 + l_2}, \quad \dot{I}_{\dot{\theta} \cdot \hat{A}} = \frac{P_y V_{\hat{E} \cdot \hat{I}}}{\omega} \frac{l_2}{l_1 + l_2}. \end{aligned}$$

Тоді із залежності (1) отримаємо:

$$P_y = \frac{l_1 + l_2}{l_3 + l_2} \frac{T_{\hat{A}} V_{\hat{E} \cdot \hat{A}} + T_{\hat{I}} V_{\hat{E} \cdot \hat{I}} \eta^2}{\eta (V_{\hat{E} \cdot \hat{A}} + V_{\hat{E} \cdot \hat{I}})}.$$

Основна перевага даної системи врівноваження механізму хитання полягає в можливості регулювання тиску пневмоамортизаторів в залежності від зміни параметрів технологічного навантаження при безперервному розливанні сталі на МБЛЗ. Але на практиці – цим не користуються, вважаючи за краще регулювати тиск амортизаторів тільки при зупинках МБЛЗ стосовно амплітуди коливання і форми одержуваного закону коливального руху кристалізатора, що не враховує всіх фізичних процесів, які виникають у процесі безперервного розливання сталі на МБЛЗ.

Висновки. Основний недолік врівноважування механізму хитання кристалізатора МБЛЗ за допомогою маховика і контрвантажа полягає в неможливості регулювання врівноважувального зусилля при зміні технологічного навантаження в процесі безперервного розливання сталі. Так, швидкість витягування злитка із кристалізатора може змінюватися

в процесі розливання – через зміну умов взаємодії злитка з робочими гранями гільзи кристалізатора (обумовлених зміною коефіцієнта тертя), а також маніпуляцій оператора. Маховик не може забезпечити початкової установки кристалізатора у верхньому положенні і робить неможливим регулювання врівноважувального зусилля при зміні технологічного навантаження; врівноважування за допомогою контрвантажа позбавлене цих недоліків, але також передбачає деякі труднощі при регулюванні врівноважувального зусилля, яке безпосередньо залежить від маси встановлюваного контрвантажа. Найбільш ефективною є методика врівноваження механізму хитання за допомогою пневматичних амортизаторів, що дозволяє регулювати врівноважувальне зусилля за рахунок зміни тиску стиснутого повітря в амортизаторах. Головним недоліком даного методу є відсутність однозначної методики визначення залежності врівноважувального зусилля від параметрів механічної системи механізму хитання кристалізатора, включаючи її технічний стан, і технологічне навантаження в процесі лиття заготовок. Розвиток даного методу передбачає розробку складної математичної моделі роботи механізму хитання кристалізатора МБЛЗ з подальшим отриманням ряду необхідних математичних залежностей.

Бібліографічний список

1. Пиксаев А.В. Механизм качания кристаллизатора слябовых МНЛЗ. Конструирование и расчет: монография / А.В. Пиксаев, В.Е. Хребто, Ю.А. Бодяев, К.Н. Вдовин. – Магнитогорск: МГТУ, 2001. – 87 с.
2. Марголин Ш.М. Электропривод машин непрерывного литья заготовок. / Ш.М. Марголин. – М.: Металлургия, 1987. – 279 с.
3. Левин М.З. Уравновешивание привода качания кристаллизатора машин непрерывного литья заготовок / М.З. Левин, Н.Г. Пироженко, Д.А. Дюдкин и др. // Черная металлургия. – 1980. – №4. – С. 152-157.
4. Сидоров В.А. Исследование влияния давления воздуха в пневмоамортизаторах механизма качания на параметры движения кристаллизатора МНЛЗ / В.А. Сидоров, А.Л. Сотников // Металлургические процессы и оборудование. – 2009. – №4. – С. 15-19.
5. Сидоров В.А. Техническое обслуживание и ремонт механизма качания кристаллизатора МНЛЗ / В.А. Сидоров, А.Л. Сотников, С.В. Птуха // Металлургические процессы и оборудование. – 2009. – №4. – С. 39-43.
6. Лучинский В.Н. Расчет маховика для установившегося движения машины с электроприводом по заданным $M_c(\varphi)$, $J(\varphi)$ и $M_d(\varphi)$ / В.Н. Лучинский, О.И. Кульбачный // Сб. науч. тр. "Исследование по динамике механизмов и машинных агрегатов". Под. общ. ред. А.В. Жели-

говского. – М.: Всесоюзный заочный машиностроительный ин-т, 1969. – С. 4-26.

7. Артоболевский И.И. Теория механизмов и машин: учеб. для вузов; 4-е изд., перераб. и доп. / И.И. Артоболевский. – М.: Наука. Гл. ред. физ. мат. лит., 1988. – 640 с.

8. Attuatori e sospensioni pneumatiche / Catalog "PIRELLI", 2007. – P. 206-207.

Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Ульяницким В.Н.

*Дорогой Е.В.,
к.т.н. Попов Г.Н.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина,
evgeniy.dorogoy@gmail.com)*

ВЛИЯНИЕ КОНУСНОСТИ И УГЛА НАКЛОНА ОКОМКОВАТЕЛЯ НА ЗАКОНОМЕРНОСТЬ ДВИЖЕНИЯ МАТЕРИАЛА В ЕГО ПРОСТРАНСТВЕ

Проведено аналіз розподілення матеріалу у просторі моделі циліндричного та конусного огрудкувачів з різними кутами розкриття конусів. Зроблено висновки за результатами виконаної роботи.

Ключові слова: *циліндричний огрудкувач, конусний огрудкувач, агломераційна шихта, розподіл матеріалу.*

Проведен анализ распределения материала в пространстве модели цилиндрического и конусного окомкователей с разными углами раскрытия конуса. Сделаны выводы по результатам выполненной работы.

Ключевые слова: *цилиндрический окомкователь, конусный окомкователь, агломерационная шихта, распределение материала.*

Постановка проблемы в общем виде и ее связь с важными научными и практическими заданиями. В условиях рыночной экономики конкурентоспособность предприятий металлургического комплекса обусловлена не только высокими показателями качества конечной продукции, но и качеством полупродукта, получаемого после основных переделов. В связи с этим становится очевидной необходимость производства агломерата с заданными металлургическими свойствами, обладающего рациональным соотношением цена-качество. Агломерационные фабрики Украины, зачастую построенные в середине прошлого века, уже давно работают на пределе своей проектной мощности, что отрицательно сказывается на качестве производимого агломерата. В сложившихся условиях необходима разработка таких технических и технологических приемов ведения производства, которые позволили бы не только сохранить продуктивность на высоком уровне, но и значительно повысить качество производимого агломерата.

Анализ последних достижений и публикаций. В настоящее время известны следующие методы интенсификации агломерационного производства: окускование руд естественной основности < 10 мм с топ-

ливом [1], производство агломерата повышенной основности [2], управление условиями формирования жидкой фазы [3], повышение прочности агломерата за счет использования доломитизированного известняка и окиси алюминия [4], двуслойное спекание агломерационной шихты [5], комбинированный нагрев и термообработка спека горячим (800-1000 °С) газом, использование извести в качестве интенсифицирующей добавки [6], глубокая механическая обработка агломерационного спека, подогрев агломерационной шихты с целью исключения переувлажнения спекаемого слоя, обогащение воздуха кислородом [7], накатывание топлива на гранулы окомкованной шихты, повышение высоты агломерируемого слоя [8].

Также не редко при реконструкции агломерационных фабрик для повышения их производительности прибегают к увеличению размеров палет, длинны агломерационной ленты, повышению мощности эскаустеров. Несомненно, эти методы способны повысить производительность аглофабрик, но, в то же время, требуют немалых средств на свою реализацию.

Наибольший интерес, наряду с остальными, представляет такой метод интенсификации агломерационного производства, как повышение высоты слоя спекаемого агломерата. В соответствии с закономерностями слоевого теплообмена [2], по мере перемещения высокотемпературной зоны вниз, растут максимальные температуры в зоне формирования агломерата, а так же происходит расширение так называемой тепловой волны, то есть увеличение времени воздействия высоких температур на спекаемый материал. Следовательно, чем ниже от поверхности расположен слой полученного агломерата, тем большей прочностью он обладает.

По данным [2] при спекании криворожской руды с увеличением высоты слоя от 200 до 280 мм средний размер куска агломерата после испытания в барабане увеличился с 6,6 до 7,1 мм, а выход фракции > 10 мм – с 54,0 до 71-73 %. Более наглядные результаты дает повышение высоты спекаемого слоя с 287 до 400 мм в условиях аглофабрики ЗСМК: выход годного увеличился с 62-64 до 71-73 %, содержание топлива в шихте снизилось с 4,25 до 3,2 %, содержание FeO в агломерате снизилось с 18-20 до 12-15 % с соответствующим улучшением восстановимости.

Необходимо отметить, что агломерация в высоком слое позволяет отказаться от специальной термообработки спека с неминуемым снижением производственных затрат.

На многих зарубежных фабриках, в шихте которых содержится не значительное количество концентрата, технология агломерации в высоком слое применяется давно. Широкому распространению этой технологии на

отечественных агломерационных фабриках препятствует высокое содержание тонкоизмельченных концентратов, что обуславливает низкую газопроницаемость окомкованной агломерационной шихты, и говорит о необходимости разработки эффективных технологических приемов ведения операции окомкования и оснащения агломерационных фабрик соответствующим оборудованием.

Постановка задач. Целью проведенной работы было уточнение распределения материала в пространстве барабанных (конусного и цилиндрического) окомкователей. Эта работа является важным этапом разработки рациональной модели процесса окомкования тонких концентратов, т.к. получение на выходе из устройства шихты заданного монофракционного состава обеспечивает необходимую для поднятия высоты агломерируемого слоя газопроницаемость без дорогостоящей замены эксгаустерного оборудования.

Данная работа является продолжением ранее начатых исследований, и представляет собой более подробное рассмотрение вопросов механики движения материала в процессе его нахождения в окомкователе, перераспределения (сегрегации) по крупности в процессе окомкования.

Представление основного материала исследования. Исследования проводились на модели цилиндрического и двух моделях конусного окомкователей (имеющих угол раскрытия конуса 5 и 20 градусов), с кольцевой перегородкой со стороны разгрузки высотой 1 см. Параметры данных моделей приведены в таблице 1.

Согласно плану проведения эксперимента была проведена серия опытов на модели цилиндрического и серия опытов на моделях конусных окомкователей.

В качестве базового режима работы модели цилиндрического окомкователя был выбран режим с наклоном образующей цилиндра, равным 5° , в сторону разгрузки (что близко к углу наклона промышленных окомкователей). В качестве опытных были выбраны режимы работы с углами наклона 5, 10, 15° в сторону, противоположную стороне разгрузки. В качестве среды моделирования использовался железорудный концентрат (ЖРК) крупностью ≤ 1 мм, а также предварительно окомкованный до крупности 3-5 мм и подсушенный концентрат («микроокатыши»). Скорость вращения модели барабана-окомкователя для всех опытов была постоянной и равнялась 17 об/мин. В качестве опытных для моделей конусного окомкователя были выбраны режимы работы с углами наклона 3, 6, 9° в сторону, противоположную стороне разгрузки. В остальных условиях опыта соответствовали вышеописанным (с моделью цилиндрического окомкователя).

Таблица 1 – Параметры моделей цилиндрического и конусного окомкователей

Параметр	Цилиндрический	Конусный (5°)	Конусный (20°)
Длина, м	0,62	0,69	0,54
Больший диаметр, м [*]	0,57	0,72	0,74
Меньший диаметр, м [*]		0,6	0,32
Высота кольцевой перегородки, м	0,01	0,01	0,01
Скорость вращения, об/мин	17	17	17
* – под бóльшим диаметром понимают основание конуса, под меньшим – его вершину			

Исследования проходили по следующей схеме: после измерения массы материала в модели (которое проводилось после прекращения выхода материала) на ее основе делалась навеска ЖРК и микроокатышей в соотношении 70/30 (данное отношение было выбрано интуитивно, т.к. целью опытов было выявление общей картины движения материала). Взвешенный материал загружался в пространство модели двумя порциями, как показано на рисунке 1, а: сначала производилась загрузка микроокатышей 1 под заднюю стенку устройства, после производилась загрузка ЖРК 2 ближе к стороне выгрузки.

Данная схем призвана показать выход микроокатышей в переднюю часть барабана, а ЖРК к его задней стенке, иными словами противоток материала. После запуска установки через 10 секунд (время засекалось с помощью механического секундомера «Слава» СДС) барабан останавливался и проводился отбор проб, как показано на рисунке 1, б, из пяти точек по длине барабана (на расстоянии 12, 24, 36, 48 и 60 см от стороны загрузки для цилиндрического и 10,8, 21,6, 32,4, 43,2 и 54 см для конусного окомкователей). Также замерялась толщина слоя материала в этих точках для анализа изменения его профиля в процессе моделирования. В ходе отбора проб материал отбирался перпендикулярно оси вращения барабана снизу вверх. При этом пробу старались взять равномерно по всему радиусу. Отобранную пробу (массой 200 грамм, кроме режима работы окомкователя с углом наклона 10 и 15 градусов для модели цилиндрического окомкователя, и с углом наклона 6 и 9 градусов для модели конусного окомкователя, когда масса пробы составляла 500 грамм, что связано с большим количеством материала в барабане. Для режима работы конусного окомкователя с углом наклона 3 градуса масса пробы составляла 300 грамм) рассеивали на сите с раз-

мером ячейки 1 мм, подрешетный и надрешетный продукты взвешивали.

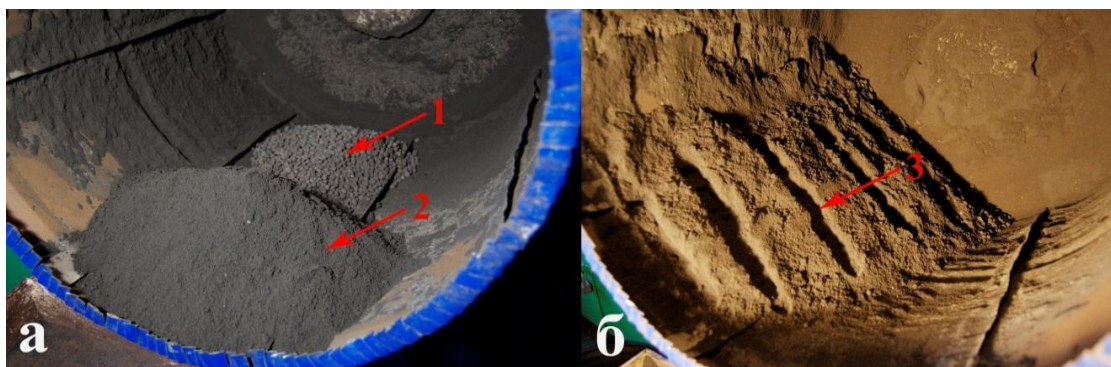


Рисунок 1 – Схема загрузки модели окомкователя (а) и отбора проб (б)

Зная общую массу пробы, а также массы подрешетного (фракция ≤ 1 мм) и надрешетного (фракция 3-5 мм) продуктов можно посчитать процентное содержание их в пробе.

Все модели были оборудованы кольцевой перегородкой, которая показана на рисунке 2. Она позволяет увеличить время пребывания материала в пространстве модели. Ее высота во всех случаях равнялась $h_1 = h_2 = h_3 = 1$ см.

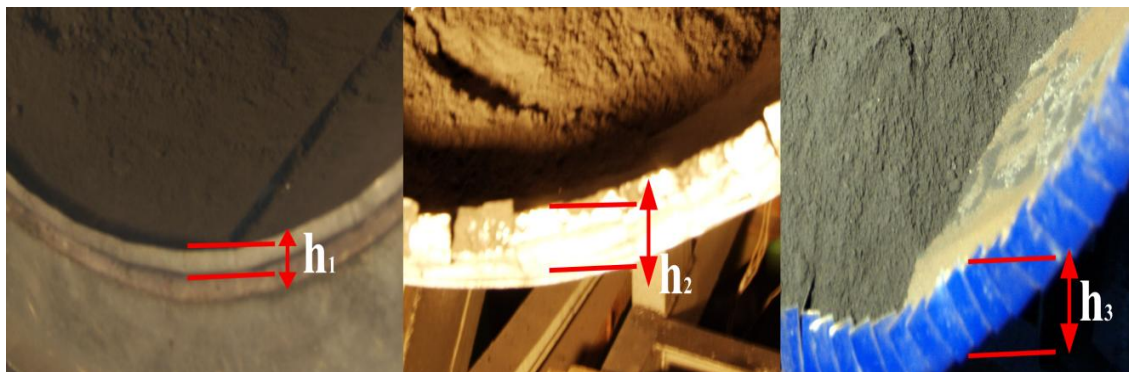


Рисунок 2 – Общий вид кольцевой перегородки

Полученные в результате исследований данные были обработаны в среде табличного процессора «MS Excel».

По мере роста угла наклона моделей увеличивалась масса материала, находящегося в их полости. В таблице 2 приведена масса материала, а также масса микроокатышей и концентрата для каждого из режимов работы.

Таблица 2 – Масса микроокатышей и концентрат в пространстве окомкователя в зависимости от угла его наклона

Угол наклона, град.	Масса материала, кг		
	Модель окомкователя		
	Цилиндрического	Конусного (5°)	Конусного (20°)
0	11,17/7,82/3,32	5,99/4,19/1,79	7,7/5,39/2,31
3	–	16,7/11,69/5,01	12,93/9,05/3,88
5	20,7/14,49/6,21	–	–
6	–	26,0/18,2/7,8	17,8/12,46/5,34
10	33,45/23,42/10,35	–	–
9	–	45,2/31,64/13,56	28,78/20,15/8,64
15	44,45/31,12/13,36	–	–

Было установлено, что цилиндрический окомкователь не обеспечивает удовлетворительную сегрегацию материала в процессе своей работы, тем самым не достигается необходимое качество окомкования шихты на выходе. Выпадение пробы 1 при режиме работы с углом наклона в 15 градусов объясняется резким уходом материала к глухой стенке окомкователя при включении двигателя, что не было учтено при планировании эксперимента. На рисунке видно, что явление сегрегации начинает проявляться лишь на расстоянии 24 см от разгрузочного конца (проба № 2), что не может обеспечить выход монофракционного материала из окомкователя. Максимальное содержание микроокатышей в пробе №1 для модели цилиндрического окомкователя находилось на уровне 12 %.

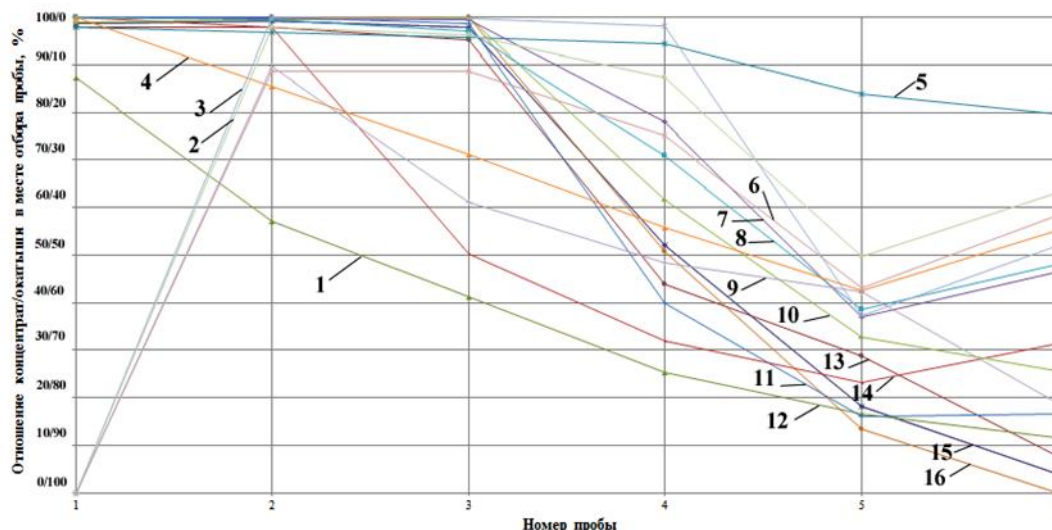
Распределение материала в пространстве моделей конусных окомкователей подтверждает эффект сегрегации, который наблюдается при работе данных устройств на любых углах наклона (рисунок 4 и 5). Здесь максимальное содержание микроокатышей в первой пробе составляло 100 % для обеих моделей (с углом раскрытия конуса 5 и 20°).

Рост сегрегации происходил при увеличении времени пребывания материала в окомкователе, а также при росте угла наклона устройства. Стоит отметить, что с ростом конусности устройства влияние угла наклона на процесс сегрегации увеличивается, что следует из рисунков 4 и 5.

Максимальная толщина слоя шихты наблюдалась на моделях цилиндрического и конусных окомкователей при больших углах (более 5°) наклона со стороны, противоположной выгрузке. Это негативно влияет на образование гранул в зоне увлажнения, которая находится в первой трети окомкователя (с противоположного выгрузке конца).

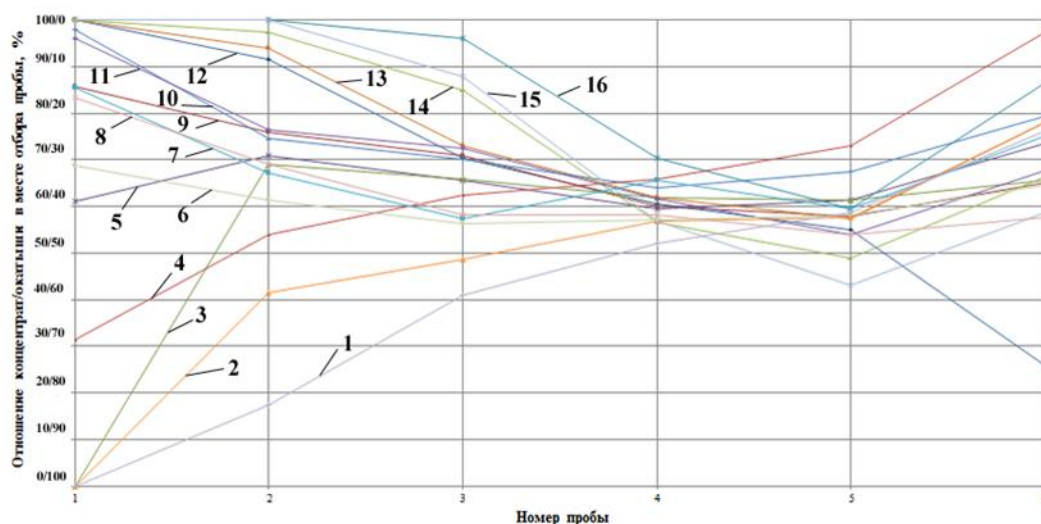
Конусные окомкователи обеспечивают сегрегацию материала на всех углах наклона. Принимая во внимание вышесказанное, рациональными являются углы наклона 3-5°.

Данные исследования были проведены в «транспортном» режиме работы окомкователей, т.е. они не выполняли полезной работы по окомкованию загруженного в них материала. Это связано с необходимостью исследования только процесса сегрегации и исключения влияющих на этот процесс посторонних факторов.



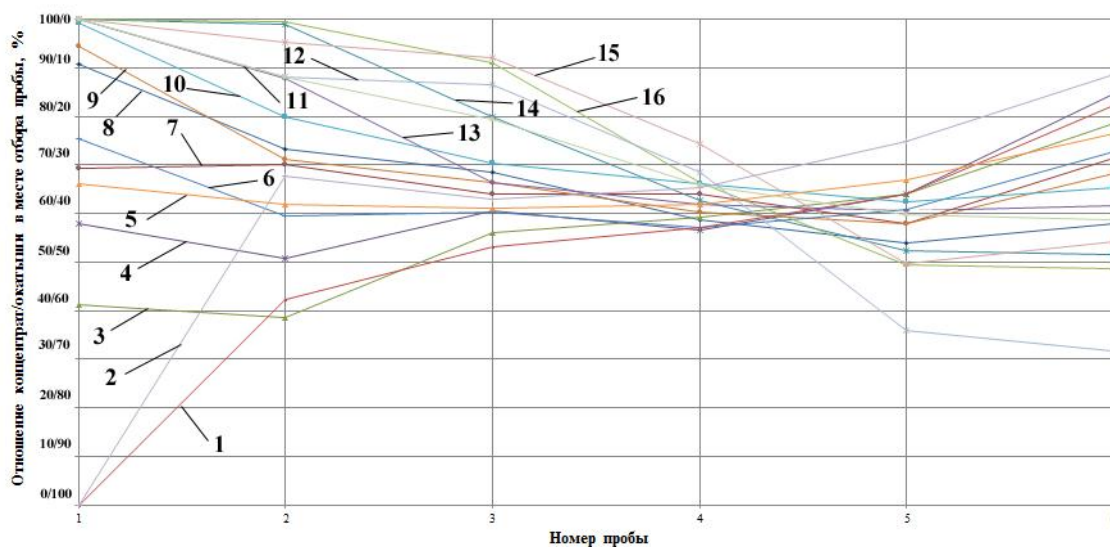
15 – 0^0 10 с; 13 – 0^0 20 с; 14 – 0^0 30 с; 1 – 0^0 210 с; 5 – 5^0 10 с; 16 – 5^0 20 с; 11 – 5^0 30 с; 12 – 5^0 210 с; 10 – 10^0 10 с; 7 – 10^0 20 с; 8 – 10^0 30 с; 4 – 10^0 210 с; 3 – 15^0 10 с; 6 – 15^0 20 с; 2 – 15^0 30 с; 9 – 15^0 210 с.

Рисунок 3 – Распределение материала в пространстве модели цилиндрического окомкователя



12 – 0^0 10 с; 9 – 0^0 20 с; 5 – 0^0 30 с; 3 – 0^0 210 с; 16 – 3^0 10 с; 13 – 3^0 20 с; 10 – 3^0 30 с; 4 – 3^0 210 с; 14 – 6^0 10 с; 9 – 6^0 20 с; 7 – 6^0 30 с; 2 – 6^0 210 с; 15 – 9^0 10 с; 8 – 9^0 20 с; 6 – 9^0 30 с; 1 – 9^0 210 с.

Рисунок 4 – Распределение материала в пространстве модели конусного (5^0) окомкователя



8 – 0° 10 с; 7 – 0° 20 с; 4 – 0° 30 с; 3 – 0° 210 с; 14 – 3° 10 с; 9 – 3° 20 с; 6 – 3° 30 с; 1 – 3° 210 с; 16 – 6° 10 с; 13 – 6° 20 с; 10 – 6° 30 с; 5 – 6° 210 с; 12 – 9° 10 с; 15 – 9° 20 с; 11 – 9° 30 с; 2 – 9° 210 с.

Рисунок 5 – Распределение материала в пространстве модели конусного (20°) окомкователя

Выводы.

Явление сегрегации материала в большей степени развито в конусном окомкователе, и практически отсутствует в окомкователе цилиндрическом.

Влияние угла раскрытия барабана конусного окомкователя на ход процесса сегрегации становится более заметным при углах наклона более 5°.

С увеличением углов наклона окомкователей в сторону, противоположную стороне разгрузки, увеличивается масса материала, находящегося в них, что негативно сказывается на надежности устройства.

Рациональными углами наклона при работе конусных окомкователей являются углы наклона до 5°.

Дальнейшие исследования должны быть направлены на изучение механизма увлажнения, гранулообразования и упрочнение гранул в пространстве конусного окомкователя.

Библиографический список

1. Ефименко Г.Г. *Металлургия чугуна* / Г.Г. Ефименко, А.А. Гимельфарб, В. Е. Левченко. – Киев: Вища школа, 1981. – 495 с.
2. Коротич В.И. *Агломерация рудных материалов* / В.И. Коротич, Ю.А. Фролов, Г.Н. Бездежский. – Екатеринбург: ГОУ ВПО «УГТУ-УПИ», 2003. – 400 с.

3. Ефименко Г.Г. Процессы смачивания при спекании железных руд и концентратов / Г.Г. Ефименко, Д.А. Ковалев // – Изв. АН СССР, Металлы. – 1965. – № 1. – С. 11–17.

4. Утков В.А. Подготовка и комплексная переработка металлургического сырья / В.А. Утков, В.В. Кашин, С.В. Иванова. – М.: Металлургия, 1970. – С. 107–110.

5. Исакова Я. Двухслойное спекание на агломашине в Закамацу / Я. Исакова, К. Сугавара, Н. Насака. [и др.] // Тэцу то хаганэ. – 1979. – Т.65, № 2. – С. 4.

6. Смородинников А.В. Применение извести на аглофабриках СССР / А.В. Смородинников, Ф.Ф. Колесанов, Н.С. Климова [и др.] // Бюл. Ин-та Черметинформация. – 1978. – Серия 3, вып. № 2. – 34с.

7. Савицкая Л.И. Окускование руд и доменное производство в капиталистических странах в 1976-1980 гг. / Л.И. Савицкая // Бюл. Ин-та Черметинформация. – 1981. – № 20.

8. Базелевич С.В. Пути увеличения высоты слоя шихты при агломерации / С.В. Базелевич // Металлург. – 1975. – № 22. – С. 22–24.

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

*Проценко М.Ю.,
к.т.н. Куберский С.В.,
к.т.н. Эссельбах В.С.
(ДонГТУ, Алчевск, Украина)*

СРАВНЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ЛЕГИРОВАНИЯ МЕТАЛЛА ФЕРРОСПЛАВАМИ И МЕТОДОМ ДУГОВОГО ГЛУБИННОГО ВОССТАНОВЛЕНИЯ

Проведено аналіз основних статей витрат, що мають місце при легуванні рідкого металу методом дугового глибинного відновлення й показана його досить висока ефективність у порівнянні з використанням традиційних феросплавів.

Ключові слова: *дугове глибинне відновлення, шлак силікомарганця, марганець, кремній, витрати, феросплави, легування.*

Проведен анализ основных статей затрат, имеющих место при легировании жидкого металла методом дугового глубинного восстановления и показана его достаточно высокая эффективность в сравнении с использованием традиционных ферросплавов.

Ключевые слова: *дуговое глубинное восстановление, шлак силикомарганца, марганец, кремний, затраты, ферросплавы, легирование.*

При производстве продукции из черных металлов образуется значительное количество шлаковых отвалов, занимающих большие площади и оказывающих негативное влияние на экологическую обстановку. Переработка и утилизация шлаков является актуальным и обязательным элементом безотходной технологии, так как способствует ресурсосбережению, а также снижению загрязнений водного и воздушного бассейнов. Особого внимания заслуживают отходы ферросплавного производства, которые содержат значительное количество ценных компонентов, используемых для рафинирования и легирования железоуглеродистых расплавов [1].

Актуальным вопросом, на сегодняшний день, является использование ферросплавных отходов в технологических схемах производства чугуна и стали, что может способствовать снижению расхода основных сырьевых ресурсов и повышению конкурентоспособности металлопродукции на внутреннем и мировом рынках.

На данный момент проведено достаточно большое количество исследований по изучению целесообразности использования ферросплавных шлаков в агломерационном, доменном и сталеплавильном процессах.

При замене марганцевой руды (Mn 27,6%; Fe 3,6%; SiO_2 32,9%; CaO 5,08%) шлаком (Mn 15,97%; Fe 2,06%; SiO_2 33,06%; CaO 34,08%) в количестве 45,5 кг/т агломерата имеет место к снижению расхода марганцевой руды на 32,7 кг/т и флюса на 12,1 кг/т готового агломерата. Выход мелкой фракции 0-5 мм при этом сокращается с 14,7 до 13,8%, а удельная производительность агломашины увеличивается на 3,5%. Выплавка чугуна на таком агломерате дает положительный экономический эффект за счет снижения расхода марганцевой руды, флюса и улучшения качества агломерата.

Ввод в агломерационную шихту гранулированных шлаков ферромарганца и силикомарганца при любом количестве концентрата в шихте улучшает качество агломерата, снижая в нем содержание мелочи фракции 0-5 мм на 1,0-2,8%, что не только компенсирует перерасход кокса от увеличения выхода шлака, но и позволяет получить некоторую его экономию.

При использовании в доменной плавке шлака силикомарганца, содержащего 7% сплава снижается себестоимость выплавки чугуна.

Достаточно перспективным направлением является использование марганцевых шлаков в сталеплавильном производстве. Наибольший интерес в этом плане представляют ковшовые остатки шлаков, содержащие до 20-30% марганца. Часть ковшовых остатков перерабатывается вместе с жидкой частью шлака на щебень и отгружается металлургическим предприятиям для выплавки чугуна. Однако большое количество шлаковых коржей от производства ферромарганца и силикомарганца вывозят в отвал. Введение 1 кг ковшовых остатков шлака заменяет 0,273 кг ферромарганца [2].

Высокий экономический эффект получается при использовании ферросилициевых шлаков для раскисления и внепечной обработки стали [2]. Шлаки от выплавки ферросиликохрома по свойствам и составу аналогичны шлакам производства ферросилиция. Они содержат до 30-40% включений сплава, 10% карбида кремния и практически полностью используются при выплавке передельного феррохрома. Кроме того, шлаки ферросиликохрома могут эффективно использоваться для легирования стали и сплавов.

Промышленные испытания показали принципиальную возможность применения в конвертерной плавке ковшовых остатков шлака при выплавке всего сортамента стали практически из безмарганцовистого

(Mn менее 0,05%) углеродистого полупродукта, а также для легирования стали в ковше взамен стандартных марганцевых ферросплавов.

Таким образом, анализ различных видов отходов производства ферросплавов показал, что достаточно ценным металлургическим сырьем могут быть шлаки от производства марганцевых и кремневых ферросплавов содержащие более 10% марганца и около 25% кремния, широко используемых для раскисления и легирования железоуглеродистых расплавов.

В предыдущих работах [1,3] предложен метод переработки отходов ферросплавного производства с использованием дугового глубинного восстановления (ДГВ), входящих в их состав полезных элементов непосредственно в железоуглеродистый расплав. Однако в данных работах проанализирована эффективность процесса только лишь с точки зрения затрат основных шихтовых материалов и электроэнергии. На проведенных экспериментах, при легировании чугуна Mn и Si, затраты на электроэнергию составили 43-66% (среднее 55,6%) от стоимости выпечной обработки, что свидетельствует о достаточно высокой конкурентоспособности предложенного способа.

Такой вывод авторами этих работ был сделан на основании анализа калькуляций себестоимости процесса производства марганцевых и кремневых ферросплавов. Доля затрат на шихтовые материалы в себестоимости марганцевых и кремневых ферросплавов составляет 35-40% и такая же доля затрат связана с расходом технологической электроэнергии. При дуговом восстановлении доля шихты в себестоимости не превышает 10-15% и процесс будет рентабельным если затраты на электроэнергию будут находиться в пределах 55-70%.

Цель данной работы заключалась в проведении анализа основных статей затрат имеющих место при обработке жидкого металла методом ДГВ и с использованием традиционных ферросплавов.

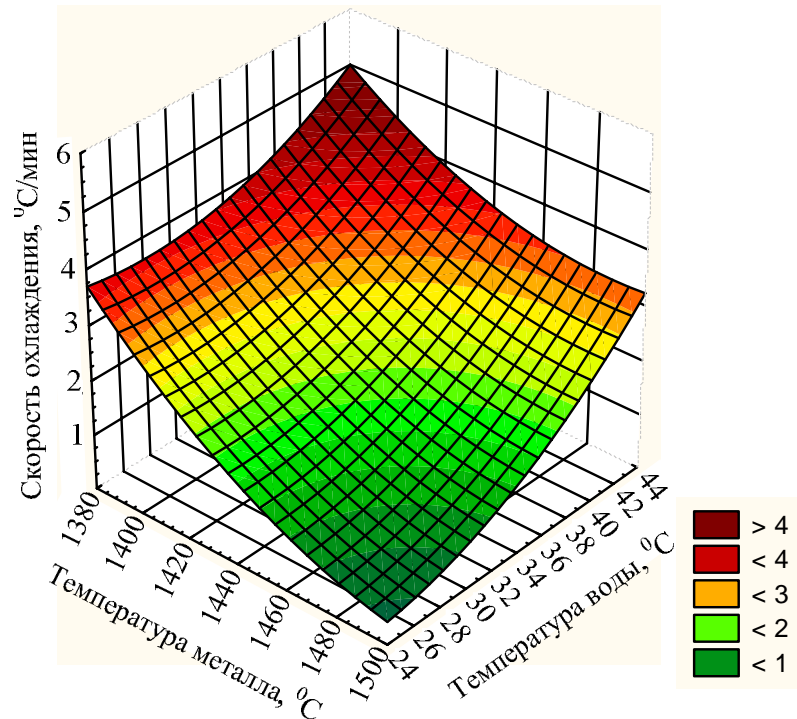
Сущность предложенного метода ДГВ заключается в восстановлении полезных элементов из определенного вида сырья в зоне электрической дуги с использованием различных восстановителей. В настоящих исследованиях использовался наиболее распространенный, доступный и дешевый карботермический метод восстановления с использованием в качестве восстановителя боя графитовых электродов. Для дугового глубинного восстановления марганца и кремния из металлургических отходов была проведена серия опытов с использованием жидкого расплава. В качестве основного сырья в рудновосстановительной смеси блоков использовали шлак производства силикомарганца и шлам доменного ферромарганца с различными добавками (FeSi, магнезит, доломит и известь) [3].

Практически все процессы доводки металлических расплавов до заданных параметров производят в ковше, поэтому для объективного сравнения данных технологий обработки были определены и учтены в сравнительных расчетах потери энергии в индукторе (сопротивление индуктора и потери с охлаждающей водой), а также на нагрев расплава в процессе обработки методом ДГВ. Это обусловлено отсутствием данных статей энергетических затрат при традиционной обработке расплава ферросплавами в ковше.

Для анализа рентабельности процесса дугового глубинного восстановления элементов в сравнении с технологией раскисления и легирования металлических расплавов ферросплавами было проанализировано 11 серий плавов с обработкой чугуна методом ДГВ в 60 кг индукционной печи (в общей сложности было израсходовано 42 рудно-восстановительных блока). В ходе проведенных исследований были отработаны технологические параметры обработки, усовершенствована конструкция рудно-восстановительных блоков, а также их химический состав.

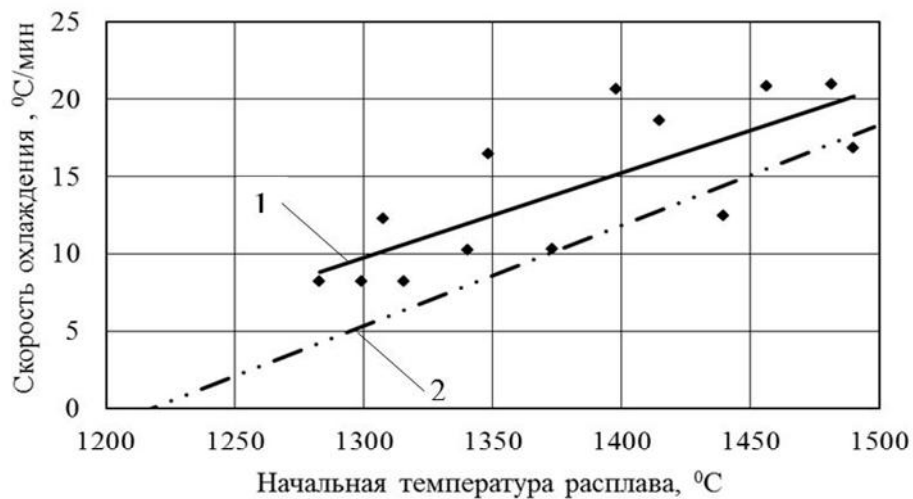
Потери электроэнергии на водяное охлаждение индуктора определялись как функция от начальной температуры расплава t_m и охлаждающей воды t_c (рисунок 1), а дополнительные энергозатраты на нагрев расплава по фактическим замерам его температуры до и после обработки методом ДГВ с использованием экспериментально установленной зависимости охлаждения расплава от начальной его температуры (рисунок 2). Полученные в ходе проведения опытных плавов результаты представлены в таблице 1.

При проведении опытных плавов масса металла в индукционной печи составляла $M_{мет} = 27,5-33,0$ кг, время обработки соответствовало $\tau_{ДГВ} = 4,53-15,55$ мин, за время обработки на разных опытах было израсходовано от 0,250 до 1,036 кг рудно-восстановительной смеси и 0,117-0,283 кг токоподводящих электродов (в т.ч. 0,099-0,239 кг стальной трубки), а общие затраты электроэнергии колебались в пределах $\Sigma Q_{ДГВ} = 0,760-1,914$ кВт·ч. Потери температуры при ДГВ составляли $\Delta t_m^{ДГВ} = 17-165$ °С, а определенные по зависимости, представленной на рисунке 2 для случая, если бы отсутствовал дополнительный нагрев металла электрической дугой (т.е. без ДГВ) находились в пределах $\Delta t_m = 38-229$ °С. На отдельных плавках наблюдалось остывание металла в процессе ДГВ, что свидетельствует о недостатке подводимой в зону дуги энергии.



$$\omega_m^{ДГВ} = 383,067 - 0,482956 \cdot t_m - 1,172772 \cdot t_w + 0,000153 \cdot t_m^2 + 0,000625 \cdot t_m \cdot t_w + 0,00552 \cdot t_w^2$$

Рисунок 1 – Зависимость скорости охлаждения чугуна в процессе ДГВ от начальной температуры расплава и охлаждающей воды



$$\omega_m = 0,0547 \cdot t_m - 61,321, R = 0,77; \omega_m^{без\ в.} = 0,0648 \cdot t_m - 78,886, R = 0,94.$$

Рисунок 2 – Зависимость скорости охлаждения расплава в индукционной печи от его начальной температуры:

- 1 – экспериментальная с учетом потерь на водяное охлаждение;
- 2 – расчетная за вычетом доли потерь с охлаждающей водой

Таблица 1 – Показатели проведенных опытных плавов процесса ДГВ

№ п/п	Начальная температура расплава, °С	Изменение тем- пературы рас- плава при ДГВ (охлаждение “–” и нагрев “+”), °С	Время об- работки, мин	Затраты эл. эл. эн. кВт·ч	Степень из- влечения, %		Восстановлено, г		Затраты при обра- ботке рас- плава, грн.		Снижение “–”, увеличение “+” себестоимости обработки, %
					Mn	Si	Mn	Si	ДГВ	ФС	
1	1275	2	4,53	0,760	24	83	9,0	33,0	0,532	1,024	-48,1
2	1365	47	7,58	1,206	31	25	27,0	24,0	0,827	1,234	-32,9
3	1498	84	6,83	1,047	21	15	15,0	12,0	0,482	1,067	-54,8
4	1340	40	7,3	1,073	24	22	16,5	16,5	0,695	0,797	-12,8
5	1440	99	12,25	1,426	59	-	62,0	-	0,576	1,533	-62,4
6	1381	53	7,30	1,376	45	12	43,4	16,1	2,286	1,392	64,3
7	1357	100	8,00	1,914	38	-	21,7	-	0,979	0,595	64,3
8	1415	70	9,53	1,243	38	24	39,0	24,0	3,977	1,574	152,8
9	1406	32	8,33	1,042	-	-	-	-	1,291	0,337	283,7
10	1415	25	6,75	0,879	21	4	26,5	5,9	0,856	0,941	-9,1
11	1431	37	7,25	1,037	23	3	20,6	2,9	0,935	0,810	15,3
12	1398	102	12,92	1,022	23	14	18,0	12,0	0,264	0,897	-70,6
13	1390	73	15,55	1,281	22	8	30,0	12,0	0,900	1,082	-16,8
14	1406	118	14,32	1,167	26	14	30,0	18,0	0,377	1,263	-70,2
15	1398	54	10,87	1,187	18	3	15,0	3,0	0,353	0,643	-45,2
16	1481	50	7,67	1,349	51	31	29,7	23,01	0,943	1,597	-41,0
17	1490	81	9,42	1,618	42	9	36,2	9,9	1,310	1,416	-7,5
18	1490	-11	5,58	1,183	82	-	34,0	-	1,108	1,107	0,1

В ходе проведения плавки снижение температуры расплава в процессе обработки за счет воды, охлаждающей индуктор, находилось в пределах 9-65 °С, что составляет более 20% общих потерь тепла, и можно ожидать повышения эффективности обработки на эту величину при реализации процесса в ковше, где нет водяного охлаждения.

Рассмотрим отдельный пример плавки № 2 и произведем сравнительный анализ эффективности легирования металла методом дугового глубинного восстановления и ферросплавами. Фактические изменения температуры в ходе процесса ДГВ, которые необходимо учитывать при сравнительной оценке разных технологий, будут определяться разностью потерь температуры при ДГВ и обработке ферросплавами с учетом потерь на водяное охлаждение. Для данной плавки общие потери температуры расплава за время обработки составили 66 °С, причем 40 °С (рисунок 1) теряется за счет воды, охлаждающей индуктор. На потери при обработке расплава в футерованной емкости (ковше) без водяного охлаждения приходится 26 °С. При отсутствии дугового нагрева в соответствии с рисунком 2 остывание расплава за время опыта могло составить 73 °С. Т.е. в результате легирования расплава методом ДГВ часть энергии расходовалась на нагрев металла, составивший $\Delta t = 47$ °С. Тогда общие потери энергии на дополнительный нагрев 30 кг металла

$$Q_{\text{эл-энерг.}} = M_{\text{мет}} \cdot C_{\text{мет}} \cdot \Delta t = 30 \cdot 0,2 \cdot 47 / 860 = 0,322 \text{ кВт}\cdot\text{ч},$$

где $C_{\text{мет}}$ – теплоемкость жидкого чугуна 0,2 ккал/кг·град.

При общих затратах электроэнергии 1,206 кВт·ч на весь процесс обработки, затраты электроэнергии на метод ДГВ составят 0,883 кВт·ч или 0,706 грн. при стоимости 1 кВт·ч 0,80 грн.

Затраты на материалы для изготовления рудно-восстановительных блоков рассчитывали в соответствии с расходом их на обработку, долей в составе шихты и стоимостью. Доля шлака в рудно-восстановительной смеси составляет 0,69, восстановителя – боя графитовых электродов 0,23, а связующего – жидкого стекла 0,08. Стоимость 1 т шлака была принята 80 грн.; боя графитовых электродов 2000 грн., а жидкого стекла 1747 грн. Затраты на израсходованные основные материалы блоков составят 0,390 грн.

Кроме того необходимо учесть стоимость сгоревшего комбинированного электрода, состоящего из металлической трубки (127 г) набитой внутри электродной смесью (23 г). В свою очередь доля измельченного боя графитовых электродов в электродной смеси составляет 0,71, (цена 2000 грн./т), доля каменноугольного пека в качестве связки 0,18 (цена 3500 грн./т) и доля балластной добавки в виде пудры магнезита 0,11 (цена 1000 грн./т). Таким образом общие затраты на материалы для изготовле-

ния комбинированных электродов составили 0,367 грн. Суммарные затраты на электроэнергию для ДГВ и материалы для изготовления рудно-восстановительных блоков составят 1,464 грн. Кроме того, был учтен прирост массы металла в процессе ДГВ за счет переходящей в расплав металлической трубки и восстановившихся элементов, который мы можем реализовать по цене готовой продукции (~4000 грн./т) и затраты на изготовления рудно-восстановительных блоков (приняты 10% от общих затрат на весь процесс обработки ДГВ), составляющие соответственно 0,712 грн. и 0,075. Таким образом, общие затраты на процесс обработки расплава в ковше методом ДГВ, для условий рассматриваемой плавки, составят 0,827 грн.

При доводке металла ферросплавами их расход рассчитывали по формуле (1)

$$Q_{\text{ФС}} = (M_{\text{эл.}} / \varepsilon_{\text{ФС}} / Y_{\text{эл.}}) \cdot C_{\text{ФС}}, \quad (1)$$

где $M_{\text{эл.}}$ – масса восстановленного элемента, т;

$\varepsilon_{\text{ФС}}$ – доля основного элемента в ферросплаве;

$Y_{\text{эл.}}$ – доля усвоения элемента раскислителя, $Mn = 0,85$, $Si = 0,75$.

При условии, что стоимость 75% ферромарганца 14500 грн./т и 65% ферросилиция 15000 грн./т затраты на ферросплавы составят 1,334 грн. Однако ввод 1% ферромарганца охлаждает металл на 16-17 °С, а при окислении 0,1% Mn расплав нагревается на 8-10 °С [4], что в конечном счете приведет к снижению его температуры на 2,3 °С и увеличению стоимости обработки ферросплавами на 0,013 грн.

В расчетах теплового баланса процесса раскисления ферросилицием учитывали затраты тепла на его нагрев до температуры плавления и плавление

$$t_{\text{FeSi}}^{\text{охл.}} = \frac{C_{\text{FeSi}} / m_{\text{FeSi}} \cdot M_{\text{FeSi}} \cdot T_{\text{пл.}}}{M_{\text{мет}} \cdot 0,2} + \frac{S_{\text{преп.}} / m_{\text{FeSi}} \cdot M_{\text{FeSi}}}{M_{\text{мет}} \cdot 0,2} = 4,63 \text{ } ^\circ\text{C},$$

где C_{FeSi} – теплоемкость 19,06 кал /моль·К;

m_{FeSi} – масса одного моля силицида железа, кг;

M_{FeSi} – масса ферросилиция, кг;

$T_{\text{пл.}}$ – температура плавления ферросилиция 1693 К;

$S_{\text{преп.}}$ – теплота превращения $\text{FeSi}_{\text{тв.}}$ в $\text{FeSi}_{\text{жид.}}$ ккал/моль·К;

а также выделение тепла при растворении кремния в железе и его окислении

$$t_{FeSi}^{нагр.} = \frac{M_{Si} \cdot \Delta H_{Si \rightarrow Fe}}{M_{мет} \cdot 0,2} + \frac{Y_{Si} \cdot \Delta H_{Si \rightarrow SiO_2}}{M_{мет} \cdot 0,2} = 10,25 \text{ } ^\circ\text{C},$$

где M_{Si} – масса несвязанного с железом кремния ферросилиция, кг;

$\Delta H_{Si \rightarrow Fe}$ – энтальпия реакции растворения Si в Fe – 1022 ккал/кг Si [5];

$\Delta H_{Si \rightarrow SiO_2}$ – энтальпия реакции окисления Si – 4888 ккал/кг Si [5];

Y_{Si} – масса окисленного кремния при введении ферросилиция, кг.

Общий нагрев металла за счет растворения и окисления кремния ферросилиция за вычетом потерь на его нагрев и плавление составит 5,62 °С. Также учитывалось изменение затрат на обработку в результате прироста массы металла при раскислении ферросплавами которые составили 0,308 грн. (0,077 кг). Однако при минимальной длительности обработки ферросплавами в ковше 5 мин [4] снижение температуры металла составит 35 °С (40,6 °С охлаждение расплава за 5 мин (таблица 1) и 5,62 °С нагрев за счет ферросилиция), что потребует дополнительных затрат на нагрев 0,196 грн. Таким образом, суммарные затраты на обработку металла ферросплавами составили 1,234 грн., что на 0,406 грн. (32,9 %) выше расходов на внепечную обработку методом ДГВ.

Полученные результаты аналогичных расчетов, для опытных плавов, проведенных при переработке шлака силикомарганца, представлены в таблице 1.

При анализе опытных и расчетных данных таблицы 1 видно, что не на всех плавках был получен экономический эффект при использовании данной технологии для обработки металла в ковше. Анализ технологических параметров отдельных плавов позволил установить, что для плавов №6 и №8 характерна высокая стоимость восстановителя – ферросилиция. В опыте №7 и №11 в состав рудно-восстановительной смеси блока были введены соответственно известь и доломит, что требует больших энергетических затрат на обработку. Для увеличения основности рудной смеси за счет MgO в опыте №9 использовали магнетит, что могло привести к образованию шпинелей, препятствующих процессу восстановления и соответственно дополнительным потерям энергии. Опыт №18 показал, что ввод в рудную смесь CaO в виде извести способствует улучшению степени восстановления марганца за счет протекания реакций замещения, однако требует больших энергетических затрат.

Результаты, проведенной работы свидетельствуют о достаточно высокой эффективности процесса легирования металла марганцем и кремнием, восстанавливаемыми из шлака силикомарганца в зоне заглубленного в расплав дугового разряда. Такая технология может быть

вполне конкурентоспособной в сравнении с традиционным использованием ферросплавов.

Учитывая нестабильность степени извлечения элементов методом ДГВ довольно перспективным может быть получение жидких кремне-марганцевых лигатур с использованием их для обработки металла, особенно в ковшах малой емкости. В этом случае после определения химического состава жидкой лигатуры ее можно использовать для обработки расплава, что значительно повысит точность определения ее расхода, улучшит условия растворения при контакте двух жидких фаз и обеспечит минимальные теплотери.

Дальнейшие исследования будут направлены на стабилизацию энергетических параметров процесса и степени восстановления полезных элементов, восстанавливаемых из ферросплавных шлаков и отходов металлургического производства, а также разработку технологии получения жидких лигатур методом ДГВ и обработки ими железоуглеродистых расплавов.

Библиографический список

1. Проценко М.Ю. Оценка эффективности использования электродугового легирования железоуглеродистых расплавов марганецсодержащими отходами / М.Ю. Проценко, С.В. Куберский, С.Б. Эссельбах // Сборник научных трудов ДонГТУ. - 2010. - Вып. №30. – С.202–214.

2. Панфилов М.И. Переработка шлаков и безотходная технология в металлургии / М.И. Панфилов, Я.Ш. Школьник, Н.В. Орининский, В.А. Коломиец, Ю.В. Сорокин, А.А. Грабеклис. – М.: Металлургия, 1987. – 238 с.

3. Проценко М.Ю. Исследование параметров электродугового восстановления марганца и кремния из ферросплавных отходов/ Проценко М.Ю., Куберский С.В., Семирягин С.В. // Металлургическая и горно-рудная промышленность. – 2010. - №7. – С.169–170.

4. Бигеев А.М. Металлургия стали: :[учебник для вузов, –2-е изд., перераб. и доп.] / А.М. Бигеев. – М.: Металлургия, 1988. - 480 с.

5. Зубов В.Л. Электрометаллургия ферросилиция / В.Л. Зубов, М.И. Гасик. – Днепропетровск: Системные технологии, 2002. –704 с.

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

Сілаєв Д. А.,
к.т.н Ульяницький В.Н.,
к.т.н Левченко Э. П.,
к.ф-м.н. Галич В. А.
(ДонДТУ, г. Алчевськ, Україна)

ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ АГЛОВИРОБНИЦТВА ШЛЯХОМ МОДЕРНІЗАЦІЇ УСТАТКУВАННЯ ПОДРІБНЕННЯ АГЛОМЕРАТУ

Розглянуто можливості і основні напрямки вдосконалення розвитку конструкції одновалкової зубчастої дробарки з метою поліпшення якості агломерату в залежності від фракційної складової.

Ключові слова: агловиробництво, шихта, агломерат, аглопиріг, дроблення, дробарка, фракція.

Рассмотрены возможности и основные направления усовершенствования развития конструкции одновалковой зубчатой дробилки с целью улучшения качества агломерата в зависимости от фракционной составляющей.

Ключевые слова: аглопроизводство, шихта, агломерат, аглопирог, дробление, дробилка, фракция.

Постановка проблеми. Чорна металургія України є однією з найпотужніших галузей промислового виробництва. Враховуючи те, що значна більшість виготовленого металу, близько 80% [1], йде на експорт, особливу увагу слід приділяти якості готової продукції, яка безпосередньо залежить від споживчих показників сировини. В умовах конкуренції на світових ринках збуту металу, фактор якості та собівартості продукції відіграє домінуючу роль в утриманні замовників.

Тому прагнення металургійних компаній скоротити виробничі витрати на підприємстві в цілому і окремих його ділянках безумовно є актуальним. Першою і важливою ділянкою металургійного підприємства є агломераційне виробництво, де відбувається утворення продукту агломерату, сировини для доменного процесу. Якість агломерату в сукупності з іншими компонентами шихти обумовлює роботу і кінцевий результат не тільки доменного, а, у подальшому, і всього виробництва на підприємстві.

Важливим критерієм, що висувається до агломерату, є фракційна крупність. Найбільш прийнятними вважаються показники розмірів шматків від 5 до 50 мм. [2], які забезпечують оптимальну газову проникність в процесі плавки шихти в доменній печі. Дрібнота менше 5 мм повертається на початкову стадію і бере участь в аглошихті для подальшого спікання агломерату, а шматки розміром 100 – 300 мм є небажаними, оскільки вони руйнуються на етапі транспортування і перевантажування та утворюють пилоподібні фракції. Тому подрібнення пирога агломерату на виході із агломераційної машини є пріоритетним для одержання бажаних розмірів агломерату.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. Актуальність розгляду даної тематики полягає в тому, що безперервно зростаючі вимоги до якості вітчизняного металу і охорони довкілля від пилоутворення при подрібненні пирога агломерату та виносу пилу з доменної печі, вимагають суттєвого зменшення дрібноти в агломераті. Оскільки на металургійних підприємствах України використовуються переважно однотипні одновалкові дробарки, конструкція [4] яких не змінювалася протягом тривалого часу при відомих їх недоліках, то проблема вдосконалення існуючих дробарок, є безумовно актуальною. Аналізу процесів дроблення агломерату присвячена значна кількість робіт, [1–9], але складність і недостатньо вивчена фізична картина взаємодії робочих органів дробарки з пирогом аглоспеку відкриває ще значні перспективи для дослідження процесу подрібнення агломерату. Кінцева мета таких досліджень - максимально зменшити розкид гранулометричного складу готової шихти, що безумовно поліпшить ефективність доменної плавки.

Мета статті полягає в аналізі стану та перспективі розвитку дроблення агломерату на сучасному етапі металургійного виробництва, обґрунтування можливості та необхідності вдосконалення процесу дроблення шляхом усунення конструктивних недоліків в роботі органів одновалкової зубчастої дробарки та розширення її можливостей за рахунок багатоступеневого дроблення.

Виклад основного матеріалу. На вітчизняних аглофабриках для подрібнення аглопирога найбільше поширення отримали одновалкові зубчасті дробарки. Останні по конструкції і принципу дії мають, як свої переваги так і окремі недоліки перед іншими видами дробарок, а саме: значні розміри шматків за рахунок однократного руйнування агломерату шляхом зрізу і продавлювання.

Утворення крупних шматків матеріалу у зв'язку із значними відстанями між колосниками, істотний розкид гранулометричного складу [3].

Максимальна крупність агломерату визначається величиною подання його на зуб ротору та визначається за формулою:

$$S = \frac{1}{\omega} \left(\frac{2\pi}{N} - \beta - \gamma \right) \left(2V_n \sin \alpha + \sqrt{V_n \sin \alpha + (\sin \alpha - f \cos \alpha) 2qL} \right), \quad (1)$$

де ω – кутова швидкість обертання ротору;

N – число зубців зірочки ротору;

β – центральний кут зуба зірочки;

γ – центральний кут, пов'язаний з висотою агломерату;

V_n – початкова швидкість агломерату при його ковзанні по похилій поверхні;

α – кут нахилу направляючої поверхні;

f – коефіцієнт тертя пари агломерат – направляюча;

L – довжина направляючої поверхні.

Якщо вміст часток агломерату, котрі потрапляють в доменну піч і які мають величину менше 5 мм, досягає 15 – 17% і більше, то ефективність доменної плавки значно знижується, що призводить до збільшення використання коксу і додаткових витрат. Тобто скорочення вмісту дрібноти (фракції 0 – 5 мм) на 1% підвищує продуктивність доменної печі на 0,4 – 0,7 % і скорочує витрати коксу на 0,4 – 0,7 %. [5]. Саме тому проблема подрібнення агломерату на типових одновалкових дробарках, зокрема і на ПАТ «Алчевський металургійний комбінат» є актуальною. Досвід аглоцеху ПАТ «АМК» засвідчив, що у процесі роботи одновалкової дробарки утворюється більше ніж 25 % шматків з розмірами понад 200 мм і близько 10 % дрібноти з розміром 0 – 5 мм [5], а це негативно позначається на ефективності роботи доменної печі.

Як відомо, скорочення вмісту агломераційної дрібноти призводить до значного зменшення використання коксу. Так зменшення (фракції 0 – 5 мм) на 1% призводить до підвищення продуктивності плавки в доменній печі на 0,4 – 0,7 % . Зниження вмісту фракцій 0 – 5 мм в агломераті з 14,8 до 10,6 % забезпечує підвищення інтенсивності плавки на 1,7 – 2,3 % [5]. Крім того, агломераційне виробництво і пов'язане з ним виробництво чавуну і сталі є основними забрудниками довколишнього середовища. Так, наприклад, в Маріуполі на ПАТ "Металургійний комбінат імені Ілліча" і в Кривому Розі на ПАТ "Криворіжсталь" питомі викиди пилу досягають 5 – 7 кг/т сталі, тоді як для аналогічних підприємств країн Євросоюзу питомі викиди пилу складають близько 0,4 – 0,5 кг/т сталі [5]. Тому вдосконалення процесів дроблення і зниження викидів пилу є дуже актуальною проблемою для всієї української металургії. В зв'язку з цим значна роль в оптимізації процесу руйнування та отримання необхідного за параметрами і агломерату має відводитися теоретичним методам досліджень, наприклад, моделюванню з наступним застосуванням та випробовуванням у реальних виробничих умовах.

На протязі останніх років мали місце спроби удосконалити конструкцію і підвищити продуктивність своїх дробарок виробничим персоналом, на яких експлуатуються ці машини. Проте, спроби в основному, зводилися до зміни кількості зірочок на роторі від 4 до 9, а також у випробуванні варіантів розташування зірочок без їх відносного зсуву (зміщення) та з відносним зсувом на певний кут, в залежності від потужності аглоцеху, товщини шару і температури спікаємої шихти. Такі підходи давали незначні позитивні результати для виробництва і тому пошуки більш ефективного рішення даного питання потребують подальших наукових досліджень і промислових випробовувань.

Роздивимося більш детально варіант багатоступеневого подрібнення агломерату. Позначимо наприклад через φ вектор з компонентами φ_i , де φ_i – кількість матеріалу розміром від x_i до φ_{i+1} ($i = \overline{1, n}$), отриманого в результаті первинного руйнування матеріалу з колосниками.

Згідно з роботою [9], наступний одиничний акт руйнування матеріалу можна описати за допомогою матриці:

$$X = \begin{vmatrix} X_{11} & X_{12} \dots & X_{1n} \\ 0 & X_{22} \dots & X_{2n} \\ 0 & 0 \dots & X_{nn} \end{vmatrix}, \quad (2)$$

де, x_{ij} – доля матеріалу, що є розміри після руйнування від x_i до φ_{i+1} за попередніми розмірами від x_j до x_{j+1} ($i, j = \overline{1, n}$).

Таким чином, у наслідок наступного одиничного акту руйнування отримується продукт з розподілом за крупністю, та характеризується вектором Γ_1 :

$$\Gamma_1 = X \cdot \varphi. \quad (3)$$

Так, як матеріал може неодноразово приймати участь у процесі руйнування, то з кожним послідовним кроком отримуються наступні характеристики по крупності:

$$\Gamma_k = X \cdot \Gamma_{k-1}, \quad (4)$$

або:

$$\Gamma_k = X^k \cdot \varphi. \quad (5)$$

Кількість актів руйнування N , в яких приймає участь окремий шматок матеріалу, є випадковою величиною, що розподілена за законом Пуасаона:

$$D_n = \frac{e^{-\lambda} \times \lambda^n}{n!}, \quad (6)$$

де λ – математичне очікування імовірної величини N ;

P_n – імовірність того, що $N = n$.

З урахуванням написаного, кінцеве розподілення готового продукту за крупністю можливо описати вектором Γ_∞ :

$$\Gamma_\infty = \sum_{k=1}^{\infty} \Gamma_k \cdot P_k. \quad (7)$$

Або, якщо врахувати формулу (5):

$$\Gamma_\infty = e^{-\lambda} \left(\sum_{k=1}^{\infty} \frac{\lambda^k \cdot \lambda^k}{k!} \right) \varphi, \quad (8)$$

де:

$$\Gamma_\infty = \begin{pmatrix} \gamma_{1\infty} \\ \dots \\ \gamma_{n\infty} \end{pmatrix}.$$

У формулі (7) вектор Γ_∞ та φ вважаються відомими і визначаються експериментально. Тому вираз (6) можливо розглядати, як нелінійну систему n рівнянь відносно невідомих величин λ , x_{ij} . Для визначення цих складових використовуємо ітераційні методи. Залишимо систему (7) у вигляді:

$$\gamma_{i\infty} = f_i(\lambda, X_{11}, X_{12}, \dots, X_{nn}) \cdot (i = \overline{1, n}). \quad (9)$$

Мета знайти рішення системи (8) зводиться до мінімізації функції m змінних $\lambda, X_{11}, X_{12}, X_{nn}$:

$$\left(m = 1 + \frac{(n+1) \cdot n}{2} \right), \quad (10)$$

$$F = f_i(\lambda, X_{11}, X_{12}, \dots, \tilde{O}_{nn}) = \sum_{k=1}^{\infty} \left(\left(\gamma_{i\infty} - f(\lambda, X_{11}, X_{12}, \dots, \tilde{O}_{nn}) \right) \right)^2. \quad (11)$$

Введемо позначення $\lambda = \mathbf{x}_{\infty}$

Для визначення мінімуму функції (10) будується ітераційний процес:

$$X_{ij}^{(k+1)} = X_{ij}^{(k)} + \lambda^{(k)} V_{ij}^{(k)}, \quad (12)$$

де:

$$V_{ij}^{(k)} = - \frac{\partial F}{\partial X_{ij}} \bigg|_{X_{ij} = X_{ij}^{(k)}},$$

$$\lambda^{(k)} = \frac{\sum_{(ij)} \left(\frac{\partial F}{\partial X_{ij}} \right)^2}{\sum_{(ij)} \sum \frac{\partial^2 F}{\partial X_{ij} \cdot \partial X_{p^s}} \cdot \frac{\partial F}{\partial X_{ij}} \cdot \frac{\partial F}{\partial X_{p^s}}}.$$

Ітераційний процес (12) починається з вільного початкового наближення $X_i^{(0)}$ і, в разі необхідності, приводить до рішення системи (8) з наперед заданою точністю. Важливо зазначити, що при реалізації даної математичної схеми нема потреби отримувати аналітично дуже великі вирази для похідних першого та другого ряду від функції $F(\lambda, X_{11}, X_{12}, \dots, X_{nn})$. Для таких цілей доцільно використати чисельні методи:

$$\frac{\partial F}{\partial X} = \frac{F(x+h) - F(x)}{h},$$

де h – крок, від величини якого залежить точність підрахунків значення похідної в точці x .

Висновки. Модель, що наведена, дозволяє виявити залежність величини X_{ij} від геометричних і динамічних параметрів дробарки, що суттєво скорочує об'єм експериментальних дослідів при розробці і про-

ектуванні одновалкових зубчастих дробарок, з використанням багатоступеневої обробки матеріалів.

На підґрунті отриманих результатів важливо провести подальшу модернізацію робочих органів дробарки з метою підвищення якості одержаного продукту.

Бібліографічний список

1 Борискин И.К. Интенсивная механическая обработка агломерата. Теория, оборудование, технология / Борискин И.К., Арыков Г.А., Пыриков А.Н. – М: МИСИС, 1998. – 248 с.

2. Левченко О.О. Аналіз умов подання пирога агломерату в одновалкову зубчасту дробарку /Левченко Оксана Олександрівна.// Сборник научных трудов ДонГТУ. Вып 19. – Алчевск: ДонГТУ, 2005. – С. 323 – 330.

3. Петрушов С.Н. Оборудование и эксплуатация фабрик окускования: учебн. пособ. / Петрушов Станислав Николаевич. – Алчевск: ДонГТУ, 2008. – 302 с.

4. Федоровский Н. В. Агломерация железных руд:[справочник]/ Н.В. Федоровский. Д. И. Шанидзе. – К.: Техника , 1991. – 141 с.

5. Сталинский Д. В. «Энегосталь»: Комплексный подход к решению проблемы окружающей среды и энергосбережения/ Д.В.Сталинский, В.А. Ботиштейн, А.З. Рыжавский // Экология и промышленность. – 2004. – №1. – С. 5 – 9.

6. Коротич В.И. Агломерация рудных материалов. Научное издание / В.И. Коротич, Ю.А. Фролов, Г.Н. Бездежский. – Екатеринбург: ГОУВПО «УГТУ-УПИ», 2003. – 400 с.

7. Жилкин В.П. Производство агломерата. Технология, оборудования, автоматизация / В.П. Жилкин, Д.Н. Доронин. Под общей редакцией Шалаева Г.А. – Екатеринбург: Уральский центр ПР и рекламы, 2004. – 292 с.

8. Барон Л.И. Разрушаемость горных пород свободным ударом / Л.И. Барон, И.Е. Хмельковский. – М: Наука, 1971. – 203 с.

9. Вегеман А.Ф. Окускование руд и концентратов / А.Ф Вегеман. – М: Металлургия, 1968. – 258 с.

Рекомендовано до друку д.т.н., проф. Новохатським О.М.

*Коваленко О. А.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ИСХОДНОЙ ШЕРОХОВАТОСТИ ИНСТРУМЕНТА, УПРОЧНЯЕМОГО ЭЛЕКТРОИСКРОВЫМ ЛЕГИРОВАНИЕМ НА ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ ШТАМПОВОГО ИНСТРУМЕНТА

Проанализирована взаимосвязь между исходной и конечной шероховатостью поверхностей инструментальной стали У8, применяемой для изготовления разделительных штампов, на которую, с целью повышения износостойкости, нанесено упрочняющее покрытие методом электроискрового легирования. Предложено устройство для определения относительной износостойкости.

Ключевые слова: *разделительные штампы, износостойкость, шероховатость, микротвердость.*

Проаналізовано взаємозв'язок початкової та остаточної шорсткості поверхні інструментальної сталі У8, яка використовується для виготовлення розділових штампів, на яку з метою підвищення зносостійкості нанесено зміцнююче покриття методом електроіскрового легування. Запропоновано прилад для визначення відносної зносостійкості.

Ключові слова: *розділові штампи, зносостійкість, шорсткість, мікротвердість.*

Износостойкость штампового инструмента в конечном итоге определяет износостойкость штампов и качество изготовленных изделий. Одним из распространенных способов повышения стойкости разделительных штампов является электроискровое легирование рабочих поверхностей различными твердыми сплавами и тугоплавкими металлами. При упрочнении штампового инструмента в процессе нанесения легирующего элемента на режущие кромки обеспечивается определенная шероховатость поверхности, что влияет на износостойкость и другие эксплуатационные характеристики инструмента.

Известно, что шероховатость рабочих частей разделительных штампов и других инструментов во многом определяет процессы износа и, кроме того, на конечную шероховатость упрочненной поверхности влияет исходная шероховатость материала [1].

Целью данной работы являлось исследование влияния исходной шероховатости материала, упрочняемого ванадием методом электроискрового легирования, на износостойкость упрочненной поверхности штампового инструмента.

Для достижения указанной цели на сталь У8 (упрочненную предварительно на максимальную твердость 63 – 65HRC) наносили ванадий электроискровым легированием по разработанному оптимальному режиму [2].

В результате на образцах с разной исходной шероховатостью поверхности конечная шероховатость изменялась в соответствии с графиком, приведенным на рисунке 1.

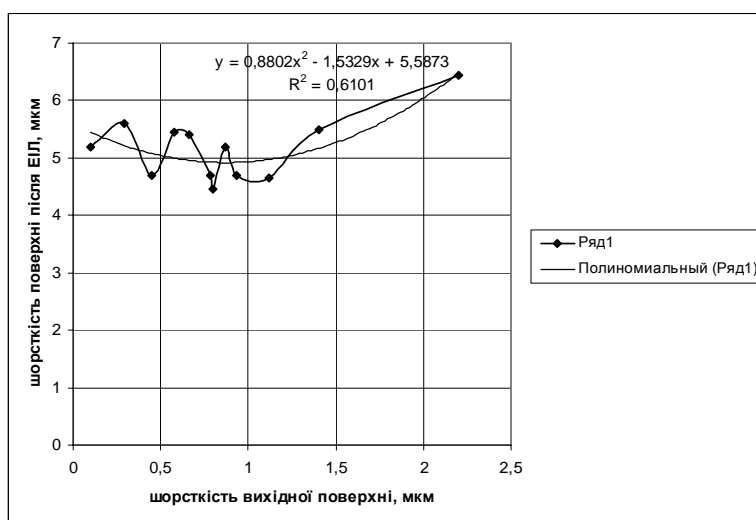


Рисунок 1 – Зависимость шероховатости ванадированного (R_{z1}) слоя от исходной шероховатости поверхности (R_z)

По результатам измерения шероховатости видно, что при достаточно низких значениях исходной шероховатости конечная шероховатость получается высокой. Затем по мере увеличения исходной шероховатости конечная шероховатость снижается до значений 4,5- 5,0 мкм, а затем снова происходит ее увеличение.

Это может быть связано с тем, что при высокой исходной шероховатости происходит заполнение неровностей расплавленным материалом анода. В свою очередь на гладкой поверхности при электроискровом легировании образуются неровности, вызванные расплавлением и кристаллизацией материала анода, что приводит к ухудшению качества поверхности.

В соответствии с графиком (рисунок 1), зависимость между исходной и конечной шероховатостью можно описать уравнением:

$$Y = 0,8802x^2 - 1,5329x + 5,5873, \quad (1)$$

с коэффициентом корреляции $R^2 = 0,6101$.

Так как эксплуатационные характеристики инструмента существенно зависят от шероховатости режущих кромок и с увеличением шероховатости стойкость штампового инструмента уменьшается, логично допустить, что оптимальной исходной шероховатостью будет величина 0,7 - 1,1 мкм, которая обеспечивает минимальные значения конечной шероховатости 4,5- 5 мкм.

Одной из непосредственных характеристик качества упрочненной поверхности является твердость в самом слое и в областях, примыкающих к нему.

Микротвердость образцов с разной шероховатостью поверхности графически представлена на рисунке 2. Из графика видно, что максимальная твердость – более 2000 Н_ц соответствует шероховатости 4,0 – 5,0 мкм.

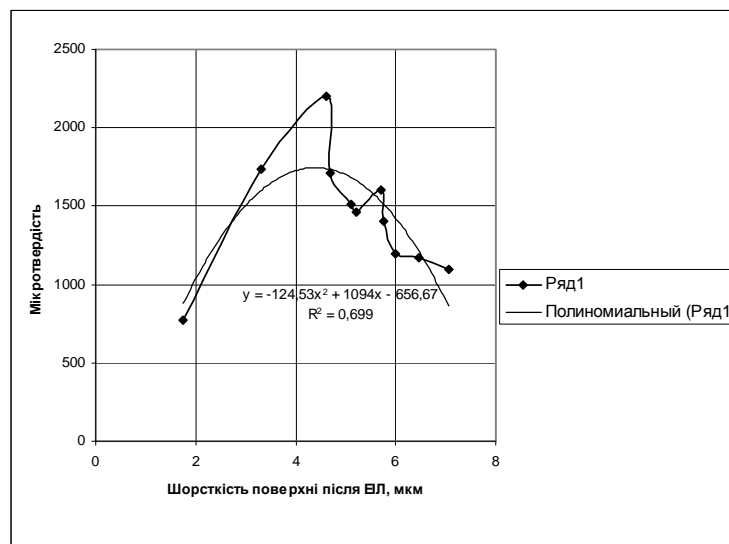


Рисунок 2 – Зависимость микротвердости упрочненного слоя от шероховатости поверхности после ЭИЛ

Однако высокая твердость поверхности не всегда может являться показателем высокой износостойкости, и интерес представляет возможность оценки износостойкости упрочненных слоев с разной конечной шероховатостью поверхности.

Для оценки износостойкости применяют различные методы и способы. В целом среди них можно выделить определение износостойкости при поступательном движении, вращательном движении и определение износостойкости при наличии абразивных материалов в зоне контакта.

В работе [3] износостойкость определяется на стационарной установке и специально подготовленных образцах и контрообразцах при возвратно – поступательном движении. Такой способ не всегда приемлем, т.к. требует изготовления образцов специальной формы и размеров и является достаточно продолжительным способом. В работе [4] износостойкость определяют с использованием сверлильного станка и специально изготовленных приспособлений, измеряя среднюю длину диагонали отпечатков, полученных алмазной пирамидой с углом при вершине 136° . Для наших исследуемых образцов метод не подходит в связи с тем, что упрочненный слой имеет достаточно большую шероховатость поверхности и алмазный отпечаток трудно различим под микроскопом.

В условиях лаборатории измерение износостойкости возможно с использованием специального устройства и приспособления (рисунок 3). Устройство состоит из двигателя, вращающегося диска и приспособления для закрепления образца, которое в свою очередь крепится на специальных осях вертикально к вращающемуся диску. Диск вращается с постоянной скоростью. Кроме того, для обеспечения постоянной скорости приспособление с образцом крепится на одинаковом расстоянии от центра. В процессе трения происходит нагрев металла в зоне контакта. Для охлаждения применяются вентилирующие устройства. Материал вращающегося диска – сталь Ст3.



Рисунок 3 – Устройство для определения износостойкости

Само приспособление для крепления образцов (рисунок 4) состоит из корпуса (2), деревянных втулок (4,6), пружины (5), болта (1) и образца (3). Болт, деревянные втулки и пружина обеспечивают прижим

образца к вращающемуся диску с определенным усилием, которое при необходимости легко определить.

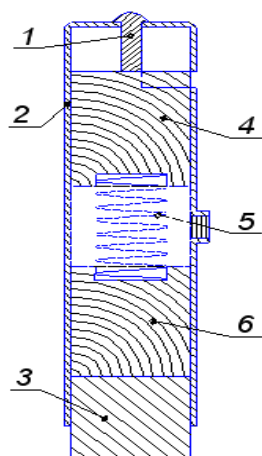


Рисунок 4 – Приспособление для закрепления образца:
1 – болт; 2 – корпус; 3 – образец; 4, 6 – деревянные
втулки; 5 – пружина

За основу при разработке метода взят ГОСТ 27860-88 «Детали трущихся сопряжения. Методы измерения износа»[5]. На поверхности образцов с помощью специального керна выполняются отпечатки в виде треугольника и определяется их площадь поперечного сечения. Затем производятся испытания, в процессе которых через определенные промежутки времени измеряется площадь поперечного сечения отпечатка. По изменению площади возможна оценка величины относительного износа.

В процессе испытаний на изнашивание проводился контроль шероховатости образцов, результаты которого представлены в таблице 1:

В начале испытаний происходит резкое уменьшение шероховатости (в 2 – 3 раза) за счет смятия неровностей. При ЭИЛ упрочнении ванадием в поверхностных слоях образуется структура, обеспечивающая достаточно высокую твердость и не придающая материалу такой хрупкости как при упрочнении твердыми сплавами или соединениями других тугоплавких металлов [6]. Кроме того на первом этапе изнашивания при смятии неровностей происходит дополнительное упрочнение поверхностного слоя благодаря пластической деформации. Затем наступает стадия замедленного изнашивания [7], и шероховатость существенно не изменяется.

Таблица 1 – Изменение шероховатости образцов при испытаниях на износ

Номер образца	Шероховатость поверхности до ЭИЛ, мкм	Шероховатость поверхности после легирования, мкм	Шероховатость поверхности в процессе испытаний на износ, мкм		
			20 мин	40 мин	60 мин
11	0,1	5,1	2,4	2,05	1,9
6	0,29	6,0	2,2	1,6	1,5
9	0,45	3,3	1,2	1,17	1,1
12	0,58	5,75	2,07	1,37	1,3
5	0,66	5,7	2,1	1,7	1,5
7	0,78	4,6	1,2	1,17	1,13
8	0,8	4,2	1,67	1,3	1,23
4	0,87	5,2	2,1	1,77	1,7
10	0,93	4,7	1,27	1,2	1,17
1	1,12	1,75	2,5	2,05	1,9
3	1,4	7,05	2,57	2,3	2,2
2	2,2	6,45	2,6	1,9	1,6

Косвенной характеристикой, позволяющей определить величину износа можно принять не только изменение толщины слоя в процессе испытаний [5], но и изменение площади поперечного сечения отпечатка в процессе испытаний к первоначальной площади. В этом случае есть смысл ввести коэффициент K , характеризующий указанное отношение:

$$K = \frac{S_n}{S_{n-1}}, \quad (2)$$

где S_n – площадь поперечного сечения отпечатка либо перед началом испытаний, либо через определенный промежуток времени;

S_{n-1} – площадь поперечного сечения отпечатка либо в конце испытаний, либо в последующий промежуток времени.

Интенсивность изнашивания будет тем меньше, чем ближе коэффициент K будет к единице.

Определение величины износа по различным критериям является предметом дальнейших исследований с последующим сравнением с износом стали У8 (без нанесения упрочняющего покрытия).

Выводы

1. При сравнении образцов с различной шероховатостью установлено, что существуют оптимальные значения шероховатости исходной упрочняемой поверхности, позволяющие получить легированный слой на режущих кромках инструмента, обладающий высокой твердостью и прочностью.

2. Для получения качественного покрытия методом электроискрового легирования при нанесении ванадия оптимальной можно считать величину шероховатости исходной поверхности 0,7 – 1,1 мкм.

3. При оценке износостойкости поверхности, упрочненной ванадием, в условиях лаборатории установлено, что на начальном этапе происходит резкое уменьшение шероховатости (в 2 – 3 раза) за счет смятия неровностей и дополнительное упрочнение поверхностного слоя, на следующем этапе наступает стадия замедленного изнашивания, и шероховатость существенно не изменяется.

Библиографический список

1. Аксенов Л.Б. Повышение износостойкости штампов из стали 5ХНМ методом электроискрового легирования / Л.Б. Аксенов, В.М. Петров и др. // КШП. ОМД. – 2011. – №2. – С. 33–38.

2. Патент на корисну модель № 17858 Спосіб електроіскрового легування ванадієм / Коваленко О.А.; заявник і патентовласник Донбас.держ.техн.ун-т. опубл. 16.10.2006.

3. Маковей В.О., Вплив поверхневого зміцнення на характер зношування ріжучих кромок / В.О. Маковей, Ю.П. Бородий. // Вісник КПІ. – 2007. – № 50. – С. 111– 117.

4. Наумик В.В. Выбор оптимальной технологии изготовления антифрикционных материалов /В.В. Наумик, Г.А. Билик // Вісник донбаської державної машинобудівної академії. – 2009. – №1. – С. 232–235.

5. Детали трущихся сопряжений. Методы измерения износа ГОСТ 27860-88. – Издательство стандартов. – 1989.

6. Еришов ВМ. Исследования процесса ванадирования стали У8 /В.М. Еришов, О.А. Коваленко // Зб. наук. пр. Дон ДТУ. – 2005. – № 20. – С. 271–278.

7. Крагельский И.В. Трение и износ / Крагельский И.В. – М. : Государственное научно – техническое издательство машиностроительной литературы, 1962. – 382с.

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

СТРОИТЕЛЬСТВО

*д.т.н. Солодянкин А.В.,
к.т.н. Выгодин М.А.,
Андронович Е.В.,
Рубан Н.Н.,*

(Государственный ВУЗ «НГУ», г. Днепрпетровск, Украина

ОБОСНОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ПРОЕКТИРУЕМОГО ЗДАНИЯ С УЧЕТОМ ВЗАИМНОГО ВЛИЯНИЯ ФУНДАМЕНТОВ

Наведені результати численних досліджень зміни напружено-деформованого стану ґрунтової основи при взаємному впливі фундаментів близько розташованих будівель. Обґрунтована максимальна висота будівлі, що проектується, при використанні плитного фундаменту.

Ключові слова: *реконструкція будівель, напружено-деформований стан, взаємний вплив фундаментів.*

Приведены результаты численных исследований изменения напряженно-деформированного состояния грунтового основания при взаимном влиянии фундаментов близкорасположенных зданий. Обоснована максимальная высота проектируемого здания при применении плитного фундамента.

Ключевые слова: *реконструкция зданий, напряженно-деформированное состояние, взаимное влияние фундаментов.*

Введение. Дальнейшее развитие городов предполагает увеличение площади застройки с повышением эффективности их использования. Строительство зданий в пригородных, удаленных от центра районах, приводит к значительным затратам земельных ресурсов, потере природных зеленых зон, росту затрат на транспортные и инженерные коммуникации.

Поэтому учреждения и инвесторы заинтересованы в поиске территорий в пределах существующей застройки центральной части города. Однако в настоящее время практически все центральные районы крупных городов плотно застроены. Между тем, по оценкам специалистов, масштабная урбанизация требует увеличения полезной площади административных помещений на 150% [1].

Один из путей разрешения этой проблемы заключается в повышении эффективности эксплуатации застроенных площадей путем реконструкции, надстройки, уплотнения существующей застройки, много-

этажного строительства, а также использования подземного пространства городов.

Характерным для настоящего времени является появление проектов реконструкции как отдельных зданий, так и целых их комплексов и кварталов. В качестве примеров можно привести проект реконструкции Уральского геологического музея [2], Национальной академии наук Украины [3], строительство бизнес центра «Леонардо» [4] и др.

Строительство новых многоэтажных зданий многофункционального назначения, подземных комплексов и паркингов в сложившихся исторических центрах городов требует устройства массивных фундаментов вблизи соседних зданий и исторических памятников архитектуры. Пристройка вызывает определенные сложности, связанные с сохранением состояния существующих зданий и основы под ними.

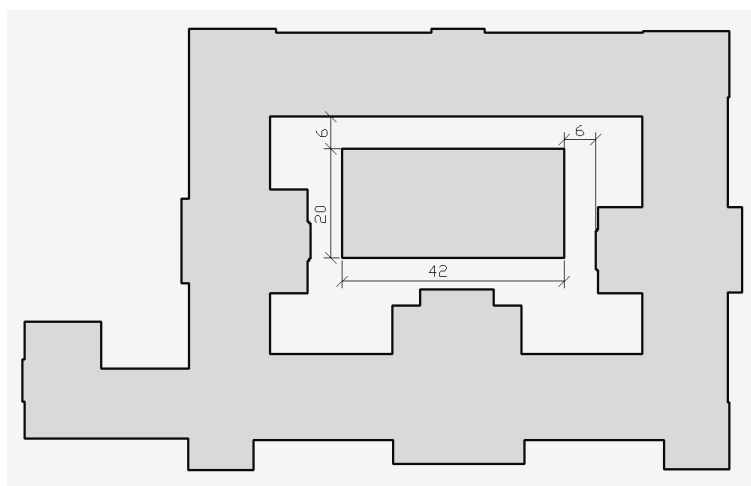
Многие из существующих сооружений, рядом с которыми ведется строительство, имеют фундаменты неглубокого заложения. Устройство новых фундаментов, котлованов, использование подземного пространства под паркинги и другие объекты нарушают равновесное напряженно-деформированное состояние грунтового основания и, в большинстве случаев, негативно влияют на существующие конструкции зданий.

В этих условиях важную роль играет инженерное обоснование конструкции объектов и технологии их строительства, которые должны обеспечить минимальные изменения напряженно-деформированного состояния (НДС) основания и фундамента.

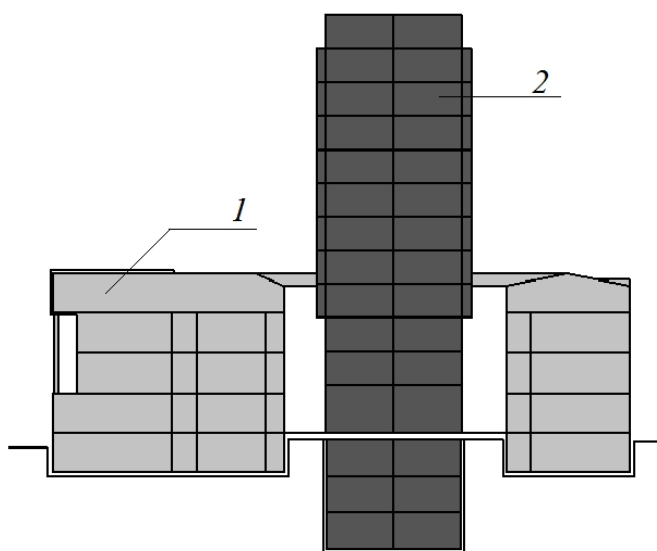
Существующие нормы и эмпирические зависимости, при оценке влияния нового строительства на существующие конструкции, в основном построены на упрощенной расчетной схеме и, как следствие, имеют существенные погрешности в расчетах, что не позволяет учитывать многих параметров, как самого фундамента, так и окружающего грунта.

Возможность обеспечения надежного и экономичного решения дает анализ взаимодействия системы «существующее здание-основание-пристраиваемая конструкция», который эффективно проводить с применением методов численного моделирования.

В настоящее время на кафедре строительства и геомеханики Национального горного университета рассматривается проект реконструкции территории и зданий НГУ. Проект включает в себя строительство подземного гаража, подземного аудиторно-лабораторного комплекса, а также высотного здания (рисунок 1). Новое здание вписывается внутрь существующего главного корпуса университета и имеет подземную часть, где предполагается размещение помещений книгохранилища, архива, технических служб и других, не требующих постоянного присутствия людей.



а)



б)

Рисунок 1 – Проект реконструкции главного корпуса
Национального горного университета: а – план зданий, б – схема
расположения и конструкция старого (1) и нового (2) зданий

Новое здание проектируется достаточно близко к существующему и его строительство не должно привести к деформациям основания и повлиять на целостность соседнего. При этом необходимо учесть конкретные геологические и гидрогеологические условия строительства.

Целью исследований, изложенных в данной статье, является определение параметров проектируемого здания в рассматриваемых горно – геологических и гидрогеологических условиях строительства с учетом взаимного влияния фундаментов.

Исходные данные для проведения численных исследований.

Проектируемое здание представляет собой каркасно-монолитную железобетонную конструкцию на плитном фундаменте. Подземная часть здания составляет 3 этажа. Между зданиями предусматривается устройство атриумного пространства.

Главный корпус Национального горного университета – трехэтажное здание с подвалом, построенное в 1904-1924 годах. Несущие стены выполнены из кирпича, кровля – из кровельного железа на деревянных стропилах, перекрытия – железобетонные монолитные, фундамент – ленточный бутобетонный. Состояние конструкций здания хорошее. Геологический разрез места строительства показан на рисунке 2.

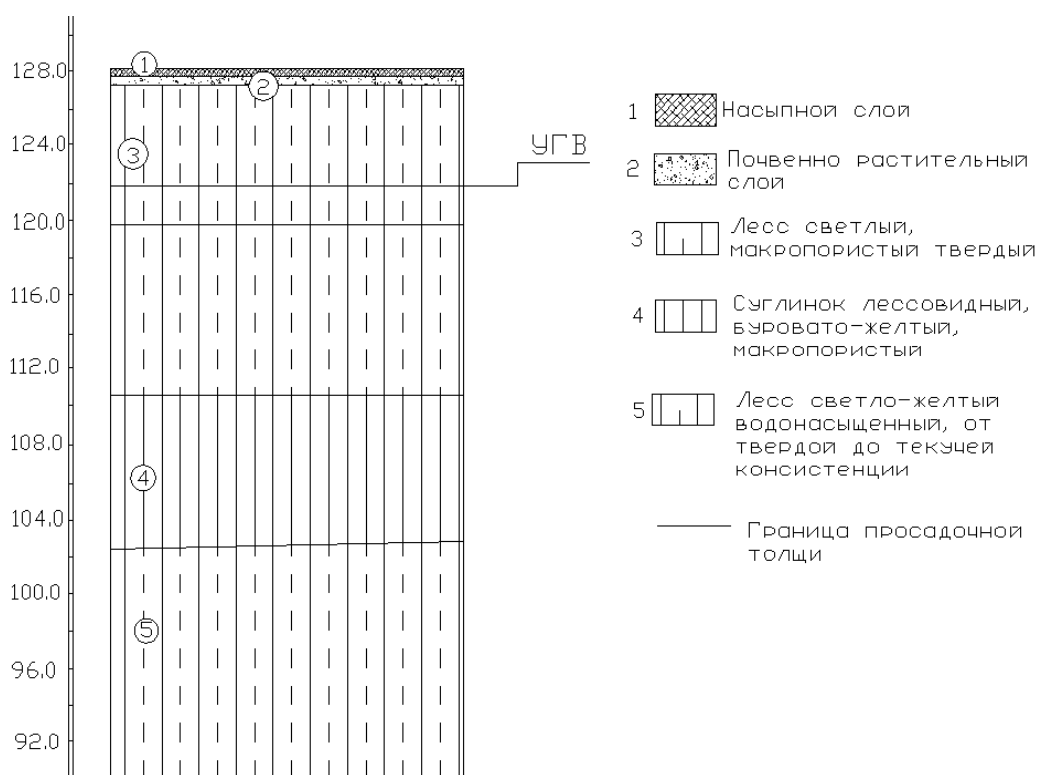


Рисунок 2 – Геологический разрез места строительства здания

На основании результатов выполненных инженерно-геологических, лабораторных и опытных работ в отношении условий строительства сделаны следующие выводы:

- исследуемая площадка представлена комплексом эолово-делювиальных отложений четвертичного возраста;
- грунты слоев № 1 – насыпной и № 2 – почвенно-растительный, вследствие своей неоднородности, разрыхленности, остатков корней и растений, не могут быть использованы естественным основанием здания. Суммарная мощность нестроительных грунтов 0,5-0,8 м;

- в качестве естественного основания проектируемого сооружения могут служить грунты слоев № 3, 4 и 5 ниже глубины 8,0 м от поверхности земли, т.е. ниже подошвы просадочного слоя до глубины 12,0 м;

- исследуемая толща лессовых грунтов в пределах исследуемой площадки проявляет просадочные свойства от замачивания под нагрузкой $2,5 \text{ кг/см}^2$. Суммарная величина просадки под нагрузкой $2,5 \text{ кг/см}^2$ составляет 54,06 см. Исследуемая площадка по грунтовым условиям относится к первому типу просадочности, т.к. при замачивании под нагрузкой собственного веса исследуемые грунты просадочных свойств не проявляют;

- уровень грунтовых вод находится на глубине 12 м от поверхности;

- по данным химического анализа водная среда не обладает агрессивными свойствами по отношению к бетонам.

Учитывая вышеизложенное, для проектируемого здания принимается монолитный плитный фундамент, подошва которого находится на глубине 10 м от поверхности.

Одним из определяющих факторов влияющим на обоснование проектов по пристройке и реконструкции является техническое состояние существующего здания. В результате проведенного обследования состояние главного корпуса оценивается как нормальное, т.е. фактические усилия в элементах и сечениях не превышают допустимых, отсутствуют дефекты и повреждения, которые препятствуют нормальной эксплуатации, или снижают несущую способность или долговечность здания.

Конструкция главного корпуса НГУ и его техническое состояние, согласно инструкций и классификации, разработанных в СПбГАСУ, здание относится к первой категории. Для данной категории предельно допустимая величина дополнительных осадок составляет 4 см, предельно допустимый перекося на участке примыкания 0,003, предельный дополнительный крен 0,004 [5].

Для построения модели элементов зданий и исследования НДС основания были определены нагрузки, передаваемые зданиями на грунтовое основание. Сбор нагрузок на основание существующего здания первого корпуса НГУ выполнен в соответствии со схемой, представленной на рисунке 3 – для наиболее нагруженного участка периметра, граничащего с проектируемым зданием. Сбор нагрузок на плитный фундамент от проектируемого здания выполнен в соответствии со схемой, представленной на рисунке 4.

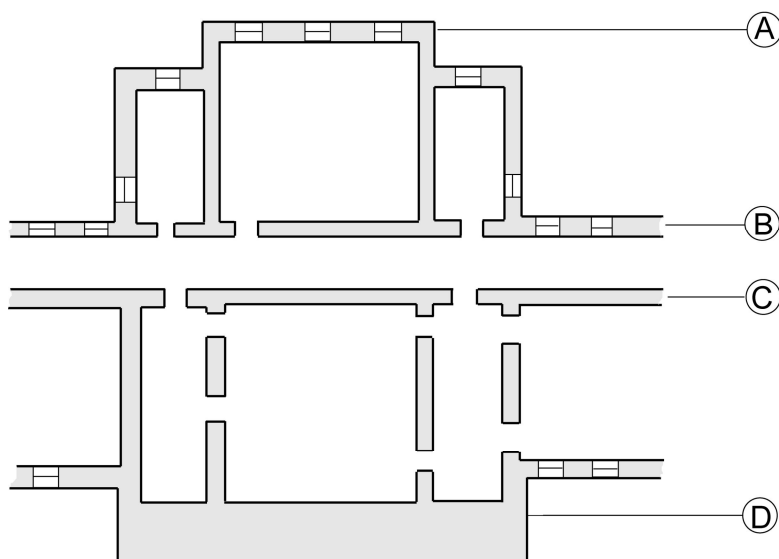


Рисунок 3 – Эскиз площади сбора нагрузок для главного корпуса НГУ

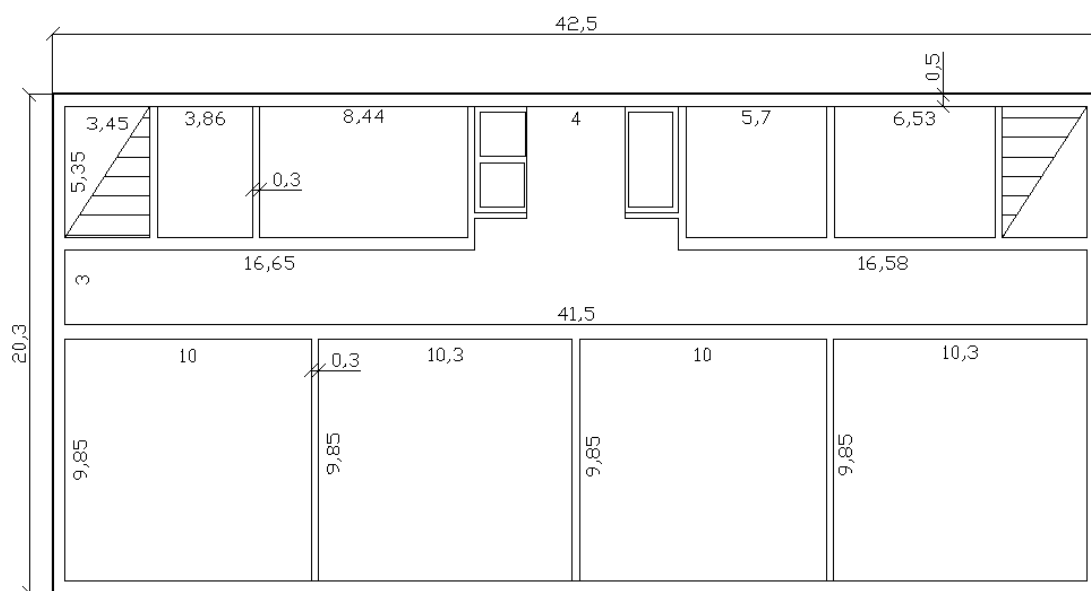


Рисунок 4 – План этажа проектируемого здания

Исследование напряженно-деформированного состояния основания главного корпуса НГУ при пристройке к нему нового здания. Для исследования НДС грунтового основания зданий от нагрузки на фундамент существующего и пристраиваемого, принята расчетная схема, показанная на рисунке 5.

Исходными данными для построения модели являлись: физико-механические параметры слоев основания, параметры фундаментов зданий, нагрузки передаваемые фундаментами на основание.

Согласно принятой математической модели, основание представлено весомой линейно-деформируемой средой. Все напряжения и деформации определяются как для линейно-деформируемого полупро-

странства. Деформационные свойства среды определены модулем деформации и коэффициентом Пуассона слоев грунта.

Так как давление под подошвой фундаментов должно быть меньше расчетного сопротивления грунта, то развитие пластических деформаций не учитывается. Решение проводится по «упругой схеме» [6].

Фундаменты представлены как абсолютно жесткие тела, нагруженные нормальной равномерно распределенной нагрузкой.

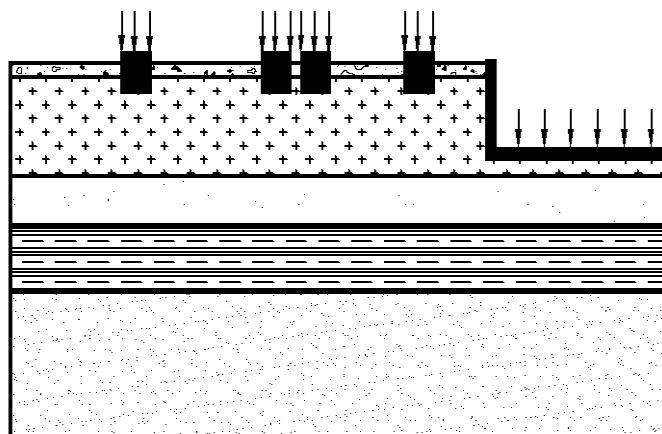
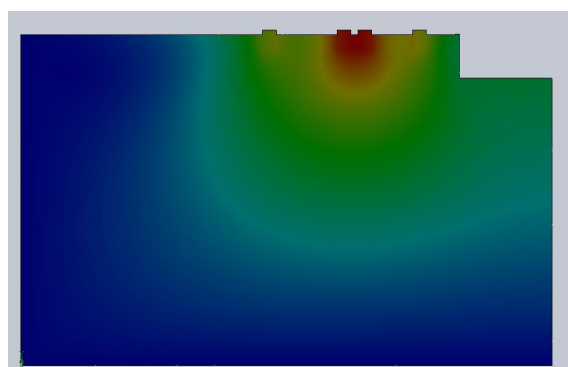


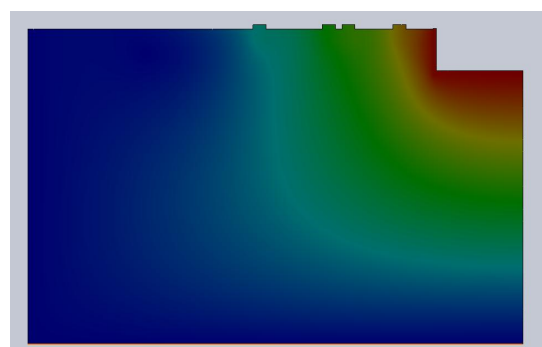
Рисунок 5 – Расчетная схема участка с наиболее неблагоприятным влиянием фундаментов

Для решения задачи использовался метод конечных элементов. Исследуемая область аппроксимировалась треугольными элементами. Для решения задачи выполнялся последовательный расчет вариантов, в каждом из которых изменялась нагрузка на плитный фундамент. Шаг изменения нагрузки пропорционален нагрузке от одного этажа.

Для получения величины дополнительной осадки, на каждом этапе определялось перемещение в узлах подошвы ленточного фундамента (рисунок 6).



а)



б)

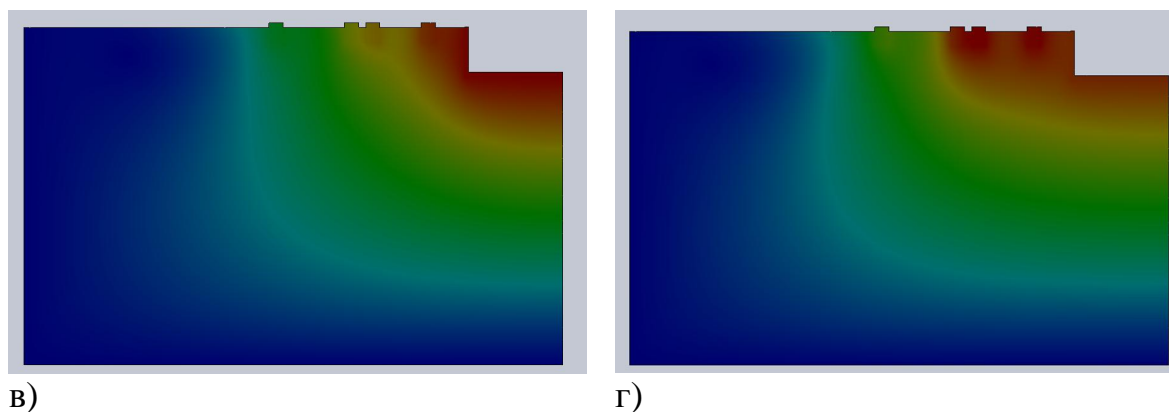


Рисунок 6 – Изменение перемещений при увеличении нагрузки на плитный фундамент:

а – $N=0$; б – $N=0.5 \text{ кг/см}^2$; в – $N=1 \text{ кг/см}^2$; г – $N=2 \text{ кг/см}^2$.

На основании результатов пошагового моделирования, были получены данные, позволяющие определить зависимость величины дополнительных осадок ленточного фундамента существующего здания $S_{доп}$ от нагрузки P на плитный фундамент нового здания (рисунок 7).

Эта зависимость описывается уравнением:

$$S_{доп} = 0.137P + 2.248 . \quad (1)$$

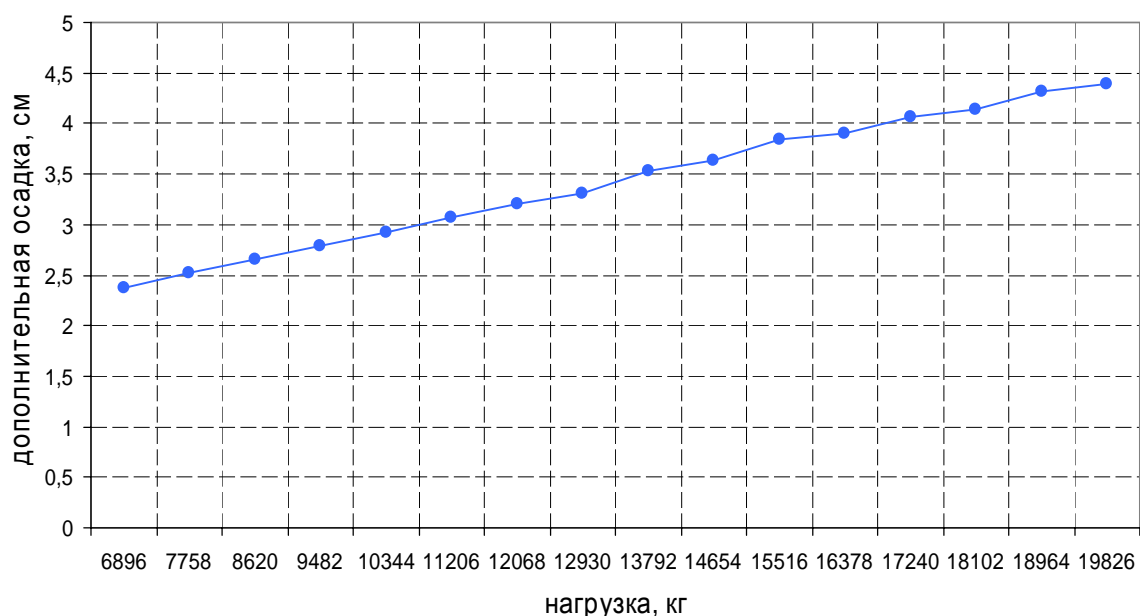


Рисунок 7 – Зависимость величины дополнительных осадок ленточного фундамента от нагрузки на плитный

Выполненные расчеты показывают, что при высоте пристраиваемого здания в 17 этажей, дополнительная осадка превысит максимально допустимую. Для данных условий высота здания может быть принята в 14 этажей, при этом выполняется условие:

$$S_{don} \leq S_{don.max} , \quad (2)$$

где S_{don} – дополнительная осадка (3,63 см); $S_{don.max}$ – максимальная дополнительная осадка (4 см).

Одним из основных критериев, определяющим пригодность здания к эксплуатации является крен. Предельный дополнительный крен для данного типа здания, составляет $i_{don.max} = 0,004$ [5].

$$i_{a\ddot{u}\ddot{u}} = \frac{s_1 - s_2}{L} ; \quad (3)$$

$$i_{a\ddot{u}\ddot{u}} = \frac{6,89 - 4,19}{4240} = 0,001 ,$$

где s_1, s_2 – осадки крайних точек фундамента; L – расстояние между крайними точками.

Таким образом, выполняется условие:

$$i_{a\ddot{u}\ddot{u}} \leq i_{a\ddot{u}\ddot{u}.max} . \quad (4)$$

Из вышеизложенного следует, что здание первого корпуса получит дополнительные осадки и крен в пределах допустимых значений.

Проверка грунта по условию прочности. Основное требование расчета оснований и фундаментов по условию прочности заключается в том, чтобы усилия и напряжения, возникающие в основаниях и фундаментах, а также их деформации и перемещения были близки к установленным предельным значениям, но не превышали их.

В данном случае в качестве критерия выбрано условие [7]:

$$k_3 \geq \frac{R_c \cdot k_c}{\sigma_e} ; \quad k_3 = \frac{5 \cdot 0,6}{1,9} = 1,58 , \quad (5)$$

где R_c – предел прочности грунта на одноосное сжатие; k_c – коэффициент структурного ослабления, учитывающий неоднородность массива грунта и содержание в нем случайно расположенных микро- и макродефектов; σ_e – некоторое эквивалентное одноосному состоянию напряжение, определяемое по критерию прочности Мизеса:

$$\sigma_a = \frac{(\psi - 1)(\sigma_1 + \sigma_3) + \sqrt{(\psi - 1)^2(\sigma_1 + \sigma_3)^2 + 4\psi(\sigma_1 - \sigma_3)^2}}{2\psi}, \quad (6)$$

где, σ_1, σ_3 – нормальные напряжения; ψ – коэффициент хрупкости; $\psi = \frac{R_p}{R_c}$, R_p – предел прочности грунта на одноосное растяжение.

Величина k_3 представляет собой запас прочности элементарного объема среды.

В данном случае $k_3 \geq 1$, следовательно, предельных напряжений не возникает, при данных параметрах здания обеспечивается достаточный запас прочности грунта.

Таким образом величина дополнительных осадок основания существующего здания от пристраиваемого описывается линейной зависимостью и при нагрузке $1,68 \text{ кг/см}^2$ не превышает допустимых значений, запас прочности основания при этом составляет $k_3 = 1,58$, что позволяет обосновать максимальную высоту нового здания при применении плитного фундамента и без проведения дополнительных мероприятий по укреплению грунтового основания.

Выводы.

1. Анализ опыта развития современных городов показал, что в условиях плотной городской застройки центральных районов, поиск новых площадей будет связан с реконструкцией и уплотнением существующей застройки, многоэтажным строительством, а также с освоением подземного пространства. Одним из главных вопросов в этом случае является обоснование параметров конструкции и технологии строительства зданий с учетом взаимного влияния фундаментов.

2. В рамках обоснования проекта реконструкции главного корпуса Национального горного университета выполнены численные исследования напряженно-деформированного состояния грунтового основания при взаимном влиянии фундаментов близкорасположенных зданий.

3. Результаты исследований показали, что величина дополнительных осадок основания существующего здания от пристраиваемого описывается линейной зависимостью и при нагрузке $1,68 \text{ кг/см}^2$ не превышает допустимых значений, запас прочности основания при этом составляет $k_3 = 1,58$, что позволяет обосновать максимальную высоту нового здания при применении плитного фундамента без проведения дополнительных мероприятий по укреплению грунтового основания.

Библиографический список

1. *Комплексное использование подземного пространства* // <http://tutpostroim.ru/dom/personala>.
2. Краев Ю.К. Освоение подземного пространства – перспектива развития Уральского геологического музея/ Ю.К. Краев, Ю.А. Поленов // Известия вузов. Горный журнал. – 1994. – № 9-10. – С. 89-119.
3. Национальная академия наук Украины решила реконструировать целый квартал Киева! // <http://www.kanzas.ua>.
4. Строительство бизнес центра «Леонардо» // The Architect. – 2008. – № 5. – С. 22-27.
5. Далматов Б.И. Проектирование фундаментов зданий и подземных сооружений/ Б.И. Далматов.- СПб.: СПбГАСУ, 2001. – 440 с.
6. Фундаменты промышленных, гражданских и транспортных сооружений на слоистых грунтовых основаниях / [Швец В.Б., Шаповал В.Г., Петренко В.Д., Андреев В.С., Селихова Т.А., Тютюкин А.Л.] – Днепрпетровск.: Новая идеология, 2008. – 274 с.
7. Шашенко А.Н. Механика грунтов / А.Н. Шашенко, В.П. Пустовойтенко, Н.В. Хозяйкина. – Киев.: Новий друк, 2008. – 125 с.

Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Должиковым П.Н.

*к.т.н. Овчаренко В.А.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ВЕРТИКАЛЬНАЯ ПРИВЯЗКА ЗДАНИЙ

Наведено графо-аналітичний метод вертикальної прив'язки об'єктів будівництва з розрахунком відміток глибини закладу фундаментів та відносного значення підлоги першого поверху.

Ключові слова: *вертикальна прив'язка будівель, відмітка підлоги першого поверху, глибина закладу фундаменту.*

Приведен графо-аналитический метод вертикальной привязки объектов строительства с вычислением отметок глубины заложения фундамента и относительного значения пола первого этажа.

Ключевые слова: *вертикальная привязка зданий, отметка пола первого этажа, глубина заложения фундамента.*

При проектировании новых объектов строительства актуальное значение имеет вертикальная привязка объектов к существующему рельефу местности. При неправильной привязке зданий последние после строительства и незначительного срока эксплуатации либо чрезмерно «врастают» в землю, либо необоснованно приподняты над поверхностью имеют высокий цоколь.

Анализ существующих литературных источников, в том числе нормативных [1 - 4], показал недостаточное освещение вопросов вертикальной привязки зданий к существующей местности.

Целью статьи является обоснование использования графо-аналитического метода при проектировании вертикальной привязки объектов строительства на территориях с достаточной несущей способностью грунта. Суть метода заключается в нижеследующем.

Проектируемый объект наносится на геоподоснову (топографический план с горизонталями, генеральный план, схему или план местности) (рисунок 1). Методом интерполяции по горизонталям определяют черные отметки земли по граням наружных стен здания. На рисунке 1 показаны: горизонтали с черными отметками, контур (абрис) проектируемого здания, ключевые точки (углы здания и точки по линии сечения), в которых определены черные отметки, оси здания А и В.

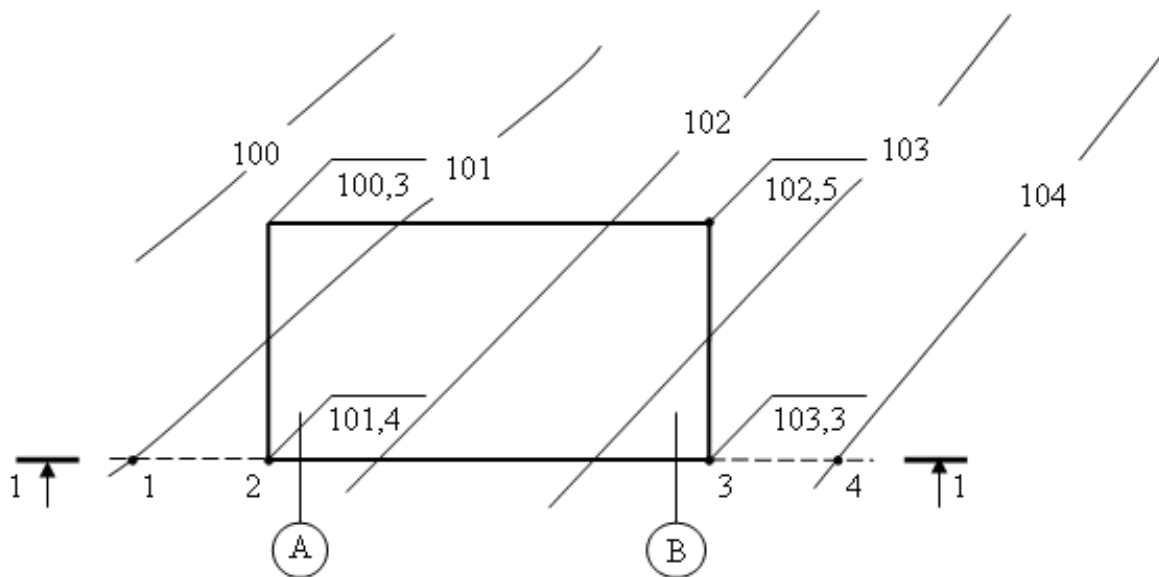


Рисунок 1 – Схема горизонтальной привязки проектируемого здания на топографической карте

Затем строится разрез (рисунок 2) в направлении, перпендикулярном направлению черных горизонталей (в примере разрез 1-1), где 1 – 4 – ключевые точки сечения. На разрезе показываются: линия существующего рельефа местности (для наглядности вертикальный и горизонтальный масштабы принимаются разными), те же, что и на плане ключевые точки, проектируемые глубина заложения фундамента и отметка пола первого этажа здания.

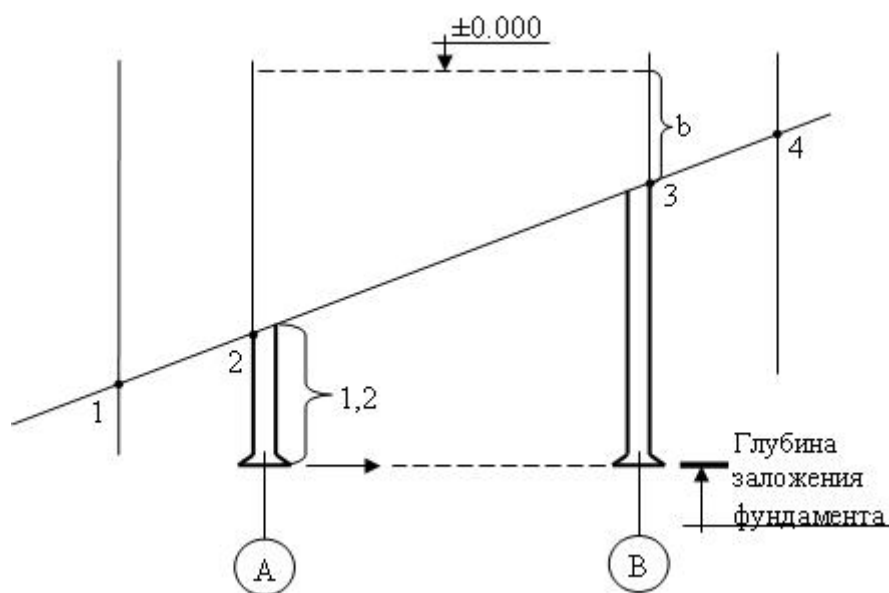


Рисунок 2 – Разрез 1 – 1. Для иллюстрации вертикальной привязки здания

Вертикальную привязку здания необходимо производить используя графическое изображение и принятый на чертеже масштаб (рисунок 2).

От меньшей по относительной отметке угла здания точки 2 (отметка 101,4) откладывается вниз величина равная или ниже глубины промерзания грунта, например, 1,2 м.

На данной глубине, в примере соответственно $101,4 - 1,2 = 100,2$ м, будет заложен (запроектирован) фундамент здания.

Отметка заложения фундамента переносится на ось В проектируемого объекта.

От ключевой точки 3 принимается и откладывается вверх расстояние « b », равное для общественных зданий: $b = 0,15 \div 0,45$ м; для жилых зданий: $b = 0,45 \div 0,75$ м. В индивидуальных случаях значение « b » может быть принято большим приведенных величин. Это и будет проектируемая отметка пола первого этажа, так называемая отметка ± 0.00 , которую в относительном значении легко просчитать ($103,3 + b$).

Вывод. Совмещая графическое изображение, с выдерживанием самостоятельно принятых масштабов, и аналитический расчет, достаточно наглядно можно проектировать вертикальную привязку объектов строительства, рассчитывать глубину заложения фундамента проектируемого здания и отметку пола первого этажа в относительных величинах.

Библиографический список

1. ДСТУ БА.2.4-6-95 (ГОСТ 21.508-93). Державний стандарт України. Система проектної документації для будівництва. Правила виконання робочої документації генеральних планів підприємств, споруд та житлово-цивільних об'єктів. К.: Держ. комітет України у справах містобудування і архітектури, 1996. - 41с.

2. Инженерное благоустройство городских территорий/ В.А. Горохов, Л.Б. Луниц, О.С. Расторгуев; под общ. ред. Д.С. Самойлова. - М.: Стройиздат, 1985. - 389с.

3. Инженерная подготовка строительных площадок и благоустройство территорий / Л.А. Болдырева, А.Л. Левинзон, Н.К. Миропольская и др. – М.: Стройиздат, 1985. – 287 с.

4. Теодоровский В.С. Ландшафтная архитектура и садово-парковое строительство. Вертикальная планировка озеленяемых территорий. Учебное пособие. / В. Теодоровский, Б. Степанов. – М.: Издательство Московского государственного университета леса., 1999. – 99 с.

Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Должиковым П.Н.

*к.т.н. Медведь И.И.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина),
к.т.н. Белевцова Н.Л.
(ГЭТУТ, г. Киев, Украина)*

ЦИКЛИЧЕСКАЯ ПОЛЗУЧЕСТЬ КОНСТРУКЦИОННЫХ СПЛАВОВ ПРИ ГЛУБОКОМ ОХЛАЖДЕНИИ

Наводяться дані експериментального дослідження з виявлення впливу глибокого охолодження на малоциклову втому і циклічну повзучість конструкційних сплавів в інтервалі температур 293-77К. Досліджується характер деформування і руйнування конструкційних сплавів в умовах глибокого охолодження.

Ключові слова: *конструкційні сплави, глибоке охолодження, малоциклова втома, циклічна повзучість.*

Приводятся данные экспериментального исследования по выявлению влияния глубокого охлаждения на малоцикловую усталость и циклическую ползучесть конструкционных сплавов в интервале температур 293-77К. Исследуется характер деформирования и разрушения конструкционных сплавов в условиях глубокого охлаждения.

Ключевые слова: *конструкционные сплавы, глубокое охлаждение, малоцикловая усталость, циклическая ползучесть.*

Анализ исследований и публикаций. Экспериментально установлено, что при малоцикловом нагружении имеет место направленное пластическое деформирование конструкционных сплавов, которое наиболее отчетливо проявляется при асимметричном цикле изменения нагрузки. Процесс одностороннего накопления пластической деформации, происходящий в результате действия переменных нагрузок, получил название циклической ползучести.

В ряде отечественных работ, а также в работах зарубежных авторов приводятся экспериментальные данные, свидетельствующие о том, что при высоких уровнях напряжений и низких частотах нагружения циклическая ползучесть является определяющим долговечность материала фактором не только в области высоких температур, но также и для интервала температур 293-77К [1].

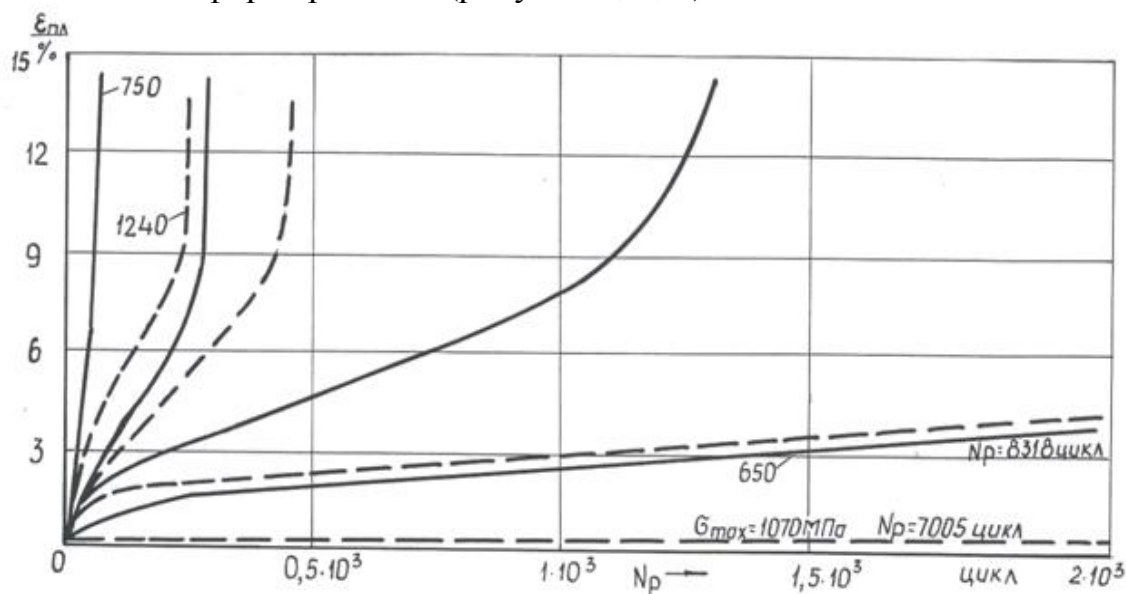
Этот факт имеет большое практическое значение потому, что среди ответственных конструкций и объектов низкотемпературного назна-

чения широкое распространение получили конструкции, которые работают в условиях циклического отнулевого растяжения, повторяющегося с низкой частотой. Такие условия нагружения возникают при эксплуатации емкостей для транспортировки и хранения сжиженных газов (кислорода, азота, водорода, гелия), криогенных трубопроводов, сосудов высокого давления, криогенераторов и т.п. В результате циклического изменения нагрузки в материале этих конструкций (особенно в зонах концентраторов) могут возникать значительные по величине напряжения, достигающие и превосходящие предел текучести, что приводит к их разрушению после небольшого числа циклов нагружения.

Цель работы. Экспериментальное исследование напряженно - деформированного состояния конструкционных сплавов на малоцикловую усталость и циклическую ползучесть в условиях глубокого охлаждения.

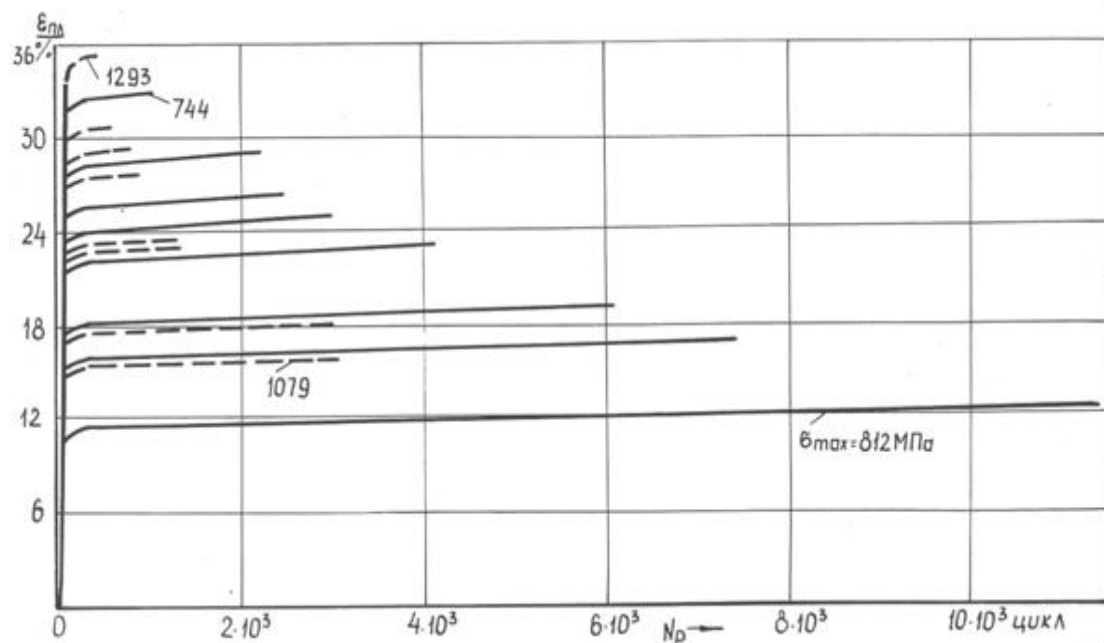
Изложение материала и его результаты. В настоящей работе экспериментальные исследования по выявлению влияния глубокого охлаждения на малоцикловую усталость и циклическую ползучесть проводились на контрастных по своим циклическим свойствам материалах: титановом сплаве ПТЗВ и нержавеющей сталях 03Х20Н16АГ6 и 03Х13АГ19. Нагружение осуществлялось по пульсирующему циклу с частотой $0,033 \text{ с}^{-1}$ (2 цикл/мин) на воздухе и в средах жидких хладагентов (азота и гелия) при температурах 293,77 и 4,2К соответственно.

Анализ полученных экспериментальных данных показал, что при температуре испытания 293К в диапазоне долговечностей $0,5 \cdot 10^4$ циклов у всех исследованных материалов имеет место направленное пластическое деформирование (рисунок 1, 2, 3).



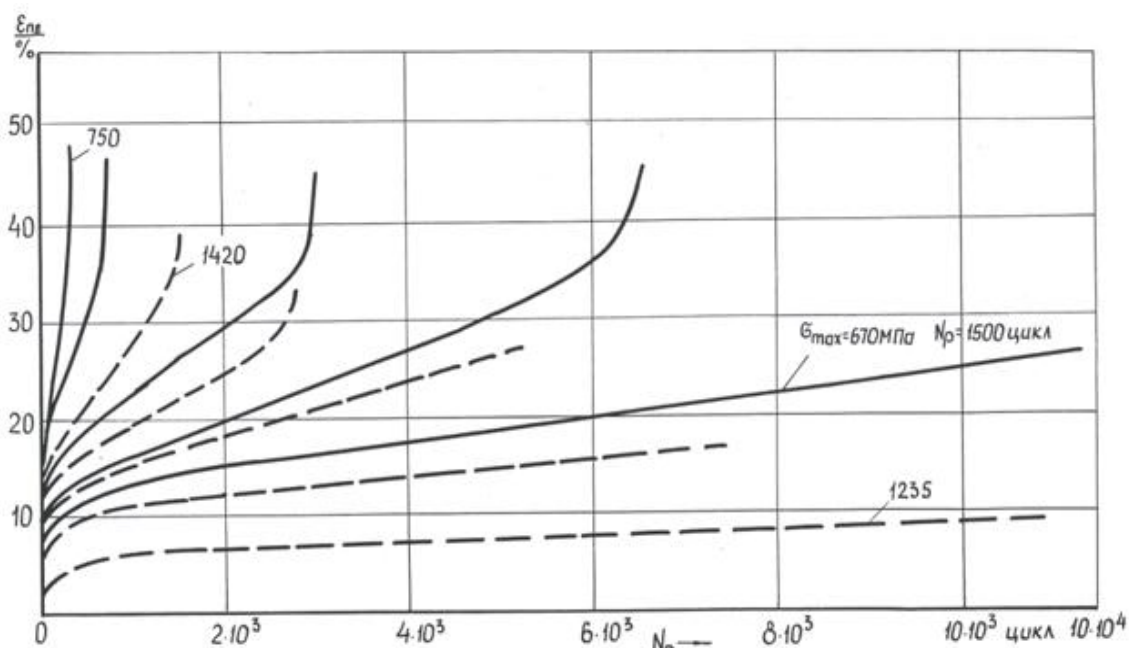
Обозначено: — - 293К; ---- - 77К

Рисунок 1 - Кривые циклической ползучести титанового сплава ПТЗВ



Обозначено: — - 293К; ---- - 77К

Рисунок 2 - Кривые циклической ползучести стали 03X13AG19



Обозначено: — - 293К; ---- - 77К

Рисунок 3 - Кривые циклической ползучести стали 03X20N16AG6

У стали 03X20N16AG6 и сплава ПТЗВ процессы циклической ползучести наиболее интенсивно протекают в области напряжений, соответствующих квазистатическому разрушению (рисунок 1, 3). Кривые, характеризующие кинетику изменения пластической деформации от числа циклов нагружения в этой области напряжений, имеют три харак-

терных участка: неустановившейся затухающей, установившейся и неустановившейся ускоренной ползучести. При этом основная часть пластической деформации реализуется на двух последних стадиях.

У стали 03X13AG19 на базе 10^4 циклов квазистатическое разрушение не было зафиксировано. Поэтому на соответствующих кривых зона неустановившейся ускоренной ползучести отсутствует, а основная часть деформации реализуется в первом цикле нагружения (рисунок 2) [2].

Понижение температуры испытания до 77К не вносит качественных изменений в характер деформирования и разрушения исследованных материалов, однако при этом наблюдается резкое торможение процессов направленного пластического деформирования, характеризующееся изменением угла наклона участков установившейся ползучести на кривых, построенных для одинаковых значений приведенных напряжений при температурах испытания 293 и 77К соответственно.

Таким образом, учитывая этот факт, что в интервале температур 293-77К на кривых циклической ползучести стадия ускоренной ползучести весьма ограничена по долговечности, либо вообще отсутствует, можно с уверенностью сказать, что число циклов до разрушения этих материалов в малоцикловой области будет определяться их способностью сопротивляться деформированию на установившейся стадии.

При этом, кинетика направленного пластического деформирования сталей 03X20H16AG6, 03X13AG19 и сплава ПТЗВ при температурах 293 и 77К с достаточной степенью точности может быть описана с позицией теории упрочнения.

Существенные изменения в поведении конструкционных материалов происходят при их испытаниях в условиях глубокого охлаждения ($T = 4,2\text{К}$). Изменяется механизм деформирования, резко уменьшается пластичность [3]. Вся накопленная до разрушения деформация реализуется в первом полуцикле нагружения в результате актов прерывистой текучести, число которых однозначно определяется уровнем максимальных напряжений цикла.

При дальнейшем циклическом нагружении пластическое деформирование материалов обнаружено не было. Это свидетельствует о том, что процесс направленного пластического деформирования при $T = 4,2\text{К}$ оказывается полностью подавленным и разрушение образцов происходит в результате образования и развития до критической величины усталостной трещины. В то же время следует отметить, что у ряда конструкционных материалов экспериментально было зафиксировано прерывистое течение в начальной стадии циклического нагружения. Следовательно, отсутствие циклической ползучести у конструкционных

сталей и сплавов при $T = 4,2\text{K}$ нельзя считать абсолютно установленным фактом. Для более глубокого изучения этого явления требуется проведение дополнительных экспериментальных исследований.

Выводы.

1. При температуре испытания 293K в диапазоне долговечностей $0,5-10^4$ циклов у образцов сталей 03X20H16AG6, 03X13AG19 и сплава ПТЗВ имеет место направленное пластическое деформирование.

2. Для образцов стали 03X20H16AG6 и сплава ПТЗВ процессы циклической ползучести наиболее интенсивно протекают в области напряжений, соответствующих квазистатическому разрушению.

3. Для образцов стали 03X13AG19 на базе 10^4 циклов квазистатическое разрушение не было зафиксировано, зона неустановившейся ускоренной ползучести отсутствует, а основная часть деформации реализуется в первом цикле нагружения.

4. Процесс направленного пластического деформирования конструктивных сталей при $T = 4,2\text{K}$ оказывается полностью подавленным и разрушение образцов происходит в результате образования и развития до критической величины усталостной трещины.

5. Понижение температуры испытания до 77K не вносит качественных изменений в характер деформирования и разрушения исследованных материалов.

Библиографический список

1. Стрижало В.А. Циклическая прочность и ползучесть металлов при малоцикловом нагружении в условиях низких и высоких температур / Стрижало В.А. – К.: Наук. думка, 1978. – 238 с.

2. Медведь И.И. Малоцикловая усталость хромомарганцевой стали 03X13AG19 при низких температурах ($293-4,2\text{K}$) / И.И. Медведь // Проблемы прочности. - 1986. - № 4. – С. 38–41.

3. Клявин О.В. Физика пластичности кристаллов при гелиевых температурах / Клявин О.В. – М.: Наука, 1987. – 256 с.

Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Должиковым П.Н.

*Кирияк К.К.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

МОДЕЛИРОВАНИЕ ОПОЛЗНЕВОГО СКЛОНА МЕТОДОМ КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

У статті наведені результати моделювання зсувного масиву методом кінцевих елементів, аналіз його стану із застосуванням ітераційного методу розрахунку. Розглядається зона ковзання, визначення дотичних напружень, район їх розповсюдження; виявлення елементів ґрунтового масиву схильних до розтягування, зрушування та підлеглим зусиллям руйнування; моделювання роботи зсувного масиву посиленого за допомогою методу струменевої цементації.

Ключові слова: *зсув, поведінка зсувного масиву, моделювання, метод кінцевих елементів, струменова цементація, район ковзання.*

В статье приведены результаты моделирования оползневого массива методом конечных элементов, анализ его состояния с применением шагово-итерационного метода расчета. Рассматривается зона скольжения, определение касательных напряжений, область их распространения; выявление элементов грунтового массива подверженных растягивающим, сдвигающим усилиям и разрушению; моделирование работы оползневого массива усиленного при помощи метода струйной цементации.

Ключевые слова: *оползень, поведение оползневого массива, моделирование, метод конечных элементов, струйная цементация, область скольжения.*

Актуальность проблемы. В развитии оползневых явлений ЮБК весьма существенной является форма склона. Характерными параметрами её определения служат высота склона и его крутизна. Необходимо учитывать, что наблюдаемый рельеф обуславливается совокупным воздействием всей естественно-исторической обстановки.

Для разработки методики проектирования параметров инъекционной стабилизации оползневых процессов на ЮБК, необходимо, в первую очередь, выполнить компьютерное моделирование оползневого склона с подробным описанием геоморфологических свойств, в естественном состоянии, и при учете работы грунта усиленного методом высоконапорного гидрорасчленения цементно-силикатным раствором.

Анализ предыдущих исследований. Одной из характерных особенностей современной науки является широкое применение численных математических методов и ПК в различных областях связанных с расчетом строительных конструкций, и тем более в расчетах задач по геомеханике [1, 2, 5, 6].

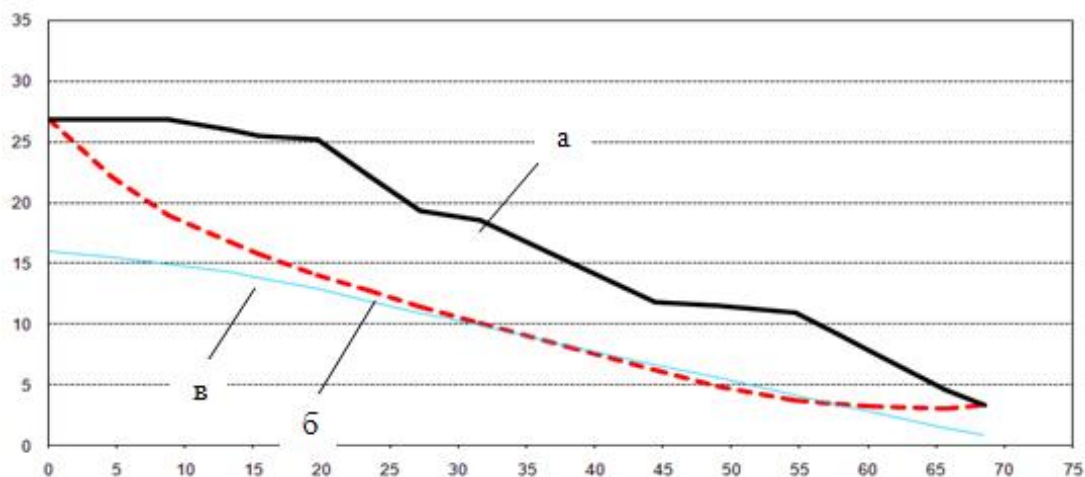
Процесс математизации науки и техники требует от специалистов в каждой области деятельности навыков применения ПК и использования для исследований IT-технологических методов расчета.

Решение современных задач строительной механики связано с использованием новых материалов, учета многих факторов, а также более сложных расчетных схем, близких к реальным конструкциям [3, 4]. Поэтому при исследовании напряженно-деформированного состояния, устойчивости и колебаний конструкций усложняется расчет и требует применения численных методов [1, 2]. Ранее численные математические методы для анализа напряженно-деформационного состояния оползневого склона не применялись.

Основная часть. Для моделирования оползневого массива применяется метод конечных элементов, при помощи программного комплекса «ПК ЛИРА-САПР». Для решения рассматриваемой задачи был выбран оползневой склон в районе г. Алушта. Исследование оползневой системы и инженерно-геологической ситуации были выполнены ЦНТУ «Инжзащита».

Исследуемая территория расположена в прибрежной части южного макросклона Крымских гор, на склоне юго-восточной экспозиции с отметками поверхности 3,2-27,7 м.

В геоморфологическом отношении исследуемая территория расположена в прибрежной части умеренно крутого склона юго-восточной экспозиции, осложненного овражно-балочной сетью, по которой, в основном, осуществляется поверхностный сток при выпадении атмосферных осадков на вышерасположенной территории. В геологическом строении исследуемой территории принимают участие флишевые породы таврической серии, перекрытые чехлом верхнечетвертично-современных накоплений делювиально-провиллюального, оползневого и техногенного генезиса. Глубина залегания кровли коренных грунтов в пределах участка, варьируется от 2-3 м до 12,5 -17,5 м относительно древней поверхности. Оползневой массив состоит из следующих инженерно-геологических элементов: ИГЭ1 – насыпной грунт техногенного происхождения, ИГЭ2 – несмещаемые породы Таврической серии приведены в таблице 1. Сейсмичность относится к зоне интенсивности сотрясений на средних грунтах равной 8-ми баллам. Форма оползневого склона приведены на рисунке 1.



а – поверхность существующего рельефа,

б – зона скольжения,

в – уровень грунтовых вод.

Рисунок 1 - Поперечный разрез оползневого склона

Методика расчета. Метод конечных элементов заключается в следующем. С точки зрения вычислительной математики, идея метода конечных элементов заключается в том, что минимизация функционала вариационной задачи осуществляется на совокупности функций, каждая из которых определена на своей подобласти, для численного анализа системы позволяет рассматривать его как одну из конкретных ветвей диакоптики – общего метода исследования систем путём их расчленения [2].

Для моделирования оползневого массива в программном комплексе «ПК ЛИРА-САПР» применялись конечные элементы плоской деформации грунтов (КЭ 281, 282, 284). Данные элементы учитывают специфику грунтов на основании зависимости Мора-Кулона для максимального касательного напряжения:

$$\sigma_1 - \sigma_2 \leq -\sin \varphi (\sigma_1 + \sigma_2) + 2C \cos \varphi, \quad (1)$$

где σ_1, σ_2 – главные напряжения;

C – сдвиговое сцепление;

φ – угол внутреннего трения.

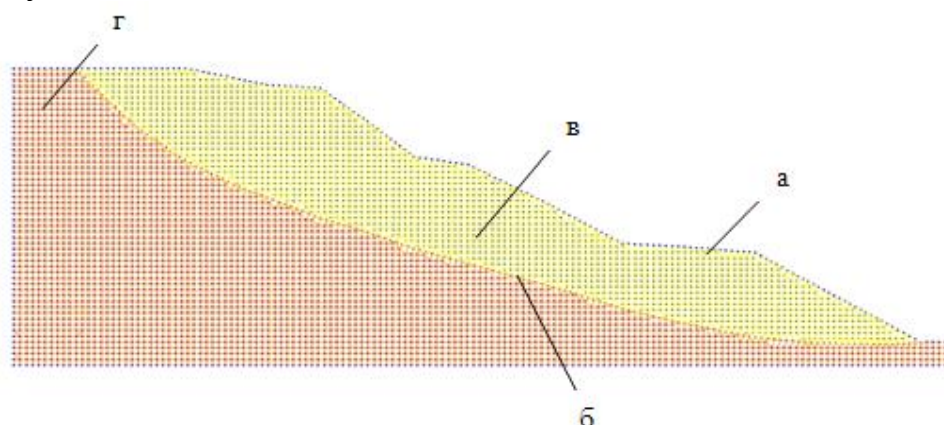
Моделирование оползневого массива. Признак схемы – шесть степеней свободы. Шаг триангуляции 0,5х0,5м. Связи в узлах – связь по оси Y . Граничные контуры – связи по всем направлениям. Жесткости элементов приведены в таблице 1.

Таблица 1 - Жесткости элементов склона

№ п/п	$E, \text{т/м}^2$	ν	$H, \text{см}$	$R_0, \text{т/м}^3$	$C, \text{т/м}^2$	$R_t, \text{т/м}^2$	φ°	k_e
1(ИЭГ1)	1500	0,35	100	1,96	0,5	0,05	16	3
2(ИЭГ2)	4500	0,35	100	2,27	6	0,6	23	3
3	2500	0,2	100	2,1	3,5	0,35	25	3

Где обозначены: E – модуль деформации грунта по ветви первичного нагружения, ν – коэффициент Пуассона, H – толщина, R_0 – удельный вес грунта, k_e – коэффициент перехода к модулю деформации грунта по ветви вторичного нагружения $E_e = k_e * E$, C – структурное сцепление, R_t – предельное напряжение при растяжении, φ – угол внутреннего трения в градусах, при этом $\varphi < 90^\circ$; $C \geq R_t * \text{tg}\varphi$.

После построения склона и расчленения полученного оползневого массива на конечные элементы, расчетная модель приняла вид показанный на рисунке 2.



а – поверхность существующего рельефа;
 б – предполагаемая плоскость скольжения;
 в – ИГЭ1;
 г – ИГЭ2

Рисунок 2 - Полученная модель оползневого склона

Так как оползневой массив моделируется в естественном состоянии, единственным нагружением для него будет собственный вес, который присваивается исходя из назначенных характеристик по ИГЭ-1,2 (табл.1). Для расчета полученной схемы моделируем нелинейное нагружение оползневого массива. Применяем шагово-итерационный метод. Задаем следующие параметры расчета, приведенные на рисунке 3.

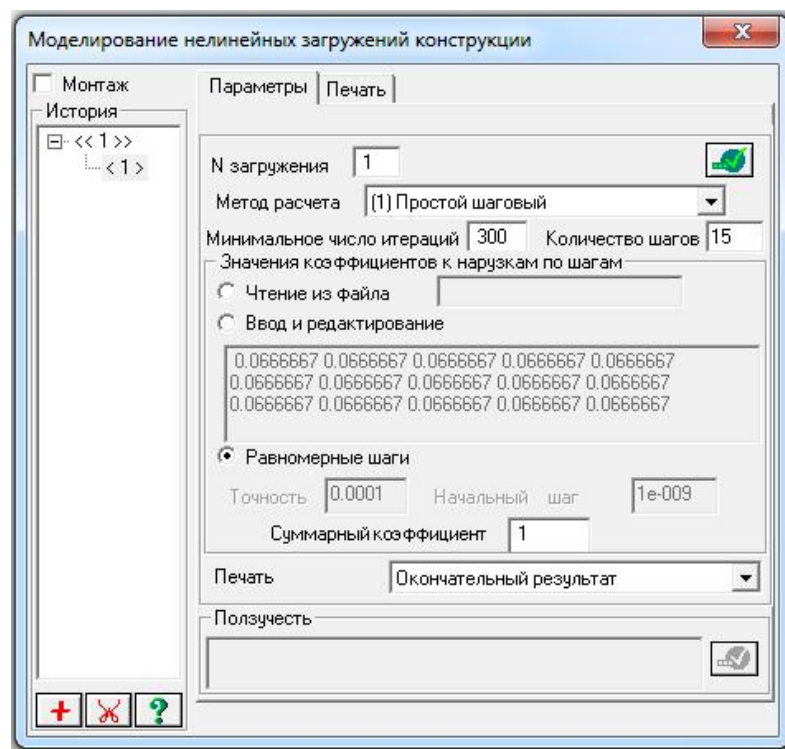


Рисунок 3 - Моделирование нелинейных нагружений конструкции

На стадии выполнения расчета можно выделить 15 фаз смещения оползневого массива во времени. Так как оползень, исходя из расчета устойчивости, находится в состоянии предельного равновесия, наиболее значимой для моделирования является фаза общих медленных деформаций (рисунок 4) [4].

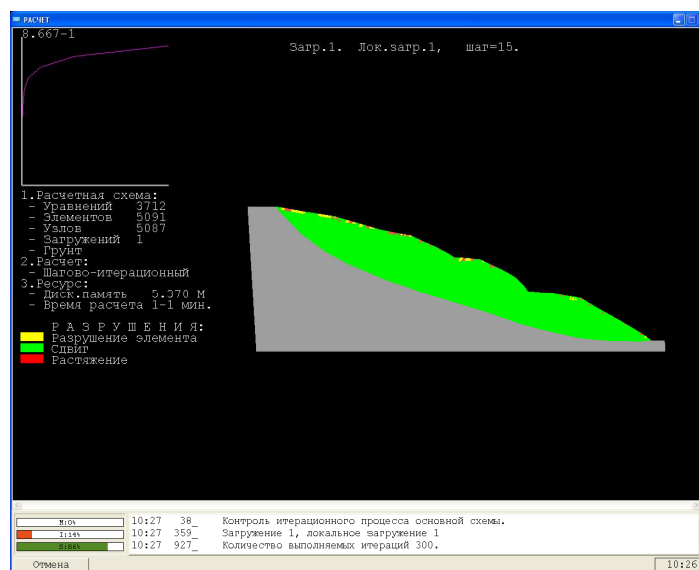


Рисунок 4 - Расчет оползневого массива шаг 15

Исходя из полученных результатов, на модели получены элементы оползневого массива подверженные растягивающим, сдвигающим усилиям и разрушению, которые выделены красным, зеленым и желтыми цветами (рисунок 4). Разрушение и растяжение элементов приурочено к поверхности естественного рельефа и показывает связь между натурными деформациями (заколами) склона и полученной моделью. Сдвиговые деформации распространены по всему оползневому массиву, что свидетельствует о вовлечении нестабильных масс грунта в движение и подтверждает характер происходящих медленных деформаций.

После выполнения расчета оползневого массива, рассмотрим полученные результаты по касательным напряжениям τ_{xz} (рисунок 5).

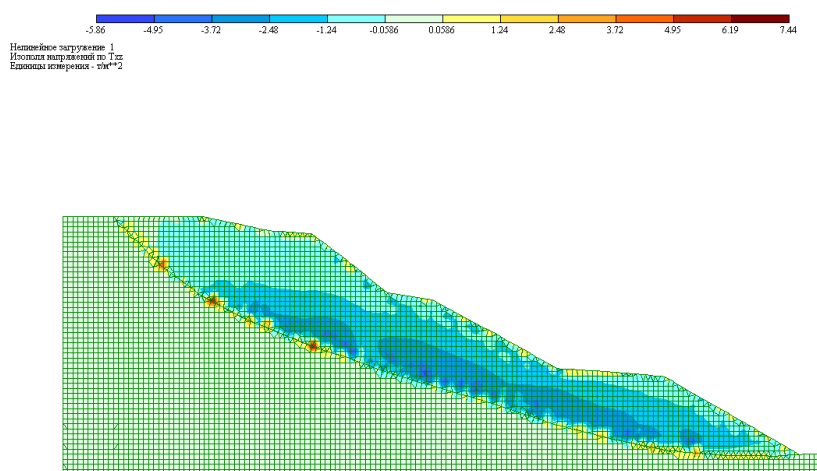


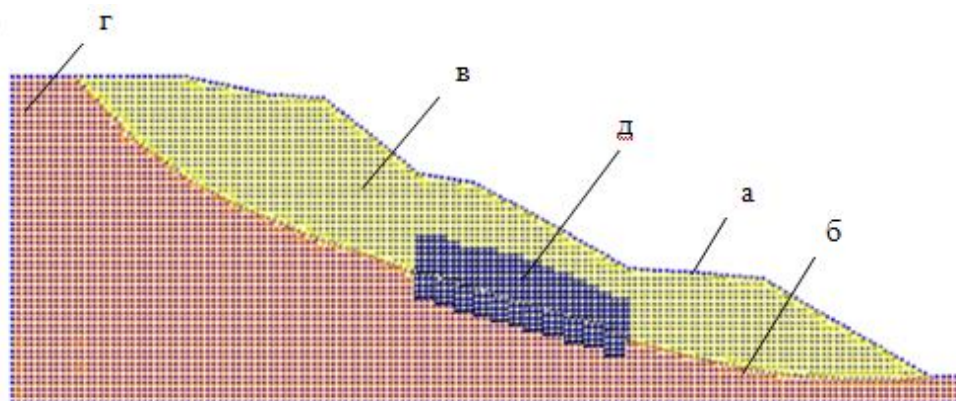
Рисунок 5 - Результаты расчета оползневого массива.
Изополя напряжений τ_{xz} .

Максимальные величины касательных напряжений τ_{xz} концентрируются в головной части оползня, затухая к его середине и возрастая к базису разгрузки. В средней части наблюдается зона равновесия, где напряжения практически не возникают, за счет изменения градиента давления во времени. Будем считать, что на конце рассматриваемого участка градиент давления максимальный и его закон распространения близок к гармоническому.

Зона распространения напряжений относительно перпендикуляра к плоскости скольжения варьируются в пределах головной части от 0,7 до 1,6 метров ($\tau_{xz} = -0,5 \dots 21 \text{ т/м}^2$), в пределах средней части от 0,45...0,67 метров ($\tau_{xz} = -0,06 \dots -8,7 \text{ т/м}^2$) напряжения имеют отрицательный характер, в пределах языковой части от 0,4...0,78 метров ($\tau_{xz} = 0,34 \dots 11 \text{ т/м}^2$). В зависимости от стадии сдвижения область скольжения изменяет свои параметры и может быть описана вязкопластической реологической моделью [7].

Моделирование работы оползневого массива усиленного при помощи метода струйной цементации проводилось исходя из пространственно-геометрических и физико-механических характеристик. В соответствии с инженерно - геологическими условиями и технологической схемой нагнетания цементного раствора принимается следующая конструкция скважин: 0 – 8,0м – диаметр бурения 112мм; 0 – 8,0м – диаметр обсадки 75мм; плотность нагнетаемого раствора 1800 кг/ м³; шаг 1,5х1,5м.

При помощи метода струйной цементации достигается улучшение физико-механические свойства области скольжения. После проведения лабораторных исследований, в результате проведения инъекций, получаем новые характеристики для расчета (таблица 1, п.3). Скважины располагаем в зоне равновесия, где касательные напряжения имеют отрицательный характер. После моделирования оползневого массива и усиления его методом струйной цементации расчетная модель примет вид (рисунок 6).



а – поверхность существующего рельефа;

б – предполагаемая плоскость скольжения;

в – ИГЭ1;

г – ИГЭ2;

д – усиление грунта методом струйной цементации

Рисунок 6 - Полученная модель оползневого склона

На стадии выполнения расчета так же рассмотрим последнюю 15 фазу смещения (рисунок 7).

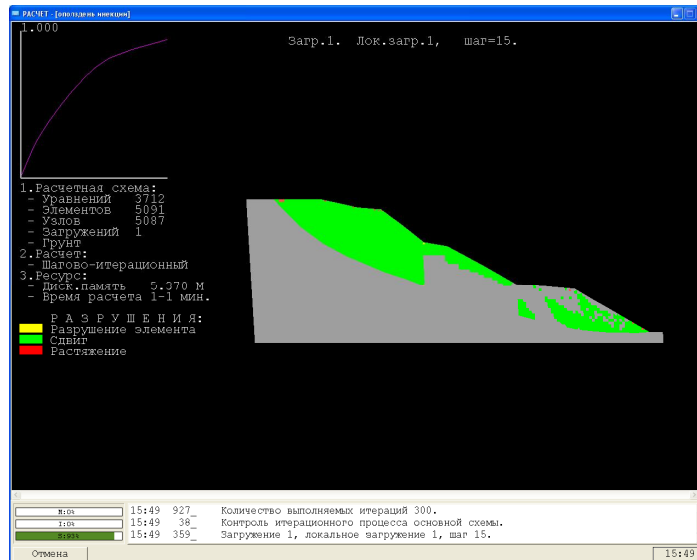


Рисунок 7 - Расчет оползневого массива усиленного при помощи метода струйной цементации шаг 15

Исходя из полученных результатов, на модели получены элементы оползневого массива подверженные растягивающим и сдвигающим усилиям. В зоне, где смоделировано закрепление грунтов методом струйной цементации сдвиг не происходит: растягивающие напряжения отсутствуют, а разрушения элементов нет.

После выполнения расчета оползневого массива, рассмотрим полученные результаты по касательным напряжениям τ_{xz} (рисунок 8).

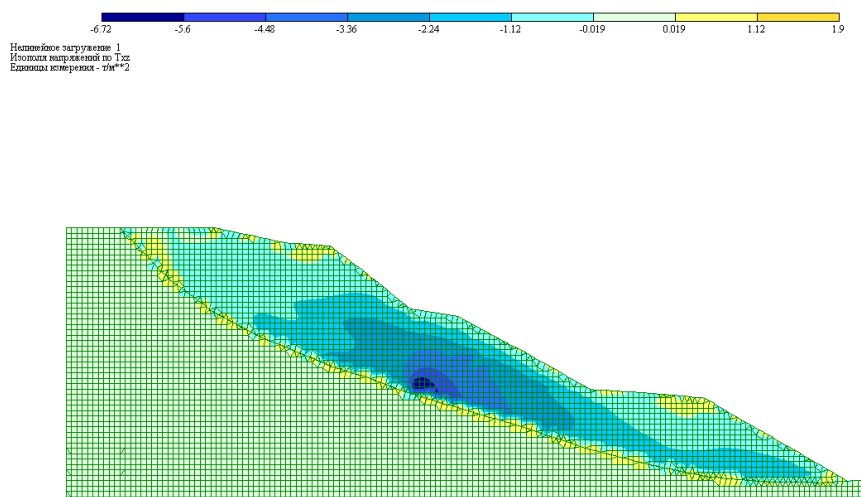


Рисунок 8 - Результаты расчета оползневого массива усиленного при помощи метода струйной цементации. Изополя напряжений τ_{xz}

Максимальные величины касательных напряжений τ_{xz} концентрируются в верхней части зоны усиления ($\tau_{xz} = 6,72 \text{ т/м}^2$), в головной и

языковой частях оползневого массива касательные напряжения τ_{xz} уменьшились в 5-11 раз по сравнению с моделью склона в естественном состоянии ($\tau_{xz} = 0 \dots 1,9 \text{ т/м}^2$).

Для определения коэффициента устойчивости (k_{st}) оползневого массива усиленного при помощи метода струйной цементации выполним расчет устойчивости по методу проф. Г.М. Шахунянца при основном и особом сочетании нагрузок (сейсмическое воздействие, коэффициент сейсмичности $\mu=0,042$) (табл. 2).

Таблица 2 - Коэффициенты устойчивости (k_{st})

Условия	Основное сочетание (k_{st})	Особое сочетание (k_{st})
В естественном состоянии	1,00	0,88
После закрепления	1,35	1,19

После закрепления оползневого массива при помощи метода струйной цементации, при особом сочетании нагрузок, получен коэффициент устойчивости $k_{st} = 1,19$ при нормативном 1,10, что соответствует 3 степени ответственности сооружения. Это свидетельствует о стабилизации оползневого массива.

Выводы

1. Методом конечных элементов на модели обоснованно формирование областей в оползневом массиве подверженные растягивающим, сдвигающим усилиям и разрушению. Определена зона распространения касательных напряжений относительно перпендикуляра к плоскости скольжения.

2. На модели получено деформирование оползневого массива до и после применения метода высоконапорного гидрорасчленения цементно-силикатным раствором. Определены зоны сдвига и критические растяжения грунта; коэффициенты устойчивости оползневого массива в естественном состоянии до и после закрепления.

Библиографический список

1. Черный Г.И. О классификации математических моделей для различных задач механики горных пород / Г.И. Черный // "Труды VIII сессии Совета по народнохозяйственному использованию взрыва"- К.: Наукова думка, 1970. – С. 20 – 26.

2. Метод_конечных_элементов [Электронный ресурс] <http://ru.wikipedia.org/wiki/>

3. Державні будівельні норми України. ДБН В.І.І-3-97. Інженерний захист територій будівель та споруд від зсувів та обвалів. Основні положення. Видання офіційне. – К.: Держбуд України. 1998. – 40 с.

4. Рудько Г.И. Оползни и другие геодинамические процессы горно-складчатых областей Украины (Крым, Карпаты): монография / Г.И. Рудько, И. Ф. Ерыш. – К.: Задруга, 2006. – 624 с.

5. Аносова Л.А. Закономерности формирования оползневых отложений / Л.А. Аносова, И.Г. Коробанова, А.К. Копылова. – М.: «Наука», 1976. – 184 с.

6. ЛИРА – САПР 2011:[учебное пособие] / Ю.В. Гензерский, Д.В. Медведев, О.И. Палиенко, В.П. Титок. – К.: Электронное издание, 2011. - 396 с.

7. Должиков П.Н. Разработать методику проектирования параметров инъекционной стабилизации оползневых процессов ЮБК: НИР №2883 / П.Н. Должиков. – Алчевск: ДонГТУ, 2011. – 47 с.

Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Должиковым П.Н.

**ЭЛЕКТРОТЕХНИКА.
РАДИОТЕХНИКА**

*д.т.н. Заблодский Н.Н.,
Филатов М.А.,
Грицюк В.Ю.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПОЛИФУНКЦИОНАЛЬНЫХ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ С ПОЛЫМ ПЕРФОРИРОВАННЫМ РОТОРОМ

Проведено дослідження магнітного поля та напруженості електричного поля вихрових струмів в ПЕМП з порожнистим перфорованим ротором. Показано прийнятне узгодження експериментальних даних з даними чисельного експерименту.

Ключові слова: *поліфункціональний електромеханічний перетворювач, перфорований ротор, магнітна індукція, вихрові струми.*

Проведено исследование магнитного поля и напряженности электрического поля вихревых токов в ПЭМП с полым перфорированным ротором. Показано приемлемое согласование экспериментальных данных с данными численного эксперимента.

Ключевые слова: *полифункциональный электромеханический преобразователь, перфорированный ротор, магнитная индукция, вихревые токи.*

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. Численный эксперимент, полностью или частично замещающий физический, может рассматриваться, как основа при создании систем автоматизированного проектирования электромеханических устройств. Построение приемлемой математической модели, которая, с одной стороны, достаточно полно отражает физику протекающих процессов, а с другой – может быть решена на персональном компьютере, должно осуществляться путем постепенного уточнения. Одним из способов такого уточнения является сопоставление данных численного и физического экспериментов, что особенно актуально, если речь идет о создании нового класса электромеханических устройств. К таким устройствам относятся полифункциональные электромеханические преобразователи (ПЭМП) с полым ферромагнитным ротором имеющим перфорированную структуру [1].

Постановка задачи. Задачей данной работы является экспериментальная проверка и сравнение полученных данных с расчетными зависимостями, которые получены при решении трехмерной полевой задачи методом конечных элементов в работе [2].

Описание эксперимента. Эксперимент проводился на образцах ПЭМП с двумя конструктивными исполнениями полого ферромагнитного ротора – гладким и перфорированным. Конструктивные параметры гладкого ротора: наружный диаметр – 85 мм; длина – 75 мм; толщина стенки – 3,5 мм. Перфорированный ротор имеет аналогичные линейные размеры, число радиальных отверстий – 24, диаметр отверстий – 4 мм. Ряды отверстий выполнены равномерно по длине окружности ротора (восемь аксиальных рядов по три отверстия). Расстояние между центрами отверстий одного ряда – 19 мм. Общий вид полого перфорированного ротора представлен на рисунке 1.

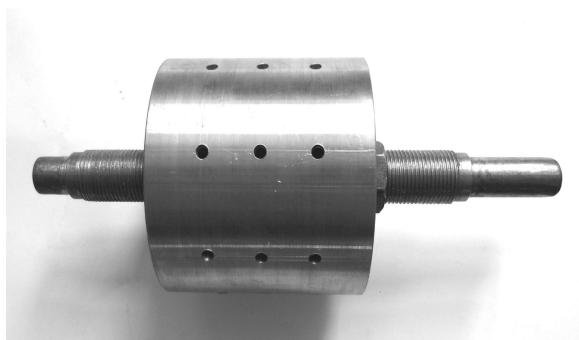


Рисунок 1 – Общий вид полого перфорированного ротора

В качестве базы был использован статор асинхронного двигателя АОЛ-21-2, который имеет следующие конструктивные параметры: наружный диаметр – 140 мм; внутренний диаметр – 88 мм; длина сердечника – 75 мм; воздушный зазор – 1,5 мм (увеличен с целью размещения индуктивных датчиков); число зубцов – 24.

Измерение магнитной индукции в воздушном зазоре ПЭМП выполнялось с помощью измерительных витков и катушек. Расположение измерительных витков показано на рисунке 2. Измерительные витки были заложены на поверхности статора и использовались для определения среднезонных значений магнитной индукции в пределах полюсного деления статора, а также в пределах условного зубца ротора. На рисунке 3 представлен общий вид измерительной катушки, используемой для определения локальных значений индукции в воздушном зазоре. Число витков измерительной катушки – 120, внешний диаметр – 14 мм, внутренний – 8 мм. Измерительные витки и катушки изготовлены в соответствии с рекомендациями [3,4].

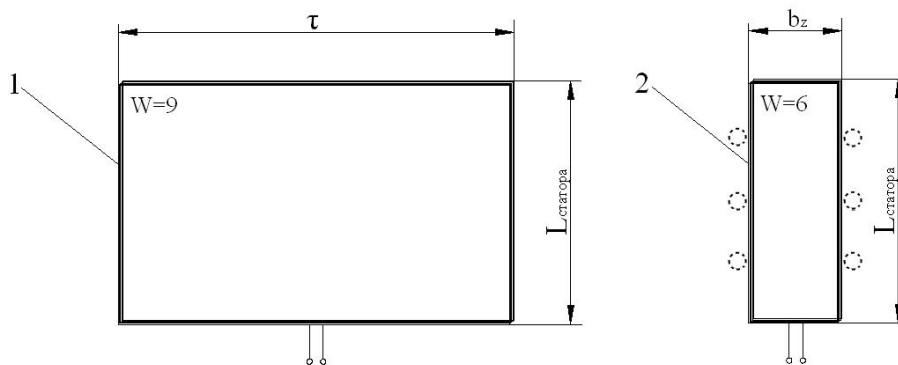


Рисунок 2 – Расположение измерительных витков



Рисунок 3 – Общий вид измерительной катушки

Величина и форма измеряемых ЭДС регистрировались с помощью цифрового осциллографа RIGOL DS5062M.

Изложение материала и его результаты. На рисунке 4 представлены результаты измерения ЭДС наводимой в измерительных витках 1 в режиме холостого хода, для образца ПЭМП с гладким и перфорированным ротором.

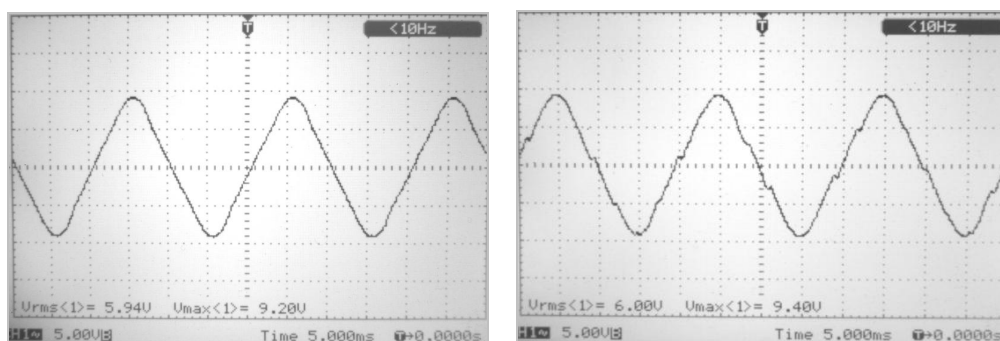


Рисунок 4 – Результаты измерения ЭДС измерительных витков 1 в режиме холостого хода

Для кривой индукции образца ПЭМП с перфорированным ротором характерны незначительные провалы, что обусловлено технологическими погрешностями при выполнении отверстий в роторе, а также при изготовлении измерительных витков, т.к. суммарный магнитный

поток пронизывающий измерительные витки на полюсном делении остается постоянным независимо от угла поворота ротора. Среднее значение индукции на полюсном делении составило 0,454 Тл.

На рисунке 5 представлены результаты измерения ЭДС измерительных витков 2 для образцов ПЭМП с гладким и перфорированным ротором в режиме холостого хода. Пиковое значение индукции для ПЭМП с перфорированным ротором составило 0,783 Тл. Минимальное значение индукции в зоне наибольшего провала – 0,509 Тл.

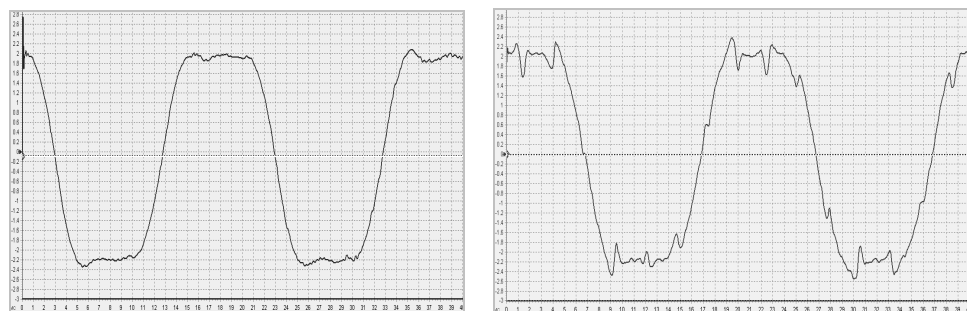


Рисунок 5 – Результаты измерения ЭДС измерительных витков 2 в режиме холостого хода

Из рисунка видно, что в кривой индукции для ПЭМП с перфорированным ротором (справа) присутствуют восемь провалов и четыре пика в течение одного периода. Такой характер кривой объясняется снижением плотности силовых линий поля в пределах площади отверстия, и их сгущением в зоне кромки отверстия. Характер распределения индукции в зазоре ПЭМП вполне соответствует данным, полученным в ходе численного расчета (рисунок 6). Зона отверстия на рисунке ограничена пунктирными линиями.

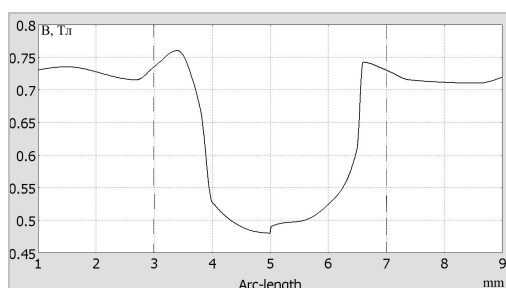


Рисунок 6 – Распределение нормальной составляющей магнитной индукции вдоль середины воздушного зазора над отверстием (расчет)

По результатам измерений локальных значений магнитной индукции в пределах площади сплошных участков ротора наибольшее амплитудное значение индукции составило 0,722 Тл.

Оценка распределения вихревых токов и определение напряженности электрического поля выполнялась на внутренней поверхности перфорированного ротора с применением потенциального зонда. Измерения выполнены в квазиустановившемся тепловом режиме при неподвижном роторе. Игольчатые электроды располагались поперек оси ротора. Расстояние между электродами потенциального зонда составляет 10 мм.

На рисунке 7 представлены некоторые результаты измерений напряженности электрического поля вихревых токов. Первая кривая (слева) представляет собой напряжение между электродами для случая расположения потенциального зонда в краевой зоне ротора. Вторая кривая – напряжение для случая расположения потенциального зонда по середине длины перфорированного ротора.

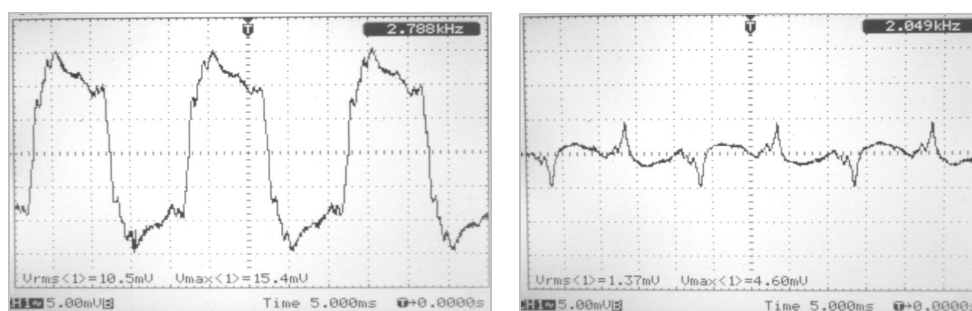


Рисунок 7 – Результаты измерений напряженности электрического поля вихревых токов

На рисунке 8 представлена кривая распределения плотности тока вдоль длины перфорированного ротора, построенная по результатам измерений напряженности электрического поля. Значения плотности тока отложены в относительных единицах. За единицу приняты значения плотности тока по краям перфорированного ротора.

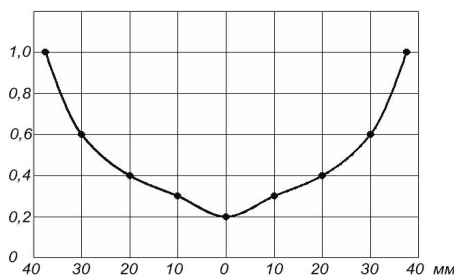


Рисунок 8 – Распределение плотности тока вдоль длины перфорированного ротора

На рисунке 9 представлена кривая распределения плотности тока вдоль длины перфорированного ротора в режиме короткого замыкания полученная при решении трехмерной полевой задачи численным методом. Характер рассчитанной кривой хорошо согласуется с данными физического эксперимента. Пики в кривой на рисунке 9 – это расчетная погрешность, обусловленная грубой сеткой конечных элементов. Провалы по краям кривой связаны с наличием в модели ферромагнитного дна со стороны торцов ротора, которое играет роль шунта. Ввиду малого воздушного зазора измерение напряженности электрического поля выполнялось на внутренней поверхности ротора, с предварительно снятыми ферромагнитными крышками.

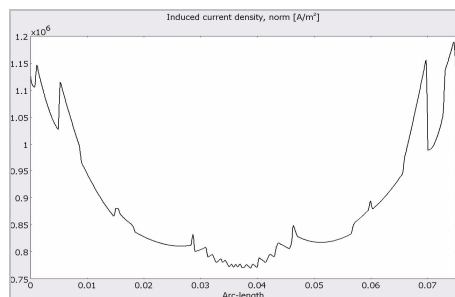


Рисунок 9 – Расчетная кривая распределения плотности тока вдоль длины перфорированного ротора

Выводы и направление дальнейших исследований.

1. Проведено исследование магнитного поля и напряженности электрического поля вихревых токов в ПЭМП с полым перфорированным ротором. Показано приемлемое согласование экспериментальных данных с данными численного эксперимента.
2. Дальнейшие исследования должны быть направлены на определение распределения плотности вихревых токов, а также объемной плотности электромагнитных сил в полом перфорированном роторе ПЭМП на основе численных экспериментов.

Библиографический список

1. Заблодский Н.Н. Полифункциональные электромеханические преобразователи технологического назначения: монография. // Заблодский Н.Н. – Алчевск: ДонГТУ. – 2008. – 296 с.
2. Заблодский Н.Н., Численное моделирование электромагнитных полей в полифункциональных электромеханических преобразователях с полым перфорированным ротором / Заблодский Н.Н., Филатов М.А., Грицюк В.Ю. // Електротехніка і Електромеханіка. - 2012. - №1.
3. Шаповаленко О.Г Основы електричних вимірювань: підручник. / Шаповаленко О.Г., Бондар В.М. - К.: Либідь, 2002. – 320 с.
4. http://imlab.narod.ru/M_Fields/MF_Coil/MF_Coil.htm

Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Лущицом В.Д.

*Husev O.,
Ivanets S.,
Dr. Sc. Vinnikov D.
(Chernihiv State Technological University, Chernihiv, Ukraine)
(Tallinn University of Technology, Tallinn, Estonia)*

IMPLEMENTATION OF PARALLEL ACTIVE POWER FILTER IN THE NONIDEAL POWER GRID

This paper is devoted to the implementation of a parallel active power filter prototype in nonideal power grids. The control algorithm is described and realized. Simulation and experimental results proved the theoretical prediction. Some guidelines are presented in the conclusion.

Key words: *parallel active power filter, power grid, control system, efficiency.*

Стаття присвячена експериментальному впровадженню прототипу паралельного активного фільтру в неідеальній мережі. Описаний і реалізований алгоритм керування. Результати моделювання і експерименту підтверджують теоретичні очікування. Наведені рекомендації і висновки.

Ключові слова: *паралельний активний фільтр, мережа живлення, система керування, КПД.*

Introduction.

Enhanced quality requirements for the mains current supplied by the power network require devices compensating the reactive power in both the fundamental frequency and higher harmonics. Such devices can be classified into passive filters, active filters (AF), their combinations, and hybrid filters [1, 2]. In systems with the spectral composition of the load current constantly changing over a wide range, a passive filter-based solution becomes inefficient. The principal advantage of active filters is in their ability to compensate a wide spectrum of higher harmonics. The design of all active filters includes a storage element, a converter and a charger [1-3]. Figure 1 represents implementation of a parallel active power filter (PAPF) in a nonideal power grid.

Control system.

The control system is based on the power balance method [7]. Figure 2 presents a block diagram of a control system for a PAPF. The control system consists of a measurement block, a reference current definition block and a switch control block.

The main idea of the power balance method is to maintain the DC voltage level across the capacitors. The input values of the regulator enter the instantaneous value of the voltage across the capacitors (V_{DC1} , V_{DC2}) and the reference voltage V_{REF} , equal to the necessary values of the voltage. In order to eliminate voltage pulsations across the capacitors, only the constant component of the voltage is used. Further, an error on the voltage will be given to the PI regulator whose output determines the amplitude of the reference current. The form of the reference current is determined by the supply voltage, as a result, the current is in-phase to the voltage. Further, the reference current will be given to the switch control block. The switch control block is built according to the direct current control method.

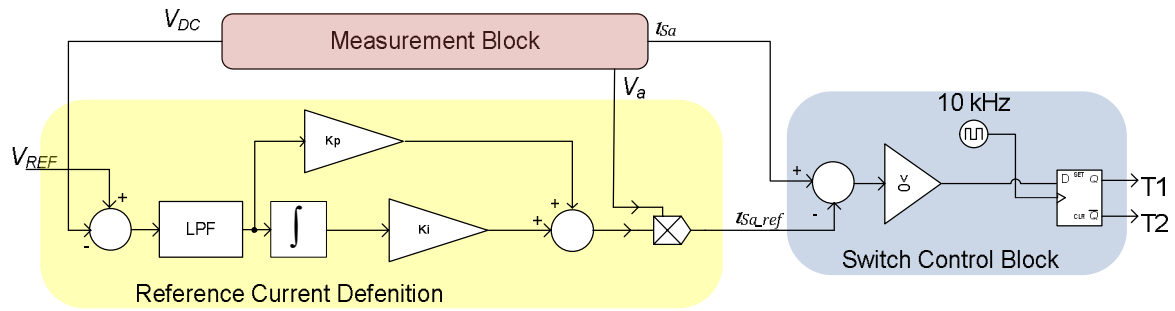


Figure 2 - Control system structure of a PAPF

Thus, transfer of the necessary active power from the grid is ensured. In the steady state mode the value of an error is equal to zero, values from the output of the integrator are constant. In this case the power consumed by the load is equal to the power that is consumed from the generator.

The main advantage of the proposed algorithm is in the reduced number of current sensors. Taking into account the EMC problem that usually is present in the real system, the reduced number of measurement values increases the stability of the control system. For example, control systems based on the PQ theory are less feasible because they demand more measurement elements.

Simulation results.

A simplified equivalent circuit of a power grid for one phase is shown in figure 3a. The induction voltage regulator is substituted by the voltage

source e_a , the internal resistances R_0 and the internal leakage inductance L_0 . The transformer is substituted by the equivalent circuit with primary and secondary internal resistances R_1 and R_2 , primary and secondary internal leakage inductances L_1 and L_2 and magnetizing inductance L_M . We assume that these parameters are equal in all phases.

A PAPF is represented taking into account the internal inductance resistance R_a and transistor parameters. Nonlinear load is represented by a passive rectifier with a capacitor output filter that is one of the worst cases for a power grid.

Equivalent circuits for switching transistors are shown in Figures 3b (T_1 is opened) and 3c (T_2 is opened).

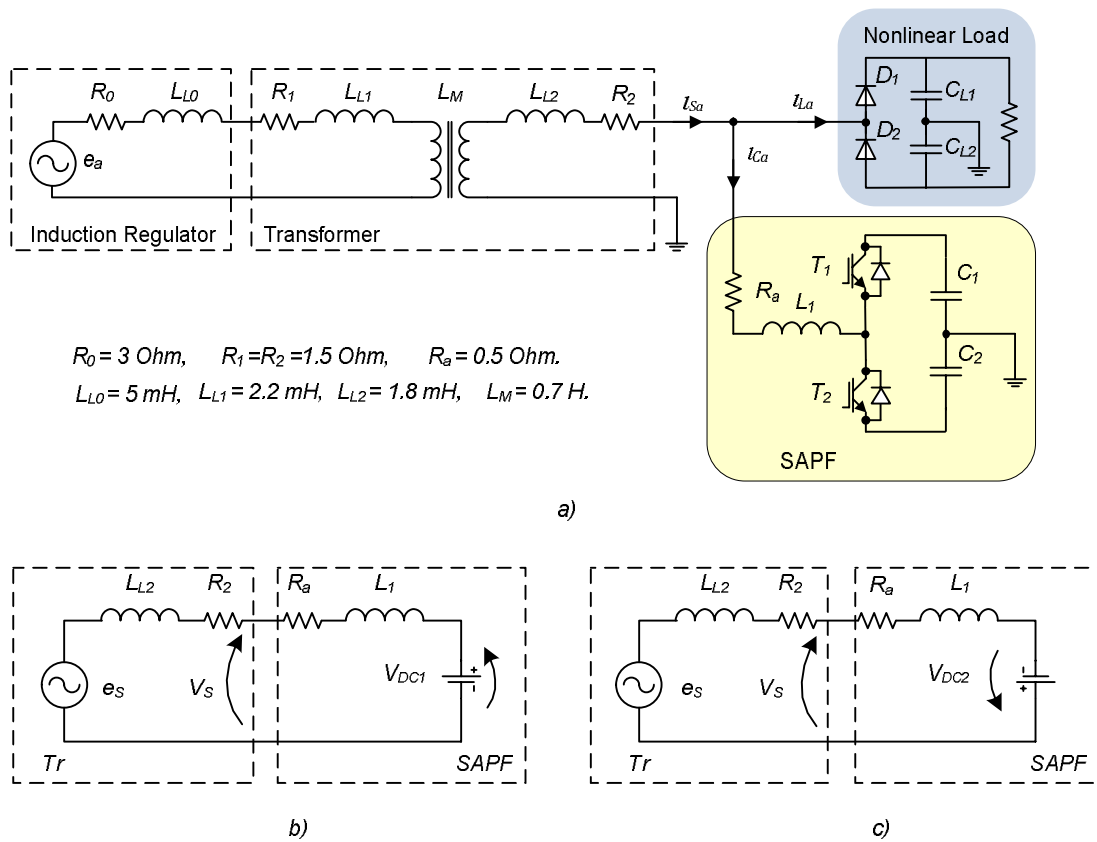


Figure 3 – Equivalent circuits of a nonideal power grid

From the analysis of equivalent circuits it is evident that active filter commutation disturbs the output transformer voltage shape. We can write:

$$e_s = L_{L2} \cdot \frac{di_C}{dt} + i_C (R_2 + R_a) + L \cdot \frac{di_C}{dt} \pm \frac{V_{DC}}{2}, \quad (1)$$

$$V_s = i_C \cdot R_a + L \cdot \frac{di_C}{dt} \pm \frac{V_{DC}}{2}, \quad (2)$$

$$e_s = \Delta V + V_s. \quad (3)$$

Assuming that the voltage source e_s has a pure sinusoidal shape we can express the relative voltage distortion $\frac{\Delta V}{e_s}$ by

$$\frac{\Delta V}{e_s} = \frac{L_{L2} \cdot \frac{di_C}{dt} + i_C \cdot R_2}{L_{L2} \cdot \frac{di_C}{dt} + i_C (R_2 + R_a) + L \cdot \frac{di_C}{dt} \pm \frac{V_{DC}}{2}}. \quad (4)$$

As it can be seen from equation (4), relative voltage distortion depends on the DC capacitor voltage and the ratio between the leakage inductance of the transformer and the inductance of the compensator. The lower the leakage inductance the lower the distortion is.

In order to verify the presented control algorithm and the analytical prediction the MATLAB simulations were performed.

The passive components of the compensator and the minimum frequency of the commutation of power switches with the direct control method were calculated according to [8]:

$$C = \frac{4 \cdot \gamma \cdot Q_m}{K \cdot V_{DC1} \cdot \omega \cdot V_m} = \frac{4 \cdot \frac{1}{6} \cdot 380}{0.1 \cdot 125 \cdot 2\pi \cdot 50 \cdot 98} = 0.6 \text{ mF}, \quad (5)$$

$$L = \frac{V_{DC1} - V_m}{I'_{cm}} = \frac{125 - 98}{1.2 \cdot 10^4} = 2.2 \text{ mH}, \quad (6)$$

where:

Q_m – amplitude of the pulsation of the reactive power in the three-phase network;

γ – the relative duration of the pulsation of the reactive power;

ω – network frequency;

V_m – amplitude value of the phase voltage;

V_{DC} – value of voltage on the capacitor;

K – ripple factor of voltage on the capacity;

I'_{cm} – maximum value of the rate of current changing.

It should be noted that an additional RLC passive filter was used in the measurement system to obtain the reference voltage shape.

The first simulation diagrams shown in figure 4 correspond to the idle power grid mode (figure 4a) and the nominal power mode without a PAPF (figure 4b).

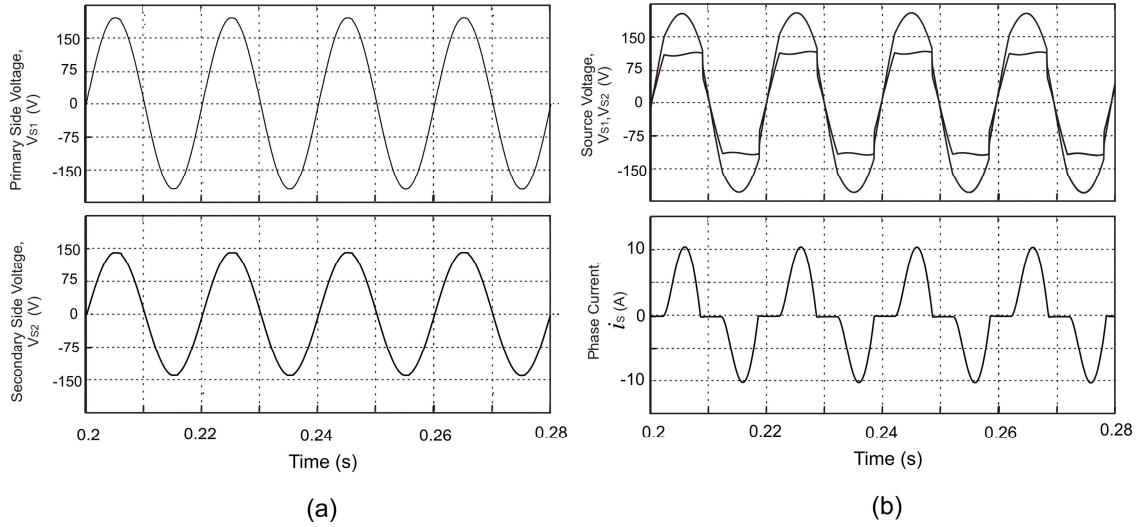


Figure 4 - Simulation diagrams without a PAPF

During the idle mode, primary and secondary voltage shapes are purely sinusoidal. After the load connection, voltage shapes are greatly disturbed. It shows the influence of the nonlinear load on the power quality in the power grid with nonideal parameters. The total consumed power is $P_I = 1300$ W, on the secondary side is $P_2 = 1050$ W. As a result, the efficiency of the chosen transformer is about 80%. Voltage and current THD on the secondary side are about 19.5% and 47.3%, correspondingly.

The second simulation diagrams in figure 5 shows power grid conditions with a PAPF.

The reference phase voltage is shown in figure 5a. The compensator current is represented in figure 5b. The primary and secondary power grid currents are shown in figure 5e. The reference voltage and source current THD on the secondary side are about 28.4% and 18.7%, respectively. We can see that after the inclusion of the PAPF, the current shape is improved but the voltage shape is impaired. It is proved by the secondary and primary winding voltage (figures 5b and 5d).

The DC link voltage is shown in figure 5f that proves the steady state mode.

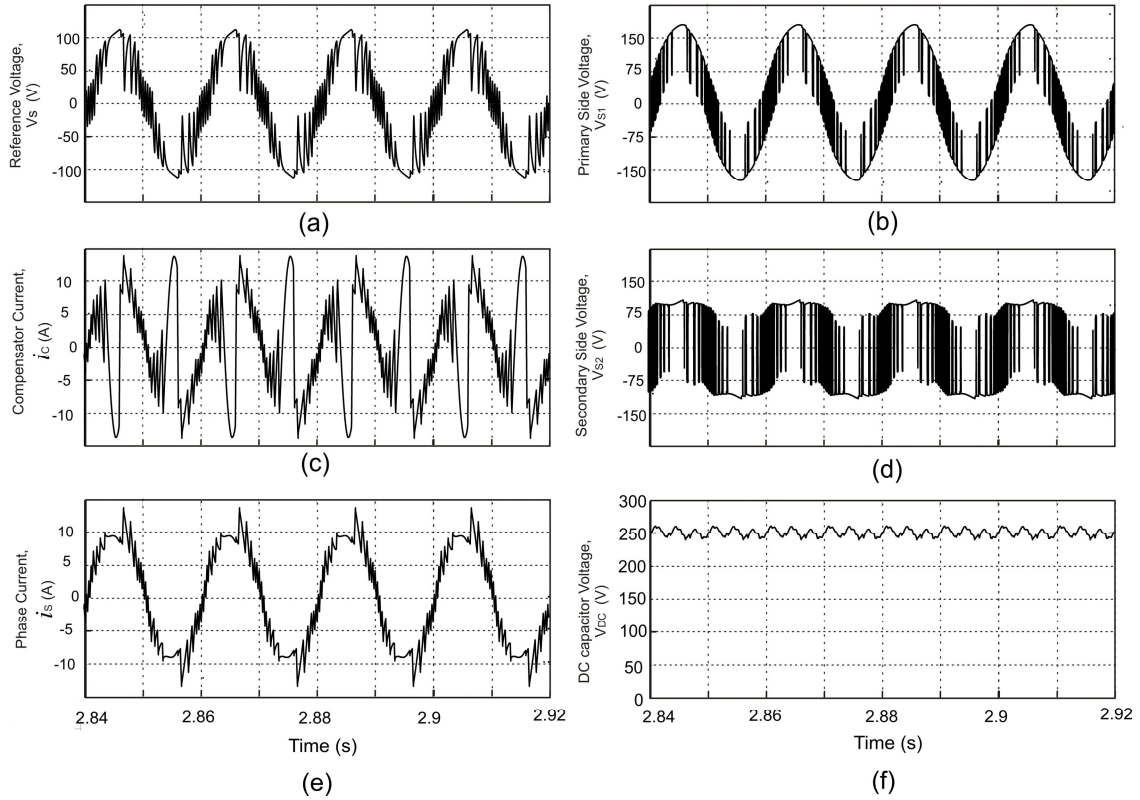


Figure 5 - Simulation diagrams with a PAPF

The total consuming power on the primary side is increased to $P_1 = 1950 \text{ W}$, on the secondary side to $P_2 = 1450 \text{ W}$. The output consuming power is about 1340 W . As a result, PAPF efficiency is about 92%. It should be noted that modeling losses parameters of a PAPF correspond to the worst real IGBT transistors that can be used in such systems. The frequency of commutation is 10 kHz .

Simulation parameters and results are summarized and shown in Table 1.

Table 1 - Simulation parameters and results

Power Grid Parameters	PAPF Parameters	RLC Filter Parameters	Simulation Results	
			Without PAPF	With PAPF
$\omega = 2\pi \cdot 50 \text{ Hz}$ $V_{S1} = 133 \text{ V}$ $L_{L0} = 5 \text{ mH}$ $L_{L1} = 2.2 \text{ mH}$ $L_{L2} = 1.8 \text{ mH}$ $R_0 = 3 \text{ Ohm}$ $R_1 = R_2 = 1.5 \text{ Ohm}$	$V_{DC} = V_{DC1} + V_{DC2} = 250 \text{ V}$ $L = 2.2 \text{ mH}$ $C_1 = C_2 = 0.56 \text{ mF}$ $R_A = 0.5 \text{ Ohm}$ $F = 10 \text{ kHz}$	$R_F = 300 \text{ Ohm}$ $L_F = 0.5 \text{ mH}$ $C_F = 1 \text{ } \mu\text{F}$	$P_1 = 1300 \text{ W}$ $P_2 = 1050 \text{ W}$ $P_{OUT} = 1050 \text{ W}$ $THD_{U2} = 19.5\%$ $THD_{I2} = 47.3\%$	$P_1 = 1950 \text{ W}$ $P_2 = 1450 \text{ W}$ $P_{OUT} = 1336 \text{ W}$ $THD_{U2} = 28.4\%$ $THD_{I2} = 18.7\%$

Experimental results

A laboratory prototype is shown in figure 6. It consists of a transformer (figure 6b), a nonlinear load (three-phase rectifier, capacitor, resistor) and a PAPF. The PAPF is separately shown in figure 6a and consists of an inverter, optically isolated drivers for IGBTs, inductors, capacitors, measurement and control systems.

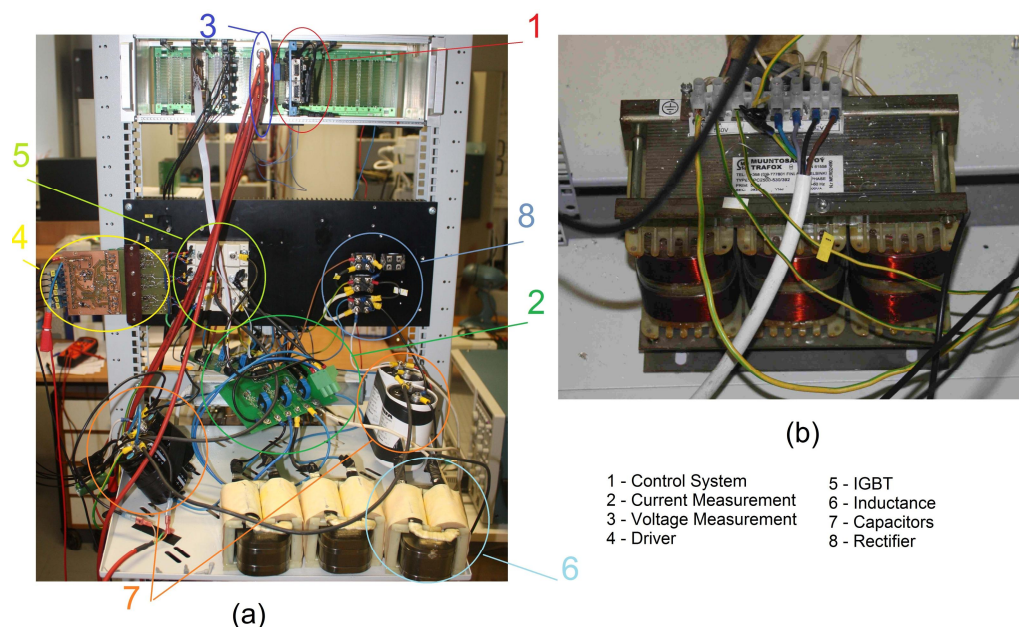


Figure 6 - Laboratory prototype of a PAPF

An inverter is built on BSM75GB120DLC 1200V/75A IGBT transistors. Hall effect current sensors and optically isolated voltage sensors represent the measurement system. The digital control system is based on the digital signal processor TMS320F28335.

An induction regulator is used as a primary voltage generator. A serial buck transformer was used like a secondary voltage source. Leakage inductance and internal resistance of the secondary winding are 1.8 mH and 1.5 Ohms, respectively. The nominal transformer power is 2.5 kW, turns ratio 1.35.

Experiments with the PAPF were performed according to the simulation parameters (figure 7). Control was realized by the direct current control method at 10 kHz switching frequency.

It is evident that the voltage and the current are not of purely sinusoidal shape. It is explained by nonideal power grid parameters.

The consuming primary power without a PAPF was equal to $P_1 = 3 \cdot 115 \text{ V} \cdot 3.9 \text{ A} = 1345 \text{ W}$. The consuming power in the load was $P_{OUT} = 1010 \text{ W}$. Transformer efficiency was about 75 %.

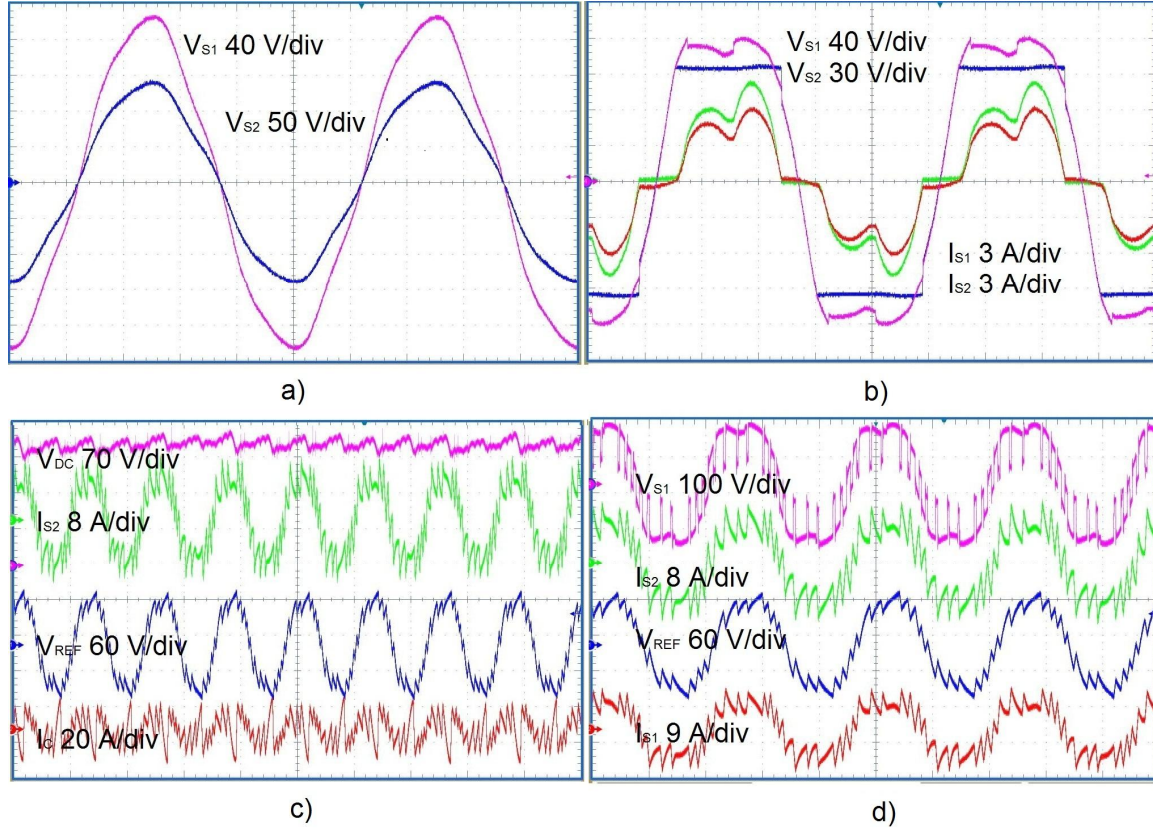


Figure 7 - Experimental results of a PAPF

In the steady state mode with a PAPF the rms phase voltage V_{S2} and current I_{S2} were equal to 83 V and 5.3 A, respectively.

The output DC voltage V_{OUT} was equal to 195 V and the load current I_{OUT} to 6.1 A. As a result, the output consuming power increased to $P_{OUT} = 1190$ W. Taking into account the total input consuming power $P_1 = 1720$ W and the secondary winding consuming power $P_2 = 3 \cdot 83 \cdot 5.2 = 1295$ W, it can be concluded that transformer efficiency was about 75 %. The PAPF efficiency was about 91 % that is close to the simulation results.

Conclusions

This paper presents a PAPF implementation prototype in a nonideal power grid. The power balance based control algorithm is described and realized. Voltage distortion as the main problem in similar power grids was analytically estimated. Simulation and experimental results proved the theoretical prediction. A PAPF cannot be an effective solution in power grids where leakage inductance is close to the active filter inductance. In such systems a PAPF improved current quality and total power quality slightly. Total consuming power had increased (up to 30 %), the reactive power did not de-

crease significantly. At the same time voltage THD level increased. In order to improve voltage quality an additional serial active power filter is required.

References

1. Akagi H. *Trends in active power line conditioners* / Hirofumi Akagi // *IEEE Trans. on Power Electronics*. – 1994. - № 3.- P. 263-268.
2. Akagi H., *Modern Active Filters and traditional passive filters* / Hirofumi Akagi // *Bulletin of the Polish Academy of Sciences, Technical sciences*. – 2006. - № 3. - P. 255-269.
3. Cadaval E.R. *Active power line conditioner based on two parallel converters topology* / F.B. Gonzalez, M.I.M. Montero // *IEEE. Compatibility in Power Electronics*. – 2005. - P. 134-140.
4. Dixon J. W. *Some improvements in 81-Level Inverters for Traction Applications* / L. Moran, C. Elgueta // *Proc. of 21th Electric Vehicle Symposium (EVS 21)*. - Montecarlo (Monaco), 2005.
5. Жемеров Г.Г. *Энергоэффективность коррекции фазы тока и компенсации пульсаций активной и реактивной мощностей в трехфазной системе электроснабжения* / И.Ф. Домнин, О.А. Ильина, Д.В. Тугай // *Техн. Електродинаміка*. - 2007.- №1.- С. 52-57.
6. Husev O. *Neuro-fuzzy Control System for Active Filter with Load Adaptation* / Sergey Ivanets, Dmitri Vinnikov // *Compatibility and Power Electronics CPE2011, IEEE*. – 2011. - P. 134 - 140.
7. Strzelecki R. *Power Quality Converters with Minimum Number of Current Sensor Requirement* / G. Benysek, M. Jarnut // *International school on nonsinusoidal currents and compensation*. - Poland, 2008. - P. 1 - 4.
8. Іванець С.А. *Методика вибору елементів фільтро-компенсуючого перетворювача* / О.О. Гусев, А.І. Чуб // *Вісн. Черніг. держ. технол. ун-ту*. - 2009. - №40. - С. 223-232.

Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Заблудским Н.Н.

*к.т.н. Закутний А.С.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина, zakutnyu@gmail.com)*

АНАЛИЗ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ И НЕОБХОДИМОСТЬ ФУНКЦИИ КОРРЕКЦИИ В ПРОГРАММНОМ ОБЕСПЕЧЕНИИ СИСТЕМЫ ЧИСЛОВОГО ПРОГРАММНОГО УПРАВЛЕНИЯ

Наведені результати теоретичних досліджень, отримані залежності, які описують максимальне перерегулювання від стрибкоподібної зміни відносного коефіцієнта передачі процесу різання сортового прокату відрізною фрезой.

Ключові слова: *система стабілізацій потужності різання, пила гарячого різання.*

Приведены результаты теоретических исследований, получены зависимости, описывающие максимальное перерегулирование от скачкообразного изменения относительного коэффициента передачи процесса резания сортового проката отрезной фрезой.

Ключевые слова: *система стабилизации мощности резания, пила горячего резания.*

В процессе разрезания металла пилой горячей резки сами параметры процесса резания могут изменяться. В частности при порезке сложных профилей (круг, рельс, уголок, швеллер, СВП) значительно изменяется длина дуги контакта диска с разрезаемой заготовкой, что приводит к соответствующему изменению коэффициента передачи процесса резания K_p . Как правило, для повышения производительности, применяют системы стабилизации мощности резания. В данных системах автоматического управления увеличение коэффициента передачи процесса резания может привести к значительному максимальному перерегулированию, что приводит к выходу из строя двигателя главного привода пилы горячей резки и простоям стана [1-3]. Анализ изменения коэффициента передачи процесса резания позволяет избежать аварийных режимов работы пилы горячей резки. Также это необходимо для конструирования функционала качества при синтезе нейросетевой системы автоматического управления.

Также, как и в случае выбора оптимальной скорости подачи при врезании [4], рассмотрим идеальный переходный процесс в безинерци-

онной АСУ с теми же допущениями. Структурная схема процесса резания представлена на рисунке 1 [1].

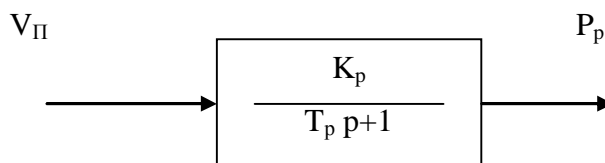


Рисунок 1 - Структурная схема процесса резания

На рисунке 1 введены следующие обозначения:

P_p – мощность резания, кВт;

V_{Π} – скорость подачи, мм/с;

K_p – коэффициент передачи процесса резания, кВт·с / мм;

T_p – постоянная времени процесса резания, с.

Требования, предъявляемые к системе автоматического управления, имеют вид (1), (2), (3) и (4)

$$P_P = P_{P \text{ CT}} = \text{const} , \quad (1)$$

$$\sigma_{\max} \leq 40\% , \quad (2)$$

где $P_{P \text{ CT}}$ – стабилизируемая мощность резания, кВт;

σ_{\max} – максимальное перерегулирование, %.

На ускорение подачи необходимо наложить ограничение

$$a = \frac{dV_{\Pi}}{dt} \leq \frac{dV_{\Pi \max}}{dt} \quad \text{или} \quad a \leq a_{\max} . \quad (3)$$

Это вызвано механической прочностью механизма пилы горячей резки либо ограничением, накладываемым самим электроприводом:

$$a = \frac{dV_{\Pi}}{dt} = K_{МП} \frac{d\omega}{dt} = \frac{K_{МП}}{K_{Д} J} (I - I_C) , \quad (4)$$

где $K_{МП}$ – коэффициент механизма подачи, мм;

J – приведенный суммарный момент инерции, кг м²;

$K_{Д}$ – передаточный коэффициент двигателя, рад/В с;

$(I - I_C)$ – динамический ток двигателя, равный разнице тока якоря двигателя и статического тока, А.

При скачкообразном увеличении коэффициента передачи процесса резания наиболее целесообразно с максимально возможным ускорением соответственно уменьшить скорость подачи, что необходимо для

стабилизации мощности резания P_{PCT} на заданном уровне. Таким образом скорость подачи будет иметь вид:

$$\left. \begin{aligned} V_{II}(t) &= at + V_{ПО}, & \text{при } V_{II} > V_{ПК}; \\ V_{II}(t) &= V_{ПК}, & \text{при } V_{II} = V_{ПК}. \end{aligned} \right\}, \quad (5)$$

где $V_{ПО}$ – подача в начальный момент резания;

$V_{ПК}$ – установившееся значение подачи в конце переходного процесса.

Основное отличие переходного процесса при увеличении K_P в процессе резания от случая при врезании пильного диска в обрабатываемую деталь заключается в определении начальных условий:

$$\left. \begin{aligned} V_{ПО} &= V_{ПН}; \\ P_{PO} &= P_{PCT}. \end{aligned} \right\}, \quad (6)$$

где $V_{ПН}$ – установившееся, номинальное значение скорости подачи, соответствующее номинальному коэффициенту передачи процесса резания K_{PH} ;

P_{PO} – мощность резания в начальный момент резания.

В связи с этим решение дифференциального уравнения [4]

$$\left. \begin{aligned} \frac{dP_P(t)}{dt} + \frac{P_P(t)}{T_P} &= \frac{K_P}{T_P} (at + V_{ПО}), & \text{при } V_{II} > V_{ПК}; \\ \frac{dP_P(t)}{dt} + \frac{P_P(t)}{T_P} &= \frac{K_P}{T_P} V_{ПК}, & \text{при } V_{II} = V_{ПК}. \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

будет иметь другой вид:

$$\left. \begin{aligned} P_P(t) &= [P_{PCT} + K_P (aT_P - V_{ПО})] e^{-\frac{t}{T_P}} + K_P V_{ПО} + K_P a(t - T_P), \\ &\text{при } V_{II} \geq V_{ПК}; \\ P_P(t) &= (P_{P_{KOH1}} - P_{PCT}) e^{-\frac{t}{T_P}} + P_{PCT}, \\ &\text{при } V_{II} = V_{ПК}. \end{aligned} \right\}. \quad (8)$$

Учитывая, что:

$$V_{\Pi O} = V_{\Pi H} = \frac{P_{P CT}}{K_{PH}}, \quad (9)$$

$$K_P = K_{PH} K_P^*, \quad (10)$$

перепишем уравнение (8)

$$\left. \begin{aligned} P_P(t) &= \left[P_{P CT} + K_{PH} K_P^* \left(aT_P - \frac{P_{P CT}}{K_{PH}} \right) \right] e^{-\frac{t}{T_P}} + \\ &\quad + K_P^* P_{P CT} + K_{PH} K_P^* a(t - T_P), \quad \text{при } V_{\Pi} \geq V_{\Pi K}; \\ P_P(t) &= (P_{P KOH1} - P_{P CT}) e^{-\frac{t}{T_P}} + P_{P CT}, \quad \text{при } V_{\Pi} = V_{\Pi K}. \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

где K_{PH} – номинальный коэффициент передачи процесса резания,
 K_P^* – относительный коэффициент передачи процесса резания.

Далее, рассуждая аналогично случаю при врезании [4], сначала найдем производную мощности резания на первом участке переходного процесса:

$$P_P'(t) = K_{PH} K_P^* a - \frac{1}{T_P} \left[P_{P CT} + K_{PH} K_P^* \left(aT_P - \frac{P_{P CT}}{K_{PH}} \right) \right] e^{-\frac{t}{T_P}}. \quad (12)$$

Затем, приравняв ее к нулю, найдем время, при котором мощность достигает максимального значения:

$$t_{\max} = T_P \ln \left[\frac{P_{P CT} + K_{PH} K_P^* \left(aT_P - \frac{P_{P CT}}{K_{PH}} \right)}{K_{PH} K_P^* aT_P} \right]. \quad (13)$$

Подставляя это выражение в формулу (11), найдем максимальную мощность за все время переходного процесса:

$$P_{P\max} = K_P^* \left[P_{P\text{ CT}} + K_{PH} aT_P \ln \left(\frac{P_{P\text{ CT}} + K_{PH} K_P^* \left(aT_P - \frac{P_{P\text{ CT}}}{K_{PH}} \right)}{K_{PH} K_P^* aT_P} \right) \right]. \quad (14)$$

Для более наглядного представления параметров переходного процесса определим максимальное перерегулирование в системе автоматического управления:

$$\sigma_{\max} = \left[K_P^* \left[1 + \frac{K_{PH} aT_P}{P_{P\text{ CT}}} \ln \left(\frac{P_{P\text{ CT}} + K_{PH} K_P^* \left(aT_P - \frac{P_{P\text{ CT}}}{K_{PH}} \right)}{K_{PH} K_P^* aT_P} \right) \right] - 1 \right] 100\% . \quad (15)$$

На рисунке 2 приведен график зависимости максимального перерегулирования от относительного коэффициента передачи процесса резания $\sigma_{\max}(K_P^*)$ со следующими параметрами: $K_{PH}=5.71$ кВт·с/мм, $T_P=0.061$ с, $a = -900$ мм/с², $P_{P\text{ CT}}=200$ кВт, $K_P^*=(1\div 5)$.

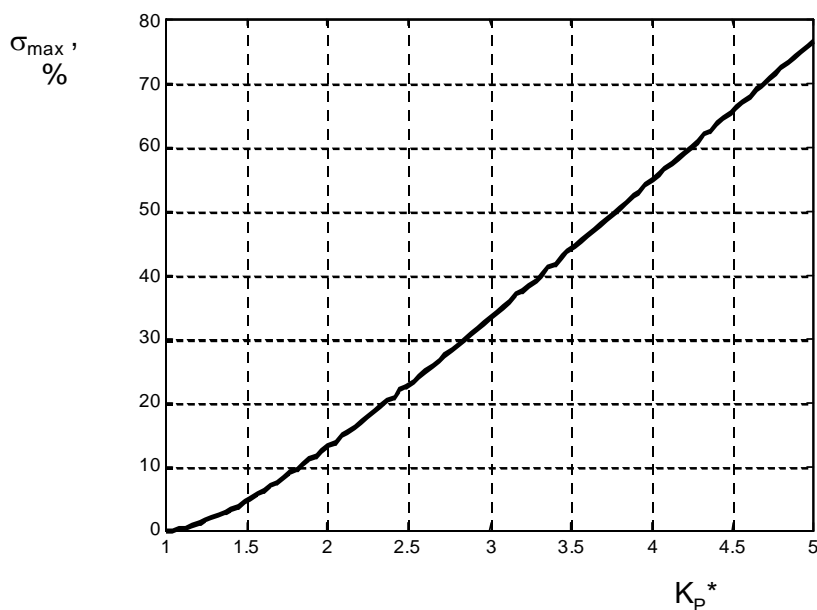


Рисунок 2 - График зависимости $\sigma_{\max}(K_P^*)$

Как видно на приведенном выше графике с ростом относительного коэффициента резания возрастает максимальное перерегулирование. Причем характер этой зависимости носит практически линейный характер. Уже при скачкообразном увеличении коэффициента передачи про-

цесса резания в 3.31 раза максимальное перерегулирование достигает 40%. Данный переходный процесс представлен на рисунке 3.

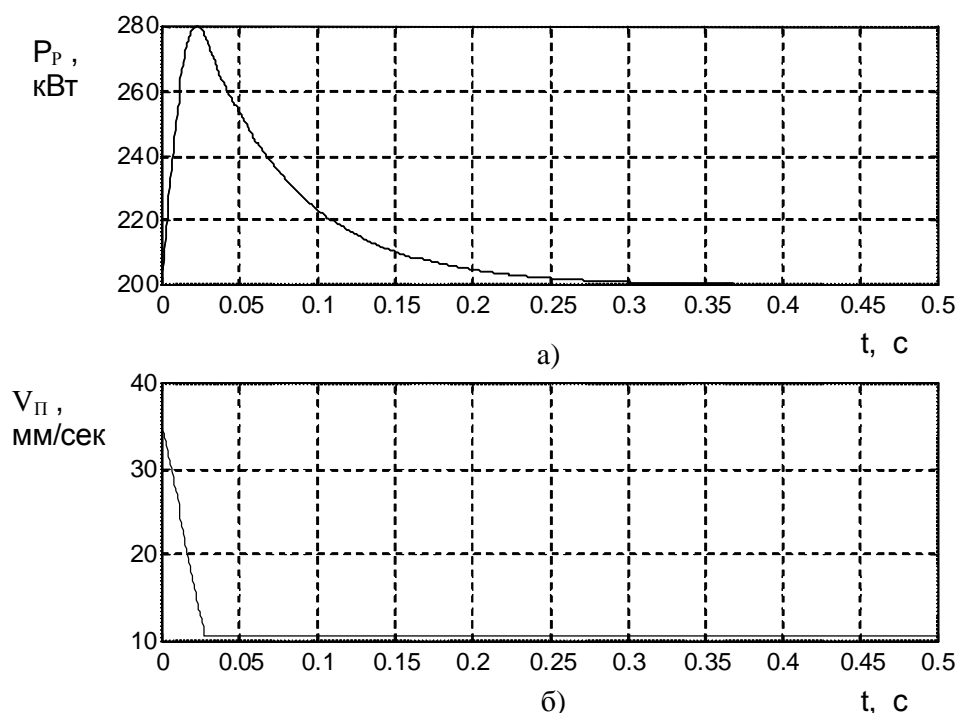


Рисунок 3 - Графики переходных процессов при $K_p^* = 3.31$

Проведенный анализ носит ориентировочный характер, так как возмущающее воздействие (изменение коэффициента резания) и управляющее воздействие происходят одновременно. В действительности, системе автоматического управления для расчета управляющего воздействия необходимо дополнительное время, величина которого в основном определяется суммой всех инерционностей в канале управления. Данное обстоятельство необходимо учитывать при синтезе реальных систем автоматического управления. Несмотря на данный недостаток, данная методика позволяет определить предельные динамические характеристики автоматических систем в случае значительных возмущающих воздействий, объект управления которых описывается инерционным звеном.

Кроме этого видно, что при определенном скачкообразном увеличении коэффициента резания, система стабилизации мощности резания не сможет обеспечить требуемое максимальное перерегулирование по мощности. Поэтому, для уменьшения погрешности геометрической формы поверхности обрабатываемой детали, а также предотвращения возможной поломки механизма, при значительном перерегулировании по мощности резания, предлагается установить бесконтактный датчик

глубины резания, расположенный на небольшом расстоянии по ходу подачи режущего инструмента. Данная информация с датчика позволит заранее снизить скорость подачи и таким образом уменьшить величину максимального перерегулирования. В связи с этим необходимо в программном обеспечении системы числового программного управления ввести функцию коррекции ограничения скорости подачи, при прогнозируемом значительном увеличении коэффициента резания, на уровне программирования параметров станка. Это даст возможность увеличить диапазон изменения коэффициента резания в системе стабилизации мощности резания и таким образом увеличить производительность, улучшить качество металлообработки и защитить механизм от поломок.

Выводы

1. Дан анализ влияния изменения коэффициента передачи процесса резания на максимальное перерегулирование. Установлено, что в системе управления скачкообразный рост относительного коэффициента резания приводит к практически пропорциональному увеличению максимального перерегулирования. Получены аналитические выражения, описывающие данную зависимость.

2. Обосновано применение бесконтактного датчика глубины резания, установленного на небольшом расстоянии по ходу подачи режущего инструмента. Это позволит заранее снизить скорость подачи и таким образом уменьшить величину максимального перерегулирования.

3. Рекомендуются ввести функцию коррекции ограничения скорости подачи в программное обеспечение системы числового программного управления, на уровне программирования параметров станка.

Библиографический список

1. Шапарев Н.К. Расчет автоматизированных электроприводов систем управления металлообработкой: учеб. пособие. / Н.К. Шапарев. - 2-е изд., перераб. и доп. - К. : Лыбидь, 1992. - 272 с.

2. Закутный А.С. Анализ систем автоматического управления металлообработкой / А.С. Закутный, В.С. Коцюбинский, Р.А. Романец // Збірник доповідей НТК присвячений 100-річчю від дня народження вченого-електромеханіка Тихона Губенка. - Львів-Славськ: ДУ "Львівська політехніка", 1996. - С. 82-83.

3. Стабилизация мощности резания в системах с ограниченным ускорением / Р.А. Романец, А.Г. Хмелев, В.С. Коцюбинский, А.С. Закутный // Республіканський міжвідомчий науково-технічний збірник "Електромашинобудування та електроустаткування", Випуск 48. - Одеса: ОДПУ, 1996. - С. 27-30.

4. Закутний А. С. Выбор оптимальной скорости подачи при врезании / А. С. Закутний // Вісник Харківського державного політехнічного університету. Зб. наук. пр. – Харків: ХДПУ, 1999. - Вип. 62. – С. 37-43.

Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Заблоским Н.Н.

к.т.н. Скурятин Ю.В.,
Денисевич Н.А.
(ДонГТУ, г.Алчевск, Украина)

АВТОНОМНЫЙ ИНВЕРТОР НАПРЯЖЕНИЯ ЭЛЕКТРОМАГНИТНО СОВМЕСТИМЫЙ С НАГРУЗКОЙ

Розглядається автономний інвертор напруги з вихідним LC фільтром та керуванням на ковзних режимах. Показана можливість забезпечення електромагнітної сумісності перетворювача з навантаженням.

Ключові слова: ковзний режим, напівпровідниковий перетворювач, електромагнітна сумісність.

Рассматривается автономный инвертор напряжения с выходным LC фильтром и управлением на скользящих режимах. Показана возможность обеспечения электромагнитной совместимости преобразователя с нагрузкой.

Ключевые слова: скользящий режим, полупроводниковый преобразователь, электромагнитная совместимость.

Постановка задачи. В настоящее время благодаря увеличению в структуре современного электропривода доли электроприводов переменного тока широкое распространение в технике получили преобразователи частоты на базе автономного инвертора напряжения (АИН).

Известно, что АИН, работающие, как правило, в режиме импульсной модуляции, являются источниками высших гармоник. При работе на асинхронный двигатель это приводит к повышению потерь, негативному влиянию на состояние изоляции обмотки статора. Формирование синусоидальных токов посредством использования ШИМ или релейного управления [1–4] уменьшает потери от высших гармоник в токе статора, однако не решает проблемы влияния на состояние изоляции обмоток. Применение многоуровневых инверторов с поуровневой ШИМ [5, 6] уменьшает также и уровень высших гармоник в выходном напряжении, но в силу усложнения схемы и повышения ее стоимости целесообразно только в высоковольтных преобразователях большой мощности. Снижения уровня высших гармоник можно добиться с помощью трехфазного LC-фильтра подключенного к выходу АИН. Недостатком такого способа является ухудшение динамики преобразователя.

Решение данной проблемы может быть достигнуто применением эффективного управления, обеспечивающего требуемую форму выходного напряжения и высокое быстродействие. Одним из перспективных в этом смысле методов управления является разрывное управление на скользящих режимах [7, 8]. Системы, в которых преднамеренно вводится скользящий режим, обладают низкой чувствительностью к возмущениям, к изменению параметров объекта управления, возможностью создавать оптимальные траектории движений в переходных режимах и др., благодаря чему они получили распространение на многие области техники.

Цель работы – продемонстрировать эффективность применения принципов активной фильтрации с управлением на скользящих режимах при решении задачи обеспечения электромагнитной совместимости АИН с нагрузкой.

Решение задачи. Данную задачу можно рассматривать как задачу одновременного принудительного формирования координат трех объектов второго порядка, имеющих между собой электрическую связь и взаимосвязанные каналы задающих и возмущающих воздействий.

В общем виде система описывается уравнением

$$\dot{x} = f(x, t, u),$$

где x , f – векторы, размерность которых определяется количеством переменных состояния системы; u – вектор управления, каждая компонента которого претерпевает разрывы по своей поверхности, заданной уравнением $s_i(x)=0$

$$u_i(x, t) = \begin{cases} u_i^+(x, t) & \text{если } s_i(x) > 0, \\ u_i^-(x, t) & \text{если } s_i(x) < 0, \end{cases} \quad (i = 1, 2, 3).$$

В качестве поверхностей разрыва, количество которых равно размерности вектора управления, выберем

$$S_a = \eta_a + \lambda \frac{d\eta_a}{dt} = 0, \quad (1)$$

$$S_b = \eta_b + \lambda \frac{d\eta_b}{dt} = 0, \quad (2)$$

$$S_c = \eta_c + \lambda \frac{d\eta_c}{dt} = 0, \quad (3)$$

где $\eta_a = U_{ca3} - U_{ca}$ – ошибка величины напряжения на конденсаторе фильтра в фазе А;

$\eta_b = U_{cb3} - U_{cb}$ – ошибка величины напряжения на конденсаторе фильтра в фазе В;

$\eta_c = U_{cc3} - U_{cc}$ – ошибка величины напряжения на конденсаторе фильтра в фазе С;

$U_{ca3}, U_{cb3}, U_{cc3}$ – сигналы задания напряжения на нагрузке;

U_{ca}, U_{cb}, U_{cc} – сигналы обратной связи, пропорциональные напряжению на нагрузке;

λ – коэффициент, влияющий на скорость переходного процесса.

Применительно к рассматриваемой системе условие существования скользящего режима будет

$$\left. \begin{aligned} \dot{S}_k(x) > 0 \quad \text{и} \quad S_k(x) < 0, \quad \text{и} \quad \text{для} \quad u_j \quad (j=1, 2, 3; k=1, 2, 3; j \neq k), \\ \dot{S}_k(x) < 0 \quad \text{и} \quad S_k(x) > 0, \quad \text{и} \quad \text{для} \quad u_j \quad (j=1, 2, 3; k=1, 2, 3; j \neq k). \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

Для физической реализации управления введем вектор состояния системы $u_p = (u_{p1}, u_{p2}, u_{p3})^T$, компоненты которого определяются положением изображающей точки относительно поверхности переключения

$$u_{pi} = \begin{cases} 1 & \text{и} \quad S_i(x) > 0, \\ 0 & \text{и} \quad S_i(x) < 0, \end{cases} \quad (i=1, 2, 3). \quad (5)$$

Каждой комбинации состояний компонент вектора u_p ставится в соответствие комбинация импульсов управления вентилями, реализующая вектор управления, который удовлетворяет условию существования скользящего режима. В рассматриваемой системе организация скользящего режима осуществима только по двум, любым из трех, поверхностям разрыва. Причем при возникновении скольжения по двум поверхностям разрыва возникает скольжение по пересечению трех поверхностей разрыва, что соответствует достижению цели управления.

Выбор поверхностей разрыва, по которым реализуется скольжение, осуществляется в пределах временных интервалов, определяемых моментами перехода через ноль сигналов задания фазных напряжений. Тогда условие существования скользящего режима (4) с учетом (5) для различных интервалов может быть представлено в виде

$$\left. \begin{aligned} \dot{S}_k(x) > 0 \text{ и } S_k(x) < 0, (u_{pk} = 0) \text{ и } \text{нужно } u_j \text{ } (j=1, 2, 3; j \neq k), \\ \dot{S}_k(x) < 0 \text{ и } S_k(x) > 0, (u_{pk} = 1) \text{ и } \text{нужно } u_j \text{ } (j=1, 2, 3; j \neq k), \end{aligned} \right\}, (6)$$

где $k=3,1$ в интервалах $0 < \omega t < \pi/3, \pi < \omega t < 4\pi/3$;

$k=1,2$ в интервалах $\pi/3 < \omega t < 2\pi/3, 4\pi/3 < \omega t < 5\pi/3$;

$k=2,3$ в интервалах $2\pi/3 < \omega t < \pi, 5\pi/3 < \omega t < 2\pi$.

Функциональная схема системы (рисунок 1), реализующая

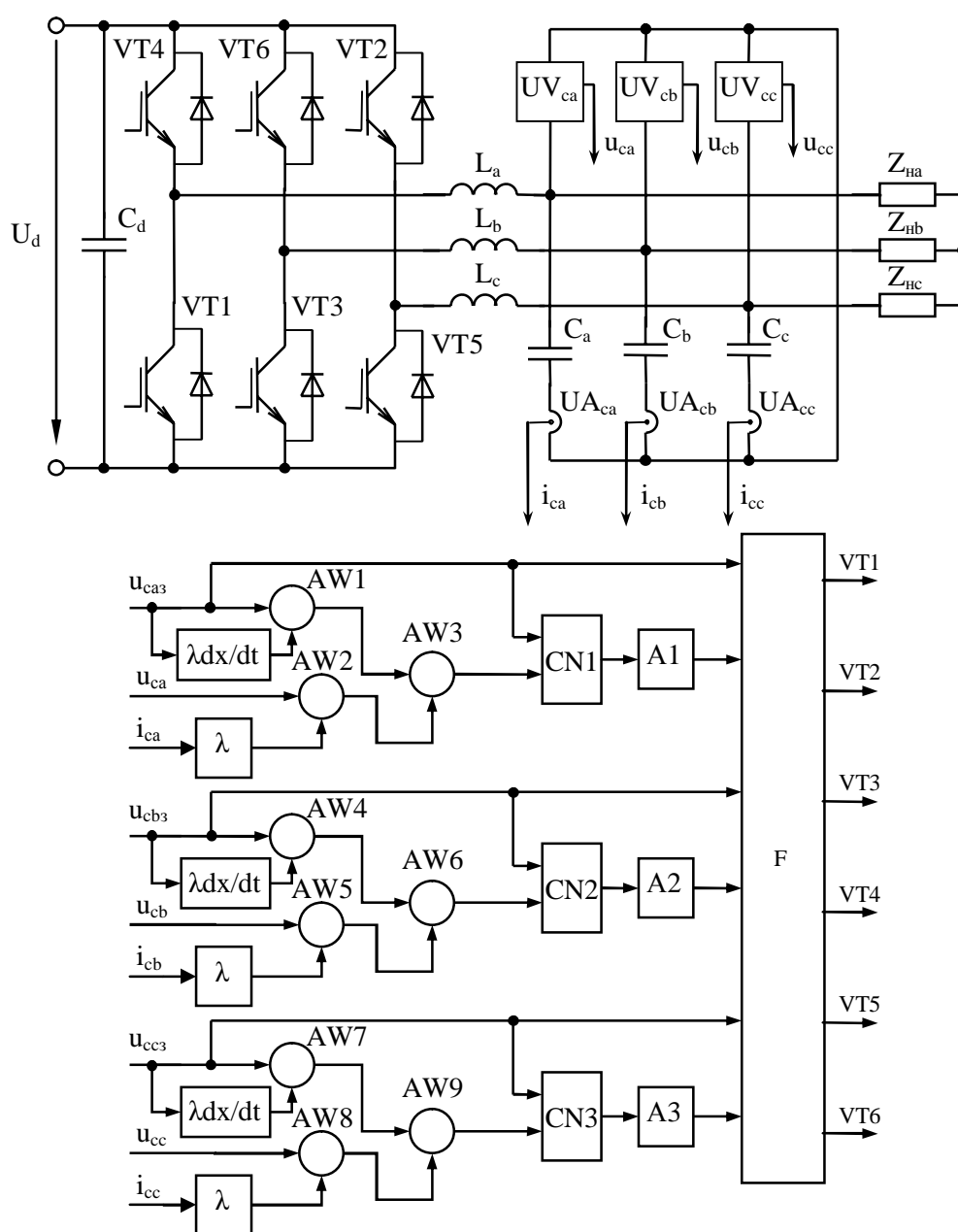


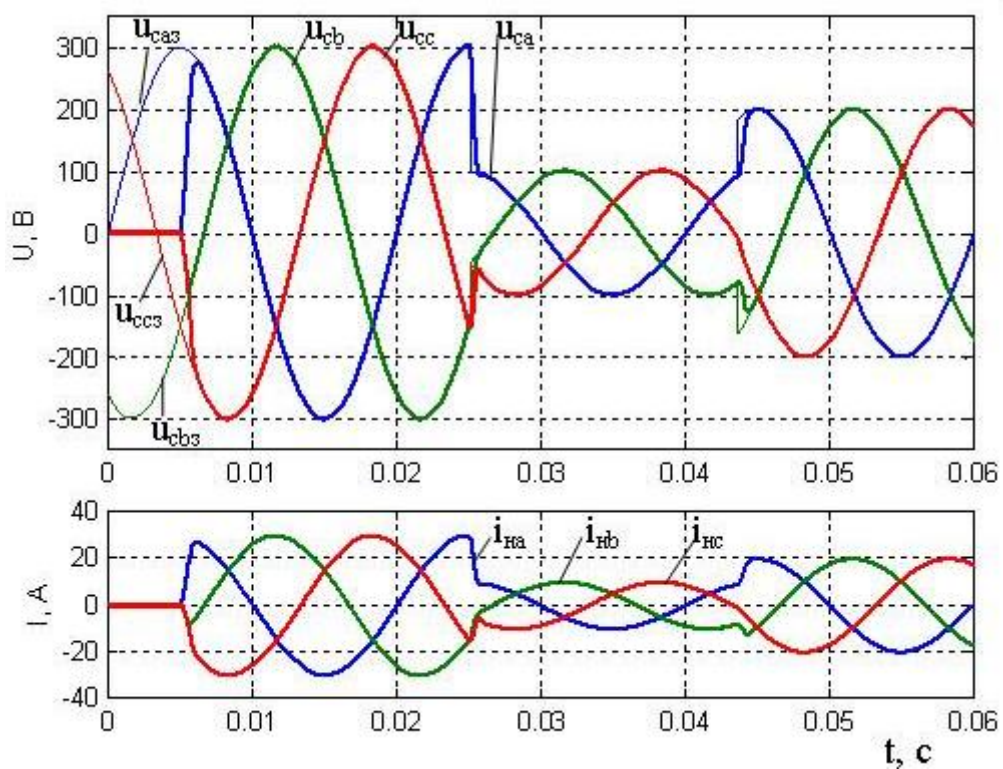
Рисунок 1 – Функциональная схема системы

управление на скользящих режимах, содержит силовой вентильный блок, собранный на транзисторах VT1 - VT6, емкостный фильтр в цепи постоянного тока C_d , трехфазный LC фильтр, собранный на конденсаторах C_a , C_b , C_c и дросселях L_a , L_b , L_c , датчики напряжения на конденсаторах фильтра UV_{ca} , UV_{cb} , UV_{cc} , датчики тока через конденсаторы фильтра UA_{ca} , UA_{cb} , UA_{cc} , сумматоры AW1 - AW9, управляемые инверторы аналогового сигнала CN1 - CN3, релейные элементы A1 - A3, дифференциаторы dx/dt сигналов задания, усилители λ , блок логики F и трехфазную нагрузку $Z_{на}$, Z_{nb} , Z_{nc} .

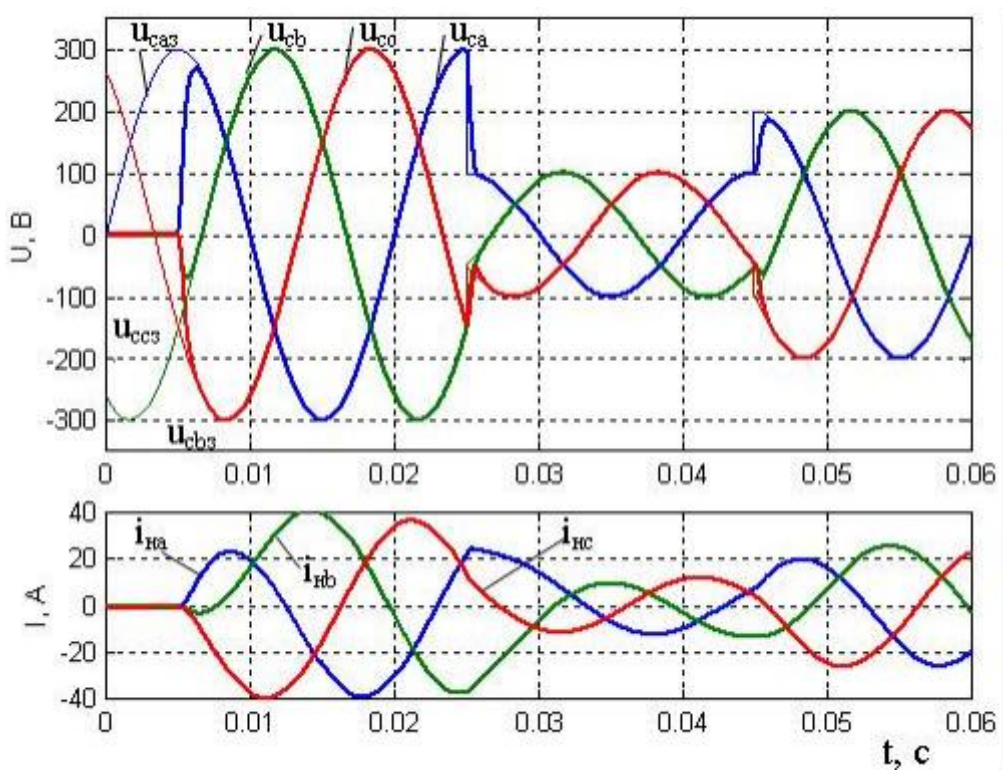
Сигналы с выходов сумматоров AW1 – AW3 пропорциональные отклонениям проекций изображающей точки от соответствующих поверхностей разрыва, задаваемых (1-3), поступают через управляемые инверторы на входы релейных элементов A1 – A3. С выходов релейных элементов вектор состояния системы u_p поступает в блок логики F, в котором, в зависимости от состояния вектора u_p и от номера интервала периода повторяемости трехфазной последовательности напряжений, вычисляется комбинация импульсов управления вентилями, реализующая физическое управление, удовлетворяющее условию существования скользящего режима (6), а значит и цели управления.

На рисунке 2 представлены диаграммы работы системы на активную (рисунок 2, а) и активно-индуктивную (рисунок 2, б) нагрузку. Параметры системы: активное сопротивление дросселя фильтра 0.1Ом, индуктивное сопротивление дросселя фильтра 5мГн, емкость конденсаторов фильтра 50мкФ, значение напряжения э.д.с. в цепи постоянного тока 600В, коэффициент наклона прямой скольжения 3, параметры задающего сигнала $U_m=300В$ частота 50Гц. Параметры нагрузки: в первом случае $R_n=10Ом$, во втором – $R_n=5Ом$, $L_n=20мГн$. В момент времени $t=0.005с$ происходит включение при нулевых начальных условиях. В момент времени $t=0.025с$ скачком уменьшаются амплитуды сигналов задания до значений $U_m=100В$. При $t=0.043с$ амплитуды сигналов задания увеличиваются до значений $U_m=200В$.

Из диаграмм следует, что при работе на активную и активно-индуктивную нагрузку формируемые напряжения в установившемся режиме практически совпадают с соответствующими заданиями, что подтверждает высокое качество отработки сигналов задания напряжений. Переходный процесс во всех случаях протекает без колебаний и перерегулирования. Время переходного процесса не превышает 2мс.



а) активная нагрузка



б) активно-индуктивная нагрузка

Рисунок 2 – Работа системы на различные виды нагрузок

На рисунке 3 показаны осциллограммы работы системы на R-L-E нагрузку ($R_H=50\text{ Ом}$, $L_H=20\text{ мГн}$ $e_a=E_m\sin(\omega t)$, $e_b=E_m\sin(\omega t-2\pi/3)$, $e_c=E_m\sin(\omega t+2\pi/3)$, $E_m=50\text{ В}$, $U_d=700\text{ В}$). В начальный момент времени напряжения источников э.д.с. совпадают по фазе с соответствующими сигналами задания. В момент времени $t=0.025\text{ с}$ амплитуды э.д.с. нагрузки скачком увеличиваются до значения $E_m=100\text{ В}$. В момент времени $t=0.045\text{ с}$ фаза источников э.д.с. нагрузки скачком сдвигается на 180° (напряжения источников э.д.с. в противофазе с сигналами задания). В момент времени $t=0.06\text{ с}$ напряжение питания инвертора скачком уменьшается до значения $U_d=650\text{ В}$. В момент времени $t=0.075\text{ с}$ напряжение питания инвертора скачком увеличивается до значения $U_d=750\text{ В}$. В момент времени $t=0.08\text{ с}$ амплитуды э.д.с. нагрузки скачком уменьшаются до значения $E_m=50\text{ В}$. В момент времени $t=0.09\text{ с}$ напряжение питания инвертора скачком возвращается до начального значения $U_d=700\text{ В}$.

Из диаграмм следует, что при изменении напряжения источника питания и параметров нагрузки выходные напряжения сохраняют синусоидальную форму, т.е. система нечувствительна к ограниченным по величине возмущениям со стороны нагрузки и источника питания.

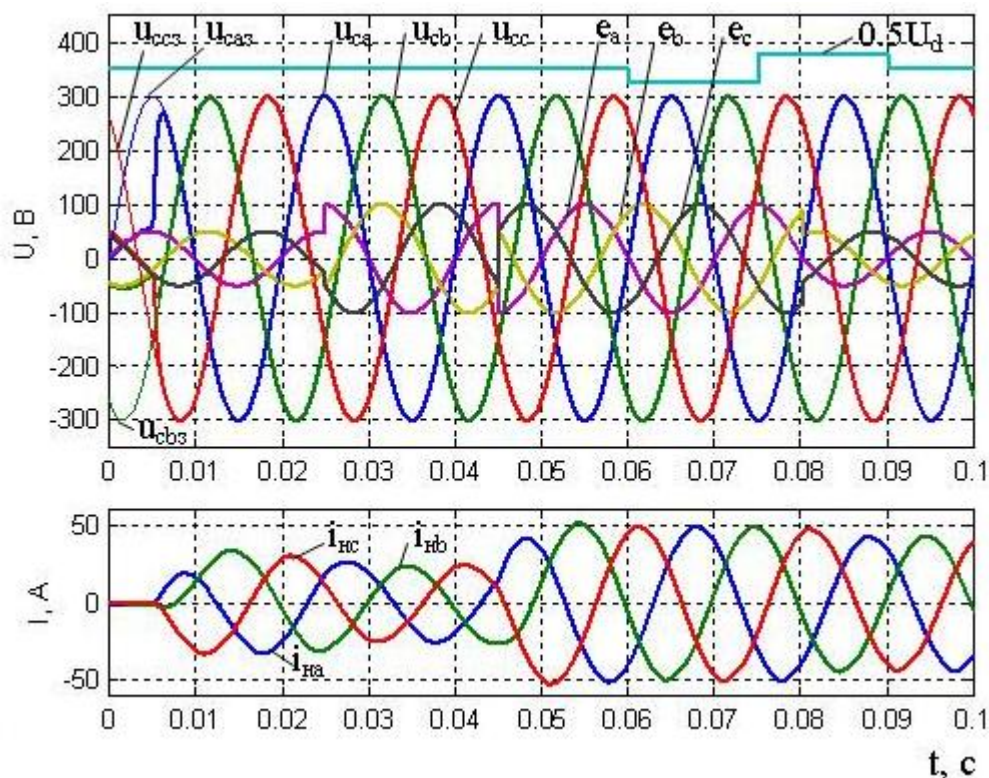


Рисунок 3 – Работа системы на R-L-E нагрузку

На рисунке 4 приведены диаграммы работы системы в режиме скачкообразного изменения задания на частоту формируемого напряжения со значениями 10Гц, 25Гц, 50Гц, 100Гц. Из диаграмм следует, что переход с одной частоты на другую происходит быстро, в установившемся режиме напряжения совпадают с соответствующими заданиями, т.е. имеют синусоидальную форму, что подтверждает способность системы формировать напряжения различной частоты с высоким качеством.

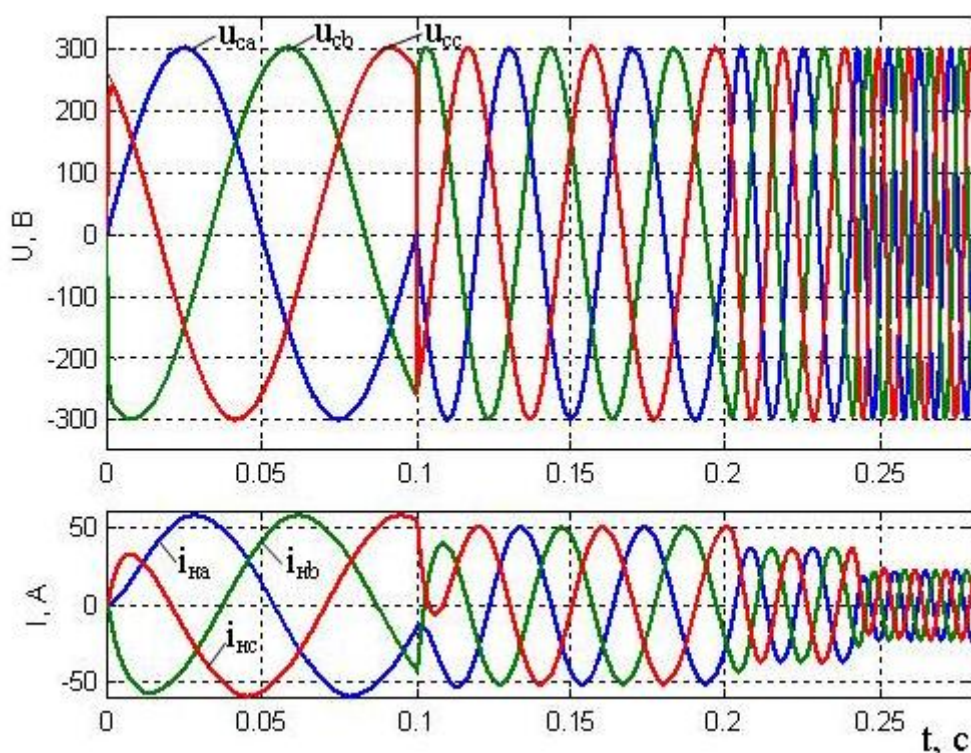


Рисунок 4 – Работа в режиме изменения задания на частоту напряжения

Выводы

Результаты компьютерного исследования показали перспективность использования скользящих режимов для управления АИН.

Использование управления на скользящих режимах АИН с фильтром второго порядка позволяет обеспечить синусоидальное напряжение на выходе с требуемой частотой и амплитудой, т.е. обеспечить высокий уровень электромагнитной совместимости преобразователя с нагрузкой. При этом переходные процессы имеют апериодический характер и достаточное для задач управления электроприводом переменного тока быстроедействие. Кроме того, использование скользящих режимов обеспечило низкую чувствительность системы к возмущениям со стороны нагрузки и источника питания.

Библиографический список

1. Рывкин С.Е. Широтно-импульсная модуляция напряжения трехфазных автономных инверторов / С.Е. Рывкин, Д.Б. Изосимов // *Электричество*. – 1997. - №6. – С. 33-39.
2. Виноградов А.Б. Цифровая релейно-векторная система управления асинхронным электроприводом с улучшенными динамическими характеристиками / А.Б. Виноградов // *Электричество*. – 2003. - №6. – С. 43-51.
3. Частотно-токовый преобразователь с релейным управлением / Скурятин Ю.В., Самчелеев Ю.П., Шевченко И.С., Морозов Д.И. // *Технічна електродинаміка*. – 2003. – Тем.вип. Силова електроніка та енергоефективність. – Ч.3. – С.5-8.
4. Пат. 66191 Україна, МПК (2006) H02M 5/02. Перетворювач частоти струму / Скурятін Ю.В., Самчелєєв Ю.П., Шевченко І.С., Морозов Д.І.; заявник та патентовласник Донбаський державний технічний університет. - №2003087622; заявл. 12.08.2003; опубл. 25.05.2007, Бюл. №7.
5. Гречко Э.Н. Многоуровневые инверторы напряжения / Э.Н. Гречко, И.И. Бондаренко // *Технічна електродинаміка*. – 2001. – Тем.вип. Проблеми сучасної електротехніки. – Ч.1. – С.46-49.
6. Гречко Э.Н. Многоуровневые трехфазные инверторы напряжения с поуровневой синусоидальной ШИМ / Э.Н. Гречко, Э. Кот // *Технічна електродинаміка*. – 2003. – Тем.вип. Силова електроніка та енергоефективність. – Ч.2. – С.50-53.
7. Теория систем с переменной структурой / [Емельянов С.В., Уткин В.И., Таран В.А., и др.]; под ред. С.В. Емельянова. – М.: Наука, 1970. – 592с.
8. Уткин В.И. Скользящие режимы и их применение в системах с переменной структурой / В.И. Уткин. – М.: Наука, 1974. – 272с.

Рекомендовано к печати к.т.н., проф. Паэрандом Ю.Э.

*к.т.н. Закутний А.С.,
Лопухов А.С.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ОЦЕНКА ЭФФЕКТИВНОСТИ И АНАЛИЗ ЗАЩИЩЕННОСТИ СИСТЕМ ЗАЩИТЫ ИНФОРМАЦИИ

Наведено результати теоретичних досліджень аналізу захищеності систем захисту інформації. Сформульовано вимоги до показників і критеріїв ефективності систем захисту інформації.

Ключові слова: *система захисту інформації, інформаційна система.*

Приведены результаты теоретических исследований анализа защищенности систем защиты информации. Сформулированы требования к показателям и критериям эффективности систем защиты информации.

Ключевые слова: *система защиты информации, информационная система.*

К уровню информационной безопасности различных компаний, предприятий и организаций предъявляются высокие требования. При этом требования и задачи защиты информации могут значительно отличаться. Их формулировка и решение является сложной организационно-технической задачей, требующей комплексного подхода. Решение каждой подзадачи может иметь несколько решений, имеющих различную эффективность, сложность и стоимость реализации и поддержки. В связи с этим актуальной является проблема оценки эффективности выбранных и принятых решений защиты информации.

В настоящее время существует много работ, посвященных проблемам защиты компьютерной безопасности в информационных системах обработки информации и сетях передачи данных [1-8]. Результаты, которых изложены в работах многих отечественных и зарубежных ученых. Среди них можно отметить таких авторов, как Е.С. Вентцель, В.Ю. Гайкович, В.А. Галатенко, В.А. Герасименко, В.И. Гарбарчук, Ю.В. Демченко, В.И. Завгородний, В.К. Задирака, А.Г. Карпов, В.В. Лебедев, В.В. Мельников, В.С. Михалевич, А.Н. Назаров, А.С. Олексюк, А.Ю. Першин, А.З. Пескозуб, А.П. Пятибратов, В.К. Размахнин, С.П. Расторгуев, Ю. Самохин, И.В. Сергиенко, А.В. Соколов, С.Е. Ста-

ленков, Г.В. Фоменков, Ю.В. Щеглов, С. Шатт, Д. Шепелявый, Г.Е. Шепитько, В.В. Шураков, В.Ф. Шаньгин, Н.А. Маслова, В.В. Домарев и многих других.

Однако многие методологические, методические и практические аспекты защиты информации носят дискуссионный характер. Это связано с малоизученностью некоторых аспектов защиты, вызванных сложностью рассматриваемых систем, постоянно изменяющимся перечнем угроз и отсутствием единого подхода к построению и анализу систем защиты. Например, в компьютерной вирусологии, несмотря на многочисленные специализированные конференции и регулярные семинары, работы множества фирм, занимающихся разработкой антивирусного программного обеспечения, до сих пор нет общепризнанной и стандартизированной классификационной таблицы вирусов. Также недостаточно хорошо проработаны система оценки информационной безопасности и критерии защищенности, что делает поставленную задачу необходимой и актуальной.

Большинство моделей, оценивающих эффективность систем защиты информации (СЗИ) не дают численных методов определения величины защищенности и вероятности несанкционированного проникновения в информационную систему (ИС). Оценка таких показателей обычно дается экспертами-специалистами в области информационных технологий.

Управление рисками в основном учитывает риски с высокой вероятностью появления в период эксплуатации ИС. Такие риски обычно приносят незначительный или легко устранимый ущерб (вирусные атаки), но на практике основное внимание уделяется рискам с большим ущербом и с малой вероятностью. Это зачастую ведет к неоправданно большим затратам при построении СЗИ. Выбор оптимальной модели с точки зрения «цена-качество» представляет очень сложную задачу.

На основании модели угроз разрабатывается наиболее выгодный (оптимальный) вариант построения СЗИ, который представляется в виде набора угроз и мероприятий по защите информации. В общем такую модель можно изобразить в виде следующей схемы, приведенной на рисунке 1.

В моделях защиты информации выделяют коэффициент опасности события ($K_{oc\ i}$) от ущерба (U_i), вызванного несанкционированными действиями (H_i). При несанкционированных действиях ущерб наступает независимо от издержек, вложенных в создание автоматизированной системы. Таким образом, задачей создания СЗИ является нейтрализация или минимизация ущерба от несанкционированных действий.

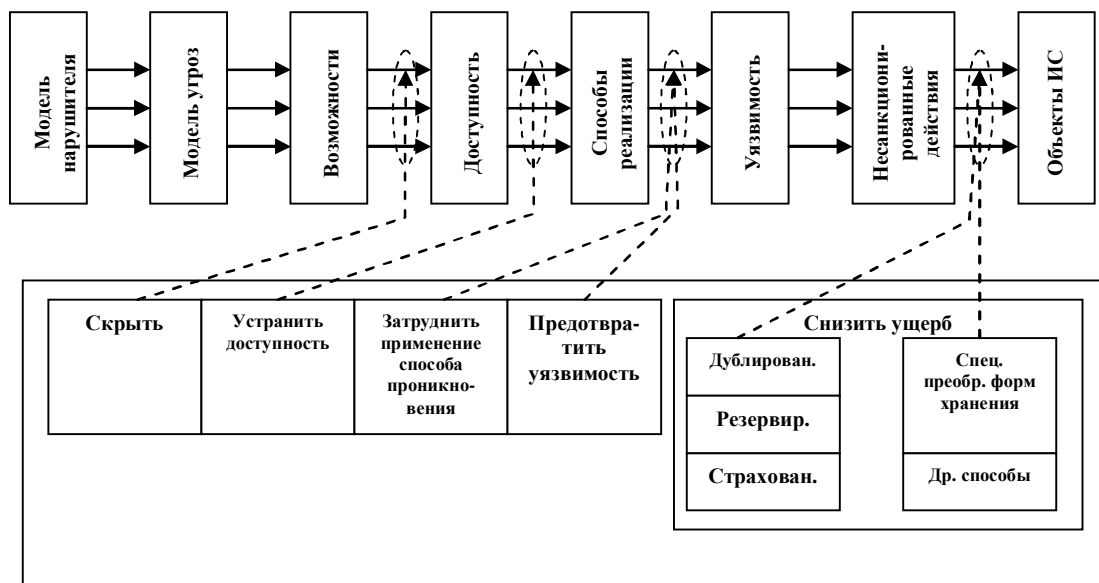


Рисунок 1 - Схема защиты информации
в автоматизированной системе обработки информации

Задача обеспечения информационной безопасности состоит в разработке модели представления системы мер, которые позволили бы решать задачи создания, использования и оценки эффективности СЗИ. В упрощенном виде модель СЗИ представлена на рисунке 2.

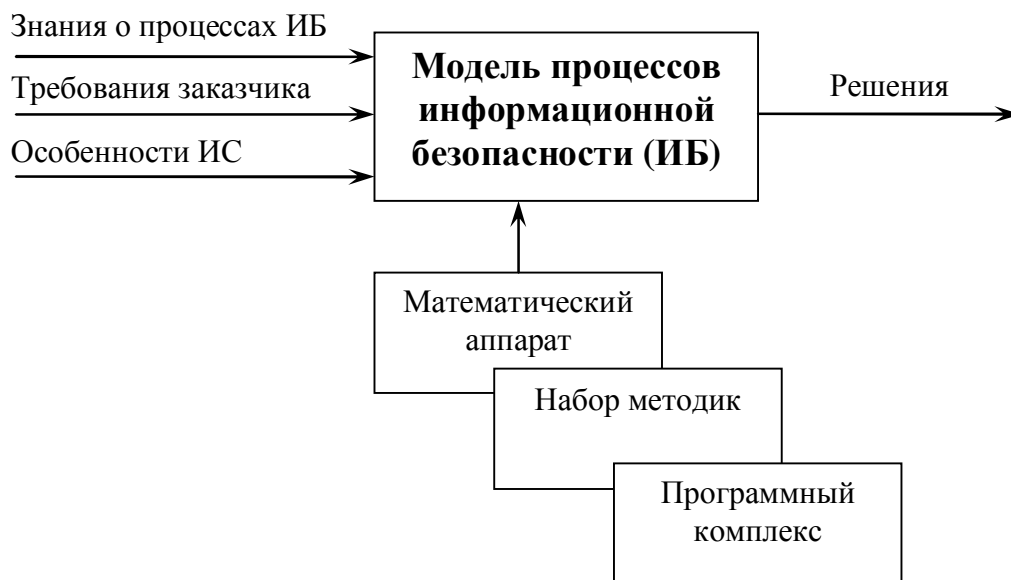


Рисунок 2 – Модель СЗИ

Основной задачей модели является обеспечение процесса создания системы информационной безопасности за счет правильной оценки эффективности принимаемых решений и выбора рационального варианта технической реализации системы защиты информации.

Специфическими особенностями решения задачи создания систем защиты являются:

- неполнота и неопределенность исходной информации о составе ИС и характерных угрозах;
- многокритериальность задачи, связанная с необходимостью учета большого числа частных показателей (требований) СЗИ;
- наличие как количественных, так и качественных показателей, которые необходимо учитывать при решении задач разработки и внедрения СЗИ.

Такая модель должна удовлетворять целый ряд требований.

1. Использоваться в качестве:
 - руководства по созданию СЗИ;
 - методики формирования показателей и требований к СЗИ;
 - инструмента для оценки СЗИ.
2. Обладать свойствами:
 - универсальность;
 - комплексность;
 - простота использования;
 - наглядность.
3. Позволять:
 - задавать различные уровни защиты;
 - получать количественные оценки;
 - контролировать состояние СЗИ.

Эффективность СЗИ выражается в отношении полезных результатов ее функционирования к затраченным ресурсам на ее создание. Основным показателем эффективности СЗИ является коэффициент эффективности $K_{эф}$, как показатель её приближения к предельным издержкам на СЗИ:

$$K_{эф} = \frac{C_{СЗИ}}{M_{СЗИ}}, \quad (1)$$

где $C_{СЗИ}$ – затраты на создание СЗИ;

$M_{СЗИ}$ – предельные издержки на СЗИ.

Коэффициент $K_{эф}$ применяется для расчетов «эффективность-стоимость». Для систем защиты информации не имеющих коммерческий характер, эффективность зависит от показателя «ущерб-стоимость», т.е. с помощью СЗИ увеличиваются затраты злоумышленника и его риски на взлом информации. Таким образом, эффективней будет та система защиты, в которой при наименьших затратах на ее создание требуются наибольшие затраты на ее взлом.

Сформулируем общие подходы к количественной оценке эффективности СЗИ.

В соответствии с современной теорией оценки эффективности систем, качество любого объекта, в том числе и СЗИ, проявляется лишь в процессе его использования по назначению (целевое функционирование), поэтому наиболее объективным является оценивание по эффективности применения.

Проектирование, организация и применение СЗИ фактически связаны с неизвестными событиями в будущем и поэтому всегда содержат элементы неопределенности. Кроме того, присутствуют и другие причины неоднозначности, такие как недостаточно полная информация для принятия управленческих решений или социально-психологические факторы. Поэтому, например, этапу проектирования СЗИ естественным образом сопутствует значительная неопределенность. По мере реализации проекта ее уровень снижается, но никогда эффективность СЗИ не может быть адекватно выражена и описана детерминированными показателями.

Процедуры испытаний, сертификации или лицензирования не устраняют полностью неопределенность свойств СЗИ или ее отдельных элементов и не учитывают случайный характер атак. Поэтому объективной характеристикой качества СЗИ — степень ее приспособленности к достижению требуемого уровня безопасности в условиях реального воздействия случайных факторов, может служить только вероятность, характеризующая степень возможностей конкретной СЗИ при заданном комплексе условий. В общей теории систем такая характеристика называется вероятностью достижения цели операции или вероятностью выполнения задачи системой. Данная вероятность должна быть положена в основу комплекса показателей и критериев оценки эффективности СЗИ. При этом критериями оценки служат понятия пригодности и оптимальности. Пригодность означает выполнение всех установленных к СЗИ требований, а оптимальность — достижение одной из характеристик экстремального значения при соблюдении ограничений и условий на другие свойства системы. При выборе конкретного критерия необходимо его согласование с целью, возлагаемой на СЗИ.

Обычно при синтезе системы возникает проблема решения задачи с многокритериальным показателем. Некоторые авторы рассматривают показатели эффективности, которые предназначены при решении задачи сравнения различных структур СЗИ. Предлагается также использовать показатели эффективности вероятностно-временного характера, имеющие смысл функций распределения. В частности, к ним относятся вероятность преодоления системы защиты информации за некоторое время.

Оценку гарантий защиты также необходимо сформулировать в количественной форме.

В современных нормативных документах по информационной безопасности, используется, как известно, классификационный подход. Гораздо более конструктивными являются вероятностные методы, нашедшие широкое распространение в практике обеспечения безопасности в других прикладных областях. В соответствии с этими методами уровни гарантий безопасности СЗИ трансформируются в доверительные вероятности соответствующих оценок показателей. Для решения данной задачи можно рекомендовать теорию статистических решений, позволяющую находить оптимальные уровни гарантий безопасности.

Во-первых, оценка оптимального уровня гарантий безопасности в определяющей степени зависит от ущерба, связанного с ошибкой в выборе конкретного значения показателя эффективности. Во-вторых, для получения численных оценок риска необходимо знать распределения ряда случайных величин. Это, конечно, в определенной степени ограничивает количественное исследование уровней гарантий безопасности, предоставляемых СЗИ, но, тем не менее, во многих практических случаях такие оценки можно получить, например, с помощью имитационного моделирования или по результатам активного аудита СЗИ.

Обобщенные данные о возможных показателях эффективности приведены в таблице 1, а критериев — в таблице 2.

Таблица 1 - Возможные показатели эффективности СЗИ

<i>Требования к СЗИ</i>	<i>Вид показателя эффективности СЗИ</i>
Наступление или отсутствие события	Вероятность события
Достижение требуемых характеристик	Вероятность достижения события не ниже требуемого уровня
Отклонение от заданных характеристик	Средне квадратичное отклонение от требуемого результата

Таблица 2 - Возможные критерии эффективности СЗИ

<i>Концепция эффективности СЗИ</i>	<i>Критерии эффективности</i>
Пригодность	1. Приемлемый результат
	2. Допустимая гарантия
Оптимальность	1. Наилучший результат
	2. Наилучший средний результат
	3. Наибольший гарантированный результат

Для наглядного представления текущего состояния эффективности СЗИ целесообразно использовать лепестковую диаграмму, изображенную на рисунке 3. Маркеры отображающие значение защищенных параметров в процентах.

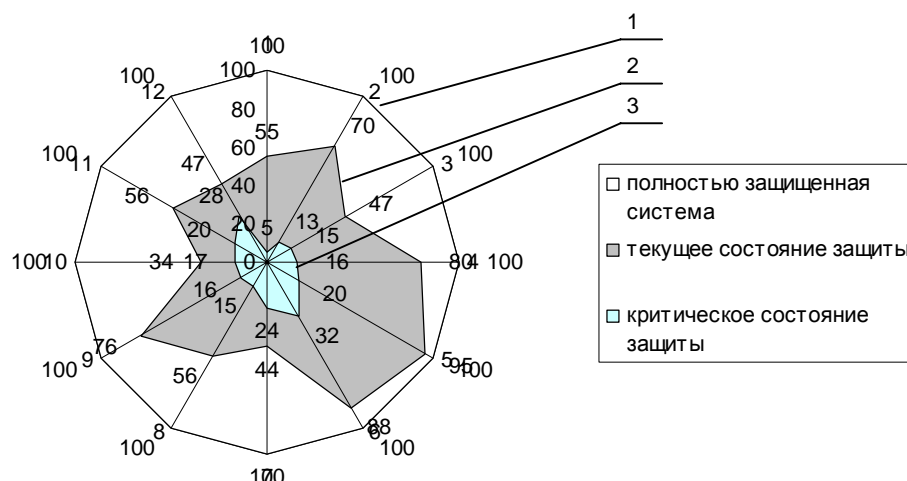


Рисунок 3 – Лепестковая диаграмма оценки защищенности СЗИ:
 1 – полностью защищенный параметр системы;
 2 – текущее состояние защищенности параметра системы;
 3 – критическое состояние защищенности параметра системы

Из приведенной диаграммы видно, что СЗИ работает эффективно, так как текущее состояние всех параметров защищенности больше соответствующих критических. Средневзвешенный нормированный показатель степени защищенности ИС равен 62%, что больше на 44% соответствующего среднего критического параметра системы. Важно также отметить максимальную и минимальную разность между текущим и критическим параметром системы. Максимальная разность составляет 75% по 5 параметру, а минимальная 17% по 10 параметру. Таким образом можно оценить избыточные и недостаточные меры защиты. Такой анализ позволяет более оптимально использовать выделенные ресурсы, особенно при использовании критерия “эффективность – стоимость”.

Многочисленные методы оценки эффективности и защищенности СЗИ имеют некоторые недостатки. Для решения данной задачи можно воспользоваться несколькими критериями, а затем усреднить количественные показатели с различными коэффициентами доверия для разных методов. Еще одним вариантом решения может быть использование методов нечеткой логики, как для усреднения разных методов оценки, так и для перевода нечеткого лингвистического мнения эксперта в количественную величину.

Выводы:

1. Анализ работ СЗИ показывает, что в настоящее время не существует общепринятых оценок защищенности информационных систем.
2. В статье сформулированы основные требования к системам защиты информации.
3. Перспективным способом оценки состояния защищенности информационных систем являются методы нечеткой логики.
4. Для наглядного представления состояния СЗИ в режиме on-line контроля, осуществляемого системным администратором СЗИ, предлагается использовать лепестковую диаграмму.

Библиографический список

1. Баутов А. Экономический взгляд на проблемы информационной безопасности / А. Баутов // *Открытые системы*. - 2002. - № 2.
2. Горбунов А. Выбор рациональной структуры средств защиты информации в АСУ / А. Горбунов, В. Чуменко // - Режим доступа : <http://kiev-security.org.ua/box/2/26.shtml>.
3. Защита информации. Основные термины и определения : ГОСТ Р 50922-96.
4. Критерии оценки безопасности информационных технологий : ИСО/МЭК 15408-99.
5. Козлов В. Критерии информационной безопасности и поддерживающие их стандарты: состояние и тенденции / В. Козлов // *Стандарты в проектах современных информационных систем : сборник трудов II-й Всероссийской практической конференции*. Москва, 27-28 марта 2002 года. – 2002.
6. Липаев В. Формирование и применение профилей открытых информационных систем / В. Липаев, Е. Филинов // *Открытые системы*. - 1997. - № 5.
7. Хмелев Л. Оценка эффективности мер безопасности, закладываемых при проектировании электронно-информационных систем / Л. Хмелев // «Безопасность информационных технологий» : Труды научно-технической конференции, Пенза, июнь 2001. - 2001
8. Маслова Н. А. Методы оценки эффективности систем защиты информационных систем / Н. А. Маслова // - Режим доступа : http://www.nbuv.gov.ua/portal/natural/II/2008_4/JournalAI_2008_4/Razdel3/07_Maslova.pdf.

Рекомендовано к печати к.т.н., проф. Паэрандом Ю.Э.

*к.т.н. Кобец Д.В.,
Гавриш А.И.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина),*

РЕГУЛИРУЕМЫЙ ИСТОЧНИК ПИТАНИЯ ИНДУКЦИОННЫХ УСТАНОВОК

В роботі розглянуто багатоканальну систему керування напівпровідниковим перетворювачем з нечітким аналізатором координат. Представлені результати моделювання стаціонарних режимів роботи індукційного комплексу.

***Ключові слова:** багатоканальна система керування, нечіткий аналізатор.*

В работе рассмотрена многоканальная система управления полупроводниковым преобразователем с нечетким анализатором координат. Представлены результаты моделирования стационарных режимов работы индукционного комплекса.

***Ключевые слова:** многоканальная система управления, нечеткий анализатор.*

Высокочастотные источники питания со звеном постоянного тока успешно применяются в составе установок индукционного нагрева [1, 2]. Установки индукционной пайки, закалки, плавки, наплавки, нагрева металла перед пластической деформацией, горячей посадки машиностроительных деталей, стыковой сварки труб и ленты, сварки по отбортованным кромкам, снятия механических напряжений после сварки труб и листовых конструкций, сушки окрашенных металлических поверхностей и другие могут быть укомплектованы как тиристорными, так и транзисторными инверторами.

Применение автоматических систем регулирования мощности полупроводниковых преобразователей в источниках питания установок индукционного нагрева обусловлено жесткими требованиями к качеству термической обработки и повторяемости результатов нагрева. Диапазон регулирования генерируемой преобразователем мощности достигает 1:20, точность поддержания температуры до 10^{-3} .

Одной из основных особенностей индукционной нагрузки является сильная зависимость ее электрических параметров от температуры нагрева. Активное сопротивление индуктора может изменяться в

1,5...2,5 раза, и индуктивное в 1,3...1,6 раза. Это приводит к изменению собственной частоты нагрузочного контура, образованного индуктором и конденсатором, компенсирующим его реактивную мощность.

Для обеспечения оптимального режима работы инвертора на переменную нагрузку система управления должна постоянно согласовывать частоту работы инвертора с частотой нагрузочного контура, обеспечивая минимальную индуктивную расстройку. Для этих целей используют систему управления с фазовой автоподстройкой частоты (ФАПЧ) [3]. При использовании ФАПЧ основная функция управления мощностью обеспечивается регулятором напряжения промежуточного звена постоянного тока с широтно – импульсным модулированием (ШИМ). Благодаря оптимальной работе инвертора и минимальным коммутационным потерям при изменении параметров индукционной нагрузки, данная схема может быть использована в установках с рабочей частотой свыше 50 кГц. Однако реализация функций управления за счет регулятора напряжения существенно усложняется.

В статье решается задача разработки многоканальной системы управления полупроводниковым преобразователем с импульсным регулированием выходных параметров.

Нормальная эксплуатация полупроводникового преобразователя, т.е. соблюдение заданного электрического режима установки и обеспечение наилучших энергетических показателей, возможна при соблюдении следующих условий:

- постоянная мощность на входе инвертора не должна превышать номинального значения $P_{d\text{ ном}}$;
- инвертированное напряжение и напряжение на отдельных элементах схемы установки не должно превышать максимальных допустимых значений $U_{\text{макс}}$;
- ток индукционной нагрузки не должен превышать номинального значения $I_{\text{ном}}$.

Реализация приведенных условий возможна при использовании управления преобразователем по нескольким каналам. В качестве первого канала будет использоваться управление частотой инвертора. Как уже отмечалось, частоту инвертирования желательно поддерживать близкой к резонансной частоте нагрузки, что позволит обеспечить оптимальный режим коммутации ключей инвертора и повысить значение потребляемой активной мощности. Для реализации данного канала управления потребуется измерение инвертированного напряжения и тока в нагрузке с целью минимизации фазового сдвига.

Второй канал управления необходимо реализовать на базе транзисторного импульсного регулятора входного напряжения. Однако, в отличие от известного ШИМ – регулирования, предлагается использовать

релейное регулирование с несколькими обратными связями [4]. Это позволит построить более гибкую систему управления с возможностью ограничения координат за счет естественных свойств релейного регулятора. Для формирования управляющего сигнала релейного регулятора использован нечеткий анализатор состояния преобразователя и нагрузки, на которого поданы обратные связи по входной мощности, выходному току и напряжению инвертора.

На рисунке 1 представлена структура индукционного комплекса, которая включает неуправляемый выпрямитель (В), регулятор выпрямленного напряжения (РН), мостовой инвертор напряжения (ИН), блок согласования с последовательной компенсацией реактивной мощности (БС), индукционную нагрузку (Н) и систему управления (СУ). Измерительная часть представлена датчиками тока (ДТ), напряжения (ДН) вычислителем мощности (P_d). Подстройка частоты осуществляется через генератор управляемый напряжением (ГУН), входной сигнал которого определяется величиной фазового сдвига от фазового детектора (ФД).

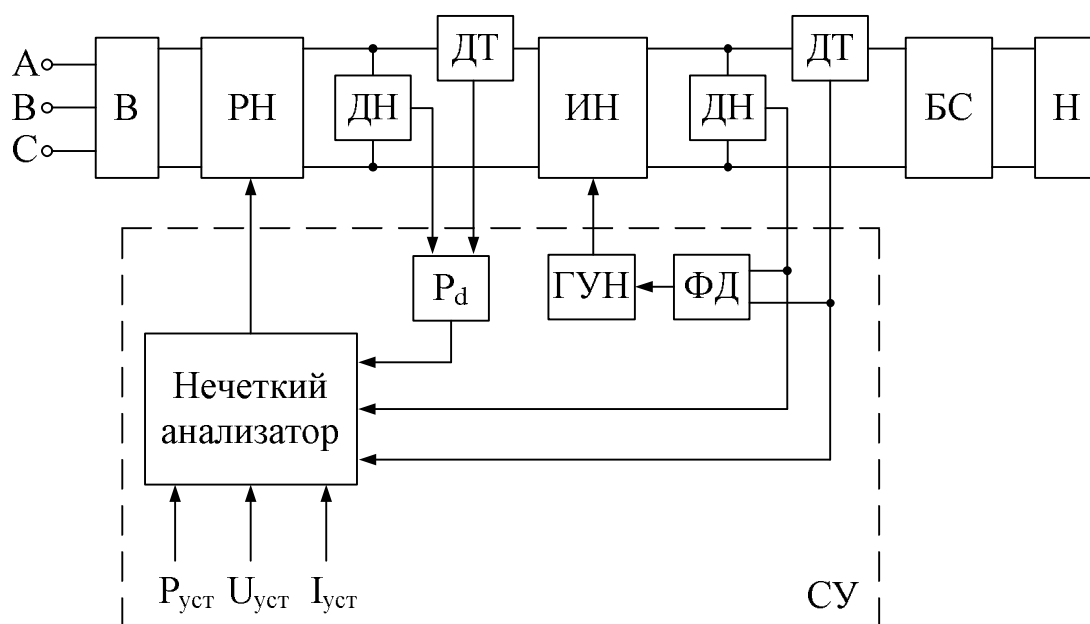


Рисунок 1 – Структурная схема индукционного комплекса

Нечеткий регулятор традиционно строится как некоторое вычислительное устройство с определенной структурой, приведенной на рисунке 2. Она состоит из следующих элементов: блока фаззификации, который преобразует входные физические величины x_i в соответствующие им лингвистические переменные $\mu(x_i)$; базы знаний содержащей набор правил; блок логического вывода, который преобразует входные лингвистические переменные в выходные с определенными функциями принадлежности $\mu(y)$; блок дефаззификации, который преобразует вы-

ходную лингвистическую переменную в физическое управляющее воздействие.

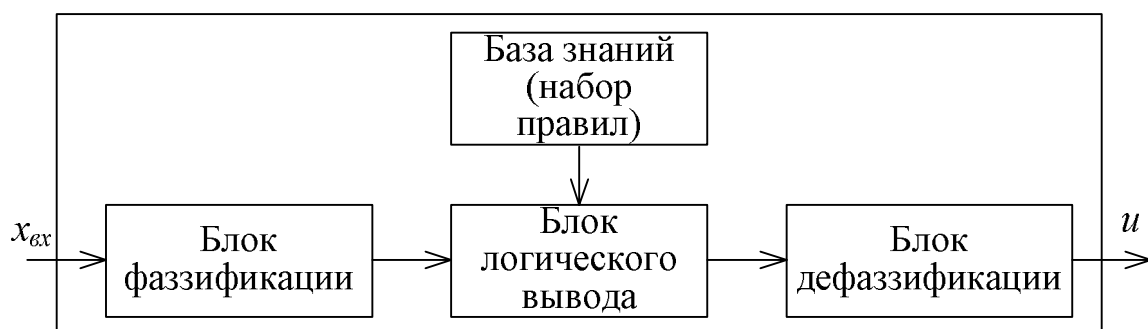


Рисунок 2 – Структурная схема нечеткого регулятора

В работе рассматривался нечеткий регулятор Мамдани с центроидным методом дефаззификации [5].

Для фаззификации координат управления приняты следующие предположения. Управление входной мощностью и выходным током осуществляется как в положительном « P », так и в отрицательном « N » направлении с дополнительной стабилизацией в окрестности нуля « Z », а выходное напряжение только ограничивается на уровне в 1,1...1,5 раза больше номинального значения. Предлагаемые функции принадлежности координат управления приведены в относительных единицах на рисунке 3.

Для выполнения функций ограничения мощности и тока используются правила вида

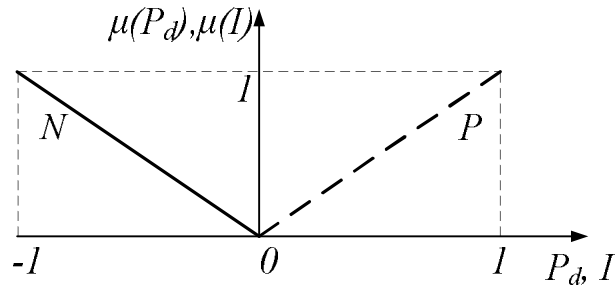
$$\begin{aligned} &\text{«Если } P_d - \text{«}P\text{» и } I - \text{«}P\text{», то } u - \text{«}N\text{»}; \\ &\text{«Если } P_d - \text{«}N\text{» и } I - \text{«}N\text{», то } u - \text{«}P\text{»}. \end{aligned} \quad (1)$$

Для стабилизации мощности и тока на номинальном уровне используются правила вида

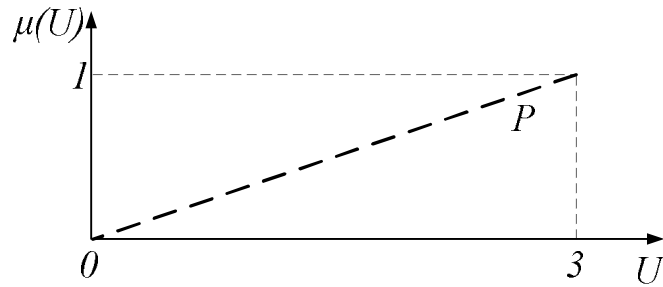
$$\begin{aligned} &\text{«Если } P_d - \text{«}P\text{» и } I - \text{«}N\text{», то } u - \text{«}Z\text{»}; \\ &\text{«Если } P_d - \text{«}N\text{» и } I - \text{«}P\text{», то } u - \text{«}Z\text{»}. \end{aligned} \quad (2)$$

Для ограничения выходного напряжения используется правило вида

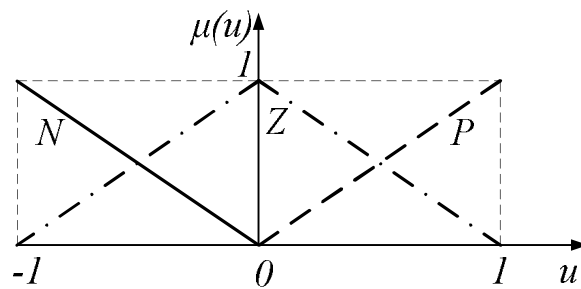
$$\text{«Если } U - \text{«}P\text{», то } u - \text{«}N\text{»}. \quad (3)$$



а) Функции принадлежности мощности и тока



б) Функция принадлежности напряжения



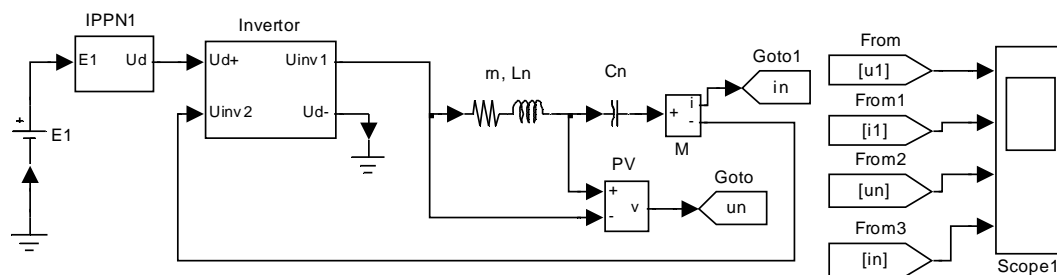
в) Функции принадлежности управления переключением

Рисунок 3 – Функции принадлежности координат управления

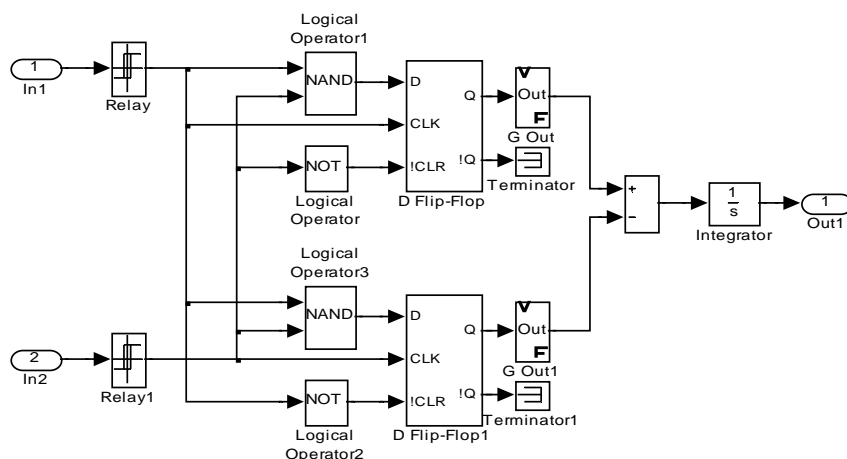
Дефаззификация центроидным методом осуществляется согласно формуле

$$u = \frac{\min \int_{\min}^{\max} u \cdot \mu(u) du}{\int_{\min}^{\max} \mu(u) du} . \quad (4)$$

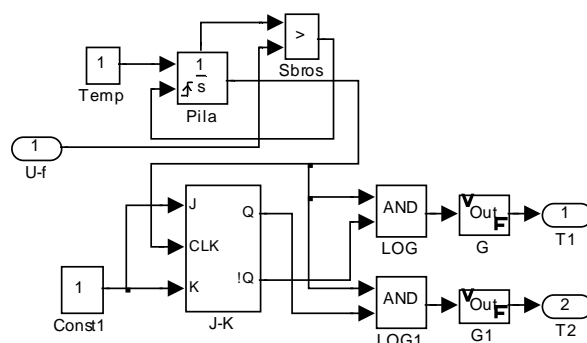
Изучение работоспособности системы управления производилось путем моделирования в среде MATLAB. Модель индукционного комплекса приведена на рисунке 4. На рисунке мостовой инвертор и регулятор напряжения показаны в виде подсистем, так как моделируются стандартными моделями [6].



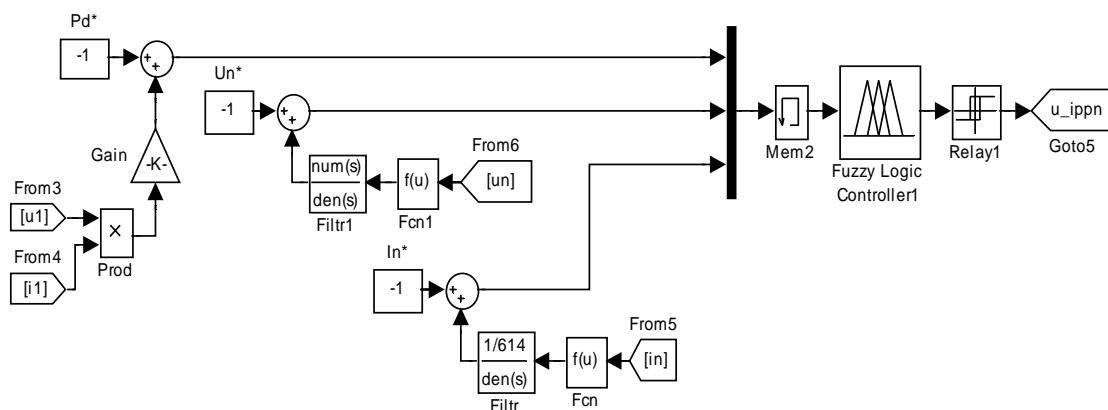
а) модель силовой части источника питания



б) модель фазового детектора



в) модель генератора управляемого напряжением



г) модель системы управления

Рисунок 4 – Модель индукционного комплекса

Анализ работоспособности системы управления был проверен при вариациях активного и индуктивного сопротивления нагрузки. Значение параметров изменялось в 2 раза в большую и в меньшую сторону, при этом в относительных единицах определялось установившееся значение координаты. Результаты моделирования представлены в таблице 1.

Таблица 1 – Результаты моделирования индукционного комплекса при вариациях параметров нагрузки

Параметры нагрузки, о.е.		Уровень стабилизации координат, о.е.		
r_n	L_n	P_d	I	U
1	1	1	1	1
0,5	1	0,5	1	1
2	1	1	0,5	0,5
1	0,5	1	1	0,5
0,5	0,5	0,5	1	0,5
2	0,5	1	0,5	0,27
1	2	0,73	0,73	1,47
0,5	2	0,37	0,73	1,47
2	2	1	0,5	1

Как показывают результаты моделирования, система управления полностью удовлетворяет требованиям нормальной эксплуатации. Автоматически происходит выбор той координаты, которая подлежит стабилизации при определенном сочетании параметров нагрузки, либо происходит ограничение напряжения в случае возрастания индуктивности нагрузки. При последовательной компенсации нагрузки характерен рост напряжения пропорционально добротности нагрузки. Так как значение добротности нагрузки индукционных установок лежит в диапазоне 3...20, то ограничение напряжения на уровне, не превышающем 1,5 от номинального значения, можно считать удовлетворительным.

Выводы. В результате проведенных исследований предложена структура многоканальной системы управления полупроводниковым преобразователем источника питания индукционного комплекса. В качестве главного регулятора энергетического режима предложено использовать релейный регулятор входного напряжения с нечетким анализатором состояния преобразователя. Разработана математическая модель индукционного комплекса, которая учитывает взаимодействие каналов управления инвертором и импульсным регулятором напряжения. Результаты моделирования подтвердили эффективность работы систе-

мы, как при номинальных, так и при граничных значениях параметров нагрузки.

Библиографический список

1. Loveless D. L. *Power Supplies for Induction Heat Treating* / Loveless D. L. Cook R. L., Rudnev V. I. // *Industrial Heating*, June 1995.

2. Силкин Е. М. Транзисторные преобразователи частоты для индукционного нагрева / Е. М. Силкин // *Электротехника*. - № 10'2004. - С. 24–30.

3. Дзлиев С.В. Автоподстройка частоты в транзисторных инверторах напряжения для индукционного нагрева / С.В. Дзлиев, И.С. Тихомиров, Д.А. Патанов, П.О. Чернецов, Д.Н. Бондаренко // “Актуальные проблемы ресурсо- и энергосберегающих технологий (АПЭЭТ-2006)”. Труды Всероссийской научно-технической конференции с международным участием. Екатеринбург, 19-21 апреля 2006 г.

4. Кобец Д.В. Оптимизация динамических режимов стабилизирующего импульсного преобразователя напряжения понижающего типа / Д.В. Кобец // *Технічна електродинаміка*. – 2002. – №2. – С. 24 – 29.

5. Кобец Д. В. Система нечеткого управления источниками питания индукционных установок / Д.В. Кобец, Р.Н. Саратовский, С.Н. Середя, В.И. Ушаков // *Наукові праці Донецького національного технічного університету*. - Випуск 8(140). – Донецьк: ДВНЗ «ДонНТУ», 2008. – С. 224 - 227.

6. Герман-Галкин С.Г. Компьютерное моделирование полупроводниковых систем в MATLAB 6.0: учебное пособие / С.Г. Герман-Галкин. – СПб.: КОРОНА принт, 2001. – 320 с.: ил.

Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Ульиным В.А.

*Ламанов С.Л.,
к.т.н. Кобец Д.В.,
к.т.н. Цодик И.А.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

РАБОТА УСТРОЙСТВА СОГЛАСОВАНИЯ И ГАЛЬВАНИЧЕСКОЙ РАЗВЯЗКИ НАГРУЗКИ С ПОЛУМОСТОВЫМ РЕЗОНАНСНЫМ ИНВЕРТОРОМ

Наведено результати дослідження пристрою узгодження і гальванічної розв'язки навантаження з напівмостовим резонансним інвертором перетворювача частоти на тиристорах. Розглянутий вплив параметричних коефіцієнтів схеми на характеристики навантажень інвертора.

Ключові слова: *ПАКЛС, індукційне навантаження, гальванічна розв'язка, резонансний контур, коефіцієнт зв'язку.*

Приведены результаты исследования устройства согласования и гальванической развязки нагрузки с полумостовым резонансным инвертором тиристорного преобразователя частоты. Рассмотрено влияние параметрических коэффициентов схемы на нагрузочные характеристики инвертора.

Ключевые слова: *ПАКЛС, индукционная нагрузка, гальваническая развязка, резонансный контур, коэффициент нагрузки.*

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. Электрические параметры нагрузочного контура могут изменяться в широком диапазоне в зависимости от физических свойств нагреваемого тела. В свою очередь, если индукционный нагреватель (далее для краткости ИН) является составной частью устройства индукционного нагрева (далее для краткости УИН), выполненного на базе резонансного инвертора, то изменение параметров ИН вызывает изменение режима работы самого источника питания (далее для краткости ИП). Поэтому надежность работы ИП, зависит от правильного согласования параметров инвертора с параметрами ИН, а именно, согласования волнового сопротивления инвертора с активным сопротивлением ИН в целях получения наибольшей выходной мощности при необходимом запасе устойчивости.

На правильность согласования оказывает влияние несколько факторов. Первый – уже упомянутое изменение параметров самого ИН.

Второй – применение различных устройств согласования. Третий – длина соединительной линии между ИП и ИН. При проектировании УИН частота и мощность, как правило, задаются потребителем, а номинальное выходное напряжение выбирается исходя из значения напряжения питающей сети и соображений наилучшего использования тиристоров по току и напряжению.

На указанные выше параметры оказывает влияние также выбор типа инвертора и его схемы – последовательный или параллельный инвертор по полумостовой, мостовой или многомостовой схеме, причем УИН в большинстве случаев строятся как системы с многократным преобразованием энергии [1].

Например, УИН, состоящий из трехфазного мостового выпрямителя и параллельного инвертора тока и подключенный к сети 380 В, имеет, как правило, номинальное выходное напряжение до 1000 В, причем в диапазоне 700 – 1000 В сохраняет номинальную мощность. Мощная нагрузка такого УИН представляет собой индуктор с малым числом витков и большими линейными размерами трубки, а токопроводы, соединяющие конденсаторную батарею с индуктором («короткая сеть»), растут в размерах из-за больших токов. Влияние соединительной линии особенно сильно проявляется в системах централизованного питания ИН из-за усложнения кабельной разводки от высокочастотной подстанции к ИН и усложнения индивидуальной подстройки ИН.

Последовательные резонансные инверторы, широко используемые в УИН, имеют при таком же включении еще меньшее выходное напряжение – полумостовые инверторы – 200...250В, а мостовые инверторы – 400...500В, что еще больше усугубляет вышеуказанную проблему при использовании инверторов таких типов.

Анализ исследований и публикаций. Для решения данной проблемы в настоящее время применяют соответствующие согласующие устройства, такие, как классические трансформаторы и автотрансформаторы на магнитопроводах, автотрансформаторная или автоконденсаторная схема подключения нагрузки [2].

Каждое из указанных согласующих устройств имеет недостатки, значительно ограничивающие их использование [3].

Так, классические трансформаторы и автотрансформаторы на магнитопроводах имеют значительные массу, габариты и стоимость, соизмеримую со стоимостью всего УИН, а также существенно снижают общий КПД УИН из-за потерь на перемагничивание магнитопровода.

Автотрансформаторная схема усложняет тоководы, требует наличия отпайки у индуктора, выполнить которую не всегда технологически возможно, а также имеет гальваническую связь ИН с питающей сетью

~380В, что вызывает необходимость дополнительных мероприятий по электробезопасности обслуживающего персонала.

Автоконденсаторная схема подключения ИН значительно увеличивает массу, габариты и стоимость УИН из-за существенного (до 4-х раз) увеличения установленной мощности конденсаторной батареи.

Указанные выше недостатки устройств согласования могут быть в значительной степени устранены применением устройства гальванической развязки, рассмотренного в [4], где для обеспечения гальванической развязки используются индуктивности резонансных инверторов при обеспечении их дополнительным функциональным назначением. Устройство, схема которого представлена на рисунке 1 содержит: выпрямитель 1; фильтровый дроссель 2; коммутирующие конденсаторы 3, 4; тиристоры 5, 8; коммутирующие дроссели 6, 7; встречные диоды 9, 10; а также отдельный контур нагрузки, представленной индуктивностью 11, активным сопротивлением 12 и компенсирующим конденсатором 13. Отличительной особенностью представленной схемы от традиционных схем [5] является воздушная магнитная связь между коммутирующими дросселями и дросселем связи 14, включенным последовательно с нагрузкой и компенсирующим конденсатором.

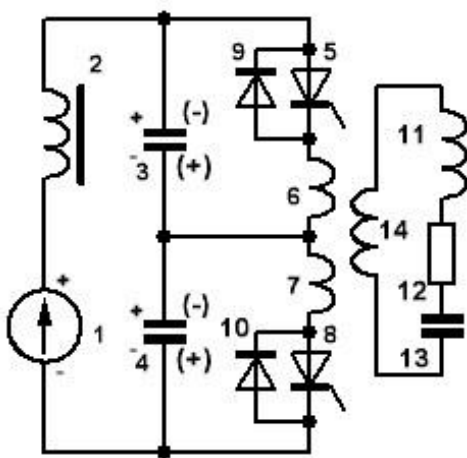


Рисунок 1 – Структурная схема источника питания

Особенности применения рассматриваемой схемы в настоящее время исследованы недостаточно полно.

Постановка задачи. Используя численные методы моделирования исследовать работу последовательного резонансного инвертора на ИН с различными рабочими напряжениями путем изменении магнитной связи между коммутирующей индуктивностью и добавочной индуктивностью нагрузочного контура при использовании предложенного устройства согласования и гальванической развязки ИН.

Изложение материала и его результаты. Для решения поставленной задачи можно использовать программы моделирования, использующие численные методы, например, ПАКЛС [6].

Для моделирования установившихся процессов в ИП воспользуемся системой относительных единиц [7]. Принимаем в качестве базового напряжение источника постоянного напряжения $E_1=100$ о.е., $L_K^*=1$ – коммутирующая индуктивность инвертора; $C_K^*=1$ – коммутирующая емкость инвертора.

Производными от базисных величин являются:

- $Z_K^* = \sqrt{L_K^*/C_K^*} = 1$ – волновое сопротивление контура;
- $I_0^* = E_1^*/Z_K^* = 100$ – базисный ток;
- $\omega_0^* = 1/\sqrt{L_K^*C_K^*} = 1$ – базисная частота;
- $K_H^* = R_H/\sqrt{L_K^*/C_K^*}$ – коэффициент нагрузки.

Параметры схемы в относительных единицах приняты:

$$C_K^* = 1; \quad C_H^* = 0,25; \quad L_H^* = 2,67; \quad L_{CB}^* = 1,33; \quad L_K^* = 1,0; \quad L_d^* = 200.$$

Листинг входных данных ПАКЛС приведен на рисунке 2.

Параметры магнитосвязанных обмоток задаются в листинге входных данных ПАКЛС строкой

0.62	0204K
0.62	0304K

, где коэффициент магнитной связи, согласно известному соотношению, равен

$$\mu = K_{CB} = L_m/\sqrt{L_1L_2} = 1,613/\sqrt{1,0 \cdot 1,0} = 0,62.$$

Результаты расчета графиков временных зависимостей токов и напряжений в исследуемом инверторе при указанных входных данных приведены на рисунке 3.

Особое значение для анализа работоспособности и энергетических параметров инвертора имеет характер изменения входного тока от параметров нагрузки $I_d^* = f(K_H)$, а для рассматриваемого инвертора также и от коэффициента магнитной связи между коммутирующей обмоткой и нагрузкой $I_d^* = f(K_{CB})$.

Для построения зависимости $I_d^* = f(K_H, K_{CB})$ были произведены дополнительные расчеты временных зависимостей токов и напряжений в исследуемом инверторе при варьировании значений K_H и K_{CB} в пределах $0,3 \leq K_H \leq 1,5$ с шагом 0,2 и $0,4 \leq K_{CB} \leq 0,7$ с шагом 0,05.

Результаты исследований приведены в виде графика на рисунке 4.

```

редистрирование 2013.DAT - Far 2.0.1807 x86 Администратор
D:\PACLS\2013.DAT
Полумостовой инвертор
Гальваническая развязка
ГМСТ2013
E 01001002 100.
C 01003004 1. 50.
C 02004002 1. 50.
C 03008009 .25
R 01007008 0.7
L 01001003 200.
L 02003005 1.
L 03006002 1.
L 04004007 1.33
L 05009004 2.67
D 01003002 10000. 10000.
TD01005004 2.0 2.0
TD02004006 2.0 1.0

0.55 0204K
0.55 0304K
0.
0.
0.
2.
0.15952
KONM
Это СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ
ИНВ 026025
SUM 099027001008026
1.
GR 001002015010012017030021
WIND

ВХОД VOL C 01010C 02011C 03012
ВХОД VOL TD01030D 01042TD02031
ВХОД ТОК L 01015L 03016L 04017L 02018
ВХОД ТОК TD01021TD02022L 05019

ВХОД TIME 002
ВХОД CONST001 1.

F
001 метод расчета
0.02 шаг расчета
001 число вентиля, определяющих периодичность процессов в схеме
TD01 имена вентиля
30. время расчета
C 01
F
0.
0.02
005
TD01
5.
01
01
F
NOLIST
'2013.OUT'
T id1 uc1 uc3 il4 ut1 it1
END

1Помощь 2Сохран 3 4Выход 5 6Просм 7Тонск 8ANSI 9

```

Рисунок 2 – Листинг входных данных ПАКЛС

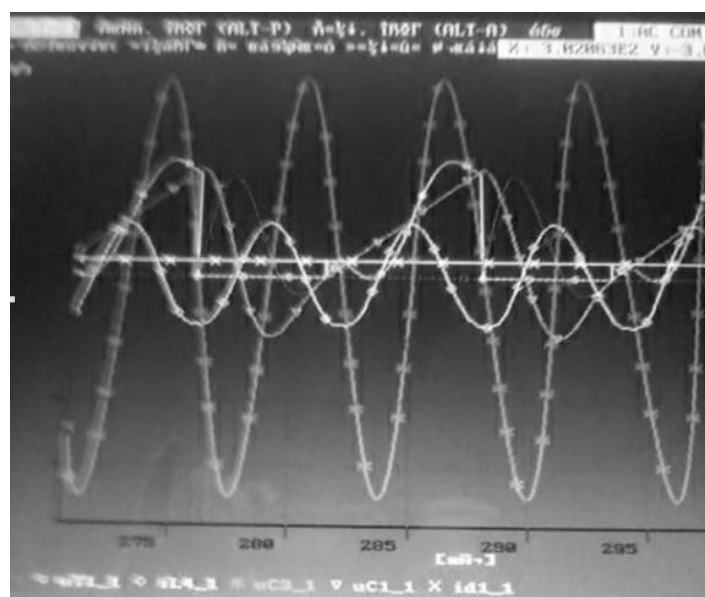


Рисунок 3 – Результаты расчета ПАКЛС

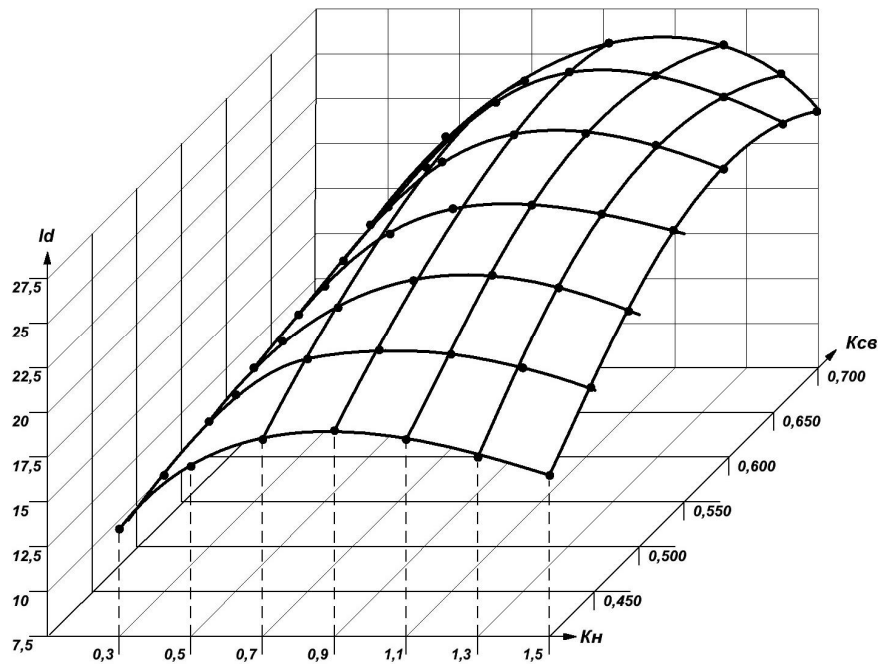


Рисунок 4 – Графики зависимости $I_d^* = f(K_H^*, K_{CB}^*)$

Как следует из графиков, приведенных на рисунке 4, нагрузочная характеристика инвертора (зависимость входного тока инвертора, пропорциональная его мощности, от коэффициента нагрузки) существенно зависит как от параметров коэффициента нагрузки K_H , так и от параметров коэффициента магнитной связи K_{CB} и максимум тока, при изменении K_H , достигается при различных K_{CB} .

Особенностью предлагаемого способа согласования и гальванической развязки является возможность сравнительного простого изменения коэффициента связи K_{CB} . Для этого достаточно изменить взаимное положение обмоток. Следовательно, в рассматриваемом полумостовом резонансном инверторе при использовании воздушного трансформатора, кроме решения задачи согласования и гальванической развязки нагрузки появляется возможность очень простым способом обеспечить настройку наилучших режимов работы тиристоров инвертора путем изменения взаиморасположения коммутирующей и нагрузочной обмоток. При этом режим работы тиристоров инвертора по току, напряжению и времени, предоставляемому тиристорам для восстановления своих запирающих свойств, может изменяться в значительных пределах.

Выводы

1. Создана математическая модель, которая позволяет исследовать нагрузочные характеристика инвертора при использовании предложенного узла гальванической развязки нагрузки.

2. Полученные зависимости позволяют применить их для расчета характеристик инверторов различной мощности и частоты.

3. Математическая модель позволяет определить параметры нагрузочных характеристик инвертора при изменении параметров коэффициента нагрузки K_H и коэффициента магнитной связи K_{CB}

4. Дальнейшие исследования узла гальванической развязки должны оценить возможность использования предложенной схемы для согласования инвертора с нагрузками, требующими различных уровней рабочего напряжения путем изменения коэффициента соотношения индуктивностей L_{CB} и L_H (коэффициент $K_{L_{CB}}$) и исследовать влияние $K_{L_{CB}}$ на нагрузочные характеристики и на уровень напряжения нагрузки

Библиографический список

1. Лавлес Д.Л. Обзор полупроводниковых источников питания для индукционного нагрева / Лавлес Д.Л. // Силовая электроника. - 2007. - №4.

2. Гусев Ю.М. Согласование тиристорного преобразователя частоты с нагрузкой / Гусев Ю.М., Белкин А.К., Шуляк А.А., Рогинская Л.Э. // Технічна електродинаміка. - Спец випуск, 1998. - №2, Т2. - С. 23-26.

3. Саратовский А.Н. Особенности способов согласования тиристорного преобразователя частоты с индукционной нагрузкой / Саратовский А. Н. - Сборник научных работ студентов Донбасского государственного технического университета. - Вып. 3 Ч. II. - Алчевск, 2010. - С.143-150.

4. Кобец Д.В. Параметрическая оптимизация магнитосвязанных устройств согласования источников питания с нагрузкой / Кобец Д.В., Ламанов С.Л./ - Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета. - Вып. 33. - Алчевск: ДонГТУ, 2011. - С. 359 -364.

5. Тиристорные преобразователи частоты / Белкин А. К, Костюкова Т.П., Рогинская Л.Э., Шуляк А.А. – М.: Энергоатомиздат, 2000. – 263 с.: ил.

6. Васильев А.С. Система автоматизированного исследования схем силовой электроники / Васильев А С., Дзлиев С В., Федосин С.Л., Блинов Ю. И // Техническая электродинамика. - 1985. - №1. - С. 3-6.

7. Герман-Галкин С.Г. Компьютерное моделирование полупроводниковых систем в MATLAB 6.0: учебное пособие // Герман-Галкин С.Г. - СПб.: КОРОНА принт, 2001. - 320 с.: ил.

Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Луциком В.Д.

*Диденко В.А.,
Полено А.Н.,
к.т.н. Бондаренко А.Ф.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)
bondarenkoaf@gmail.com*

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ MEMS-АКСЕЛЕРОМЕТРА

В роботі отримана математична модель MEMS-акселерометра, яка дозволяє проводити моделювання систем вимірювання параметрів руху з урахуванням його динамічних властивостей. З використанням отриманої моделі проведено теоретичні дослідження. Отримано коефіцієнти передавальної функції MEMS-акселерометра LIS352AX.

Ключові слова: *MEMS-акселерометр, математична модель, передавальна функція, точність вимірювання, амплітудно-частотна характеристика.*

В работе получена математическая модель MEMS-акселерометра, которая позволяет проводить моделирование систем измерения параметров движения с учетом его динамических свойств. С использованием полученной модели проведены теоретические исследования. Получены коэффициенты передаточной функции MEMS-акселерометра LIS352AX.

Ключевые слова: *MEMS-акселерометр, математическая модель, передаточная функция, точность измерения, амплитудно-частотная характеристика.*

В настоящее время инерционные датчики движения, построенные по MEMS-технологии, широко применяются как в промышленности, так и в бытовой технике. Область применения данных датчиков распространяется от систем навигации до игровых устройств. Чтобы эффективно использовать инерционные MEMS-датчики, необходимы эффективные и надежные алгоритмы обработки и анализа их выходных сигналов. При разработке таких алгоритмов необходимо учитывать множество факторов, влияющих на точность определения координат объекта и определения его скорости перемещения.

В системах измерения параметров движения на базе MEMS-акселерометров, существенное влияние на результаты измерения оказывают динамические свойства данных акселерометров. Учет этих свойств

в алгоритме обработки выходных сигналов акселерометров позволит добиться повышения точности измерения.

Таким образом, целью настоящей работы является создание модели MEMS-акселерометра, основанной на его принципе работы и учитывающей его статические и динамические параметры.

На рисунке 1 показан основной конструктивный блок элементарной ячейки МЭМС-акселерометра [1]. Весь кристалл акселерометра занят главным образом схемами формирования электрического сигнала, которые окружают миниатюрный датчик ускорения, расположенный в его центре. Датчик представляет собой дифференциальную конденсаторную структуру с воздушным диэлектриком, обкладки которого вырезаны (вытравлены) из поликремниевой пленки толщиной 2 мкм. Неподвижные обкладки этого конденсатора представляют собой простые консольные стержни, расположенные на высоте 1 мкм от поверхности кристалла на поликремниевых столбиках-анкерах, приваренных к кристаллу [1].

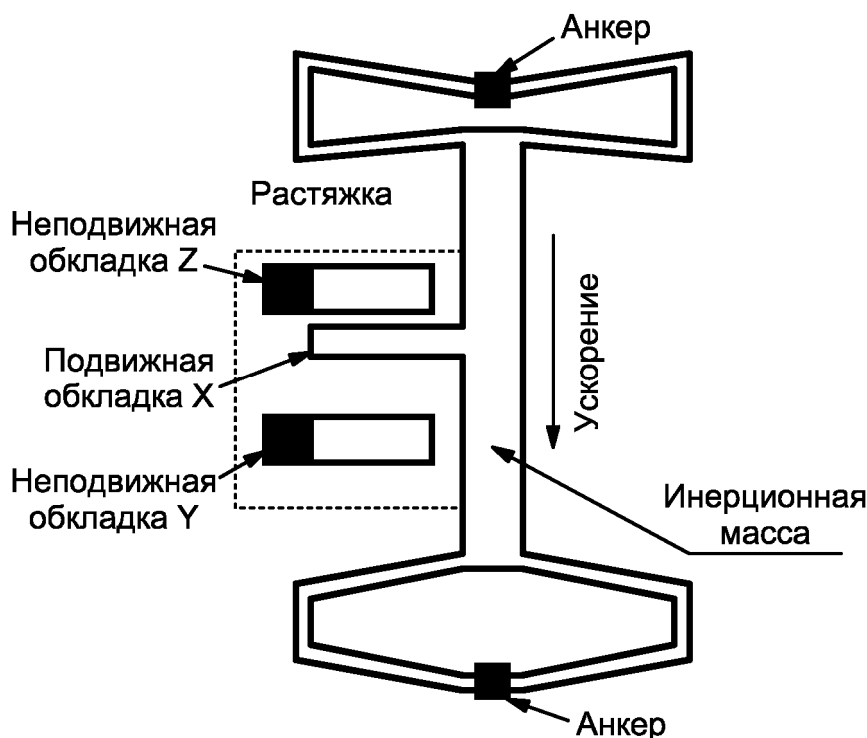


Рисунок 1 – Чувствительный элемент MEMS-акселерометра [1]

Инерционная масса датчика ускорения при изменении скорости перемещения кристалла смещается относительно остальной части кристалла. Ее пальцеобразные выступы образуют подвижную обкладку конденсатора переменной емкости. С каждого конца эта структура опи-

рается на столбики анкеры, аналогичные по конструкции держателям неподвижных обкладок. Растяжки по концам инерционной массы, удерживающие ее на весу, являются механическими пружинами постоянной упругости, ограничивающими перемещение инерционной массы пробника и ее возврат в исходное положение [1].

В спокойном состоянии (движение с постоянной скоростью) все «пальцы» подвижной обкладки X благодаря растяжкам находятся на одинаковом расстоянии от пар пальцев неподвижных обкладок. При каком-либо ускорении датчика подвижные пальцы приближаются к одному из наборов неподвижных пальцев и удаляются от другого набора. В результате этого относительного перемещения соответствующие расстояния становятся неодинаковыми и емкости между подвижной обкладкой и каждой из неподвижных обкладок конденсатора изменяются. При этом изменение выходного напряжения датчика будет пропорционально ускорению вдоль оси чувствительности датчика [1].

Согласно рисунку 1 и принципу работы датчика составим механическую схему. Она показана на рисунке 2 и включает в себя следующие элементы: инерциальная масса (m), элемент жесткости (k), демпфирующий элемент (b). В качестве демпфирующего элемента на рисунке 2 служит воздух внутри ячейки, оказывающий сопротивление движению инерционной массы.

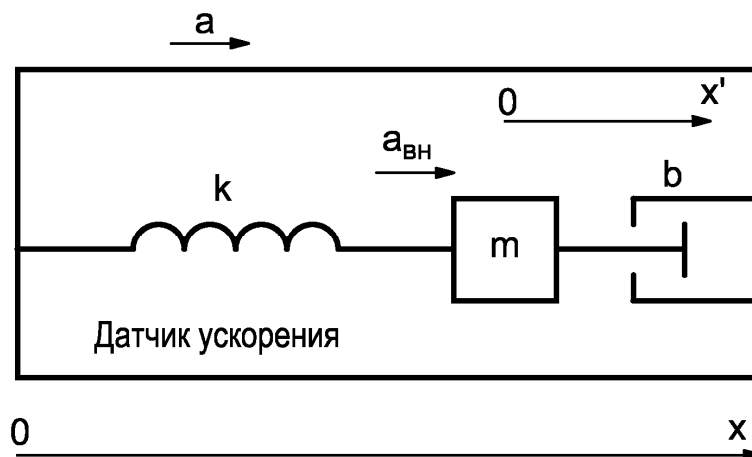


Рисунок 2 – Механическая схема MEMS-акселерометра

Также на рисунке 2 показан вектор ускорения \vec{a} вдоль оси x в системе отсчета связанной с Землей. Вдоль этой оси направлена ось чувствительности датчика. Необходимо установить взаимосвязь между смещением инерциальной массы внутри датчика в системе координат $0-x'$, связанной с ним от величины ускорения движения объекта \vec{a} вдоль оси чувствительности датчика.

В качестве системы отсчета при составлении уравнения динамики принимаем систему, связанную с Землей. Результирующее ускорение движения инерционной массы в этой системе определяем согласно выражению (1):

$$a_p = a + a_{\text{вн}}, \quad (1)$$

где a_p – ускорение движения инерционной массы в системе, связанной с Землей;

a – ускорение движения объекта в системе отчета, связанной с Землей;

$a_{\text{вн}}$ – ускорение движения инерционной массы датчика в системе отчета, связанной с системой координат 0-х' внутри датчика.

Движение инерционной массы с ускорением a_p обеспечивает сила, связанная с ним согласно второму закону Ньютона:

$$F = m \cdot a_p, \quad (2)$$

где F – сила, действующая на инерционную массу;

m – величина инерционной массы.

При движении на инерционную массу действует сила упругости упругого элемента и сила сопротивления движению. Их сумма равна силе в выражении (2).

Сила упругости, согласно закону Гука:

$$F_y = -k \cdot x', \quad (3)$$

где F_y – сила упругости, действующая на инерционную массу;

k – жесткость упругого элемента;

x' – смещение инерционной массы внутри датчика относительно нулевого положения в системе координат 0-х'.

Сила сопротивления движению инерционной массы внутри датчика:

$$F_c = -b \cdot \frac{dx'}{dt}, \quad (4)$$

где F_c – сила сопротивления движению инерционной массы;

b – коэффициент сопротивления.

С учетом зависимостей (3) и (4) представим выражение (2) в виде:

$$m \cdot a_p = -k \cdot x' - b \cdot \frac{dx'}{dt}. \quad (5)$$

Определим величину $a_{\text{вн}}$, как вторую производную смещения инерционной массы внутри датчика:

$$a_{\text{вн}} = \frac{d^2 x'}{dt^2}. \quad (6)$$

С учетом выражений (1) и (6) представим выражение (5) в виде:

$$m \cdot a + m \cdot \frac{d^2 x'}{dt^2} = -k \cdot x' - b \cdot \frac{dx'}{dt}. \quad (7)$$

Преобразовав выражение (7) получим дифференциальное уравнение связывающее величину ускорения движения объекта с величиной смещения инерционной массы, которое регистрируется датчиком:

$$m \cdot \frac{d^2 x'}{dt^2} + k \cdot x' + b \cdot \frac{dx'}{dt} = -m \cdot a. \quad (8)$$

Применив к выражению (8) преобразование Лапласа с учетом нулевых начальных условий, получим:

$$m \cdot p^2 \cdot x'(p) + b \cdot p \cdot x'(p) + k \cdot x'(p) = -m \cdot a(p), \quad (9)$$

где $x'(p)$ – изображение по Лапласу смещения инерционной массы внутри датчика;

$a(p)$ – изображение по Лапласу ускорения движения объекта вдоль оси чувствительности датчика.

Находим передаточную функцию датчика по каналу ускорение – смещение инерционной массы, используя выражение (9):

$$W_1(p) = \frac{x'(p)}{a(p)} = \frac{-m}{m \cdot p^2 + b \cdot p + k}, \quad (10)$$

где $W_1(p)$ – передаточная функция датчика ускорения по каналу ускорение – смещение инерционной массы.

Поскольку выходное напряжение датчика прямо пропорционально смещению инерциальной массы, используя выражение (10) можно записать передаточную функцию датчика по каналу ускорение – выходное напряжение:

$$W_D(p) = \frac{K_D}{a_1 \cdot p^2 + b_1 \cdot p + 1}, \quad (11)$$

где $W_D(p)$ – передаточная функция датчика по каналу ускорение – выходное напряжение;

K_D – статический передаточный коэффициент датчика по каналу ускорение – выходное напряжение;

a_1 и b_1 – коэффициенты, определяющие постоянные времени объекта второго порядка.

Выражение (11) является математической моделью акселерометра. Для его практического использования необходимо найти статический передаточный коэффициент датчика и коэффициенты, определяющие постоянные времени.

Рассмотрим фрагмент структурной схемы измерительной части системы мониторинга параметров движения кристаллизатора машины непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) [2], в составе которой используются MEMS-акселерометры LIS352AX. Пример такой структурной схемы представлен на рисунке 3.

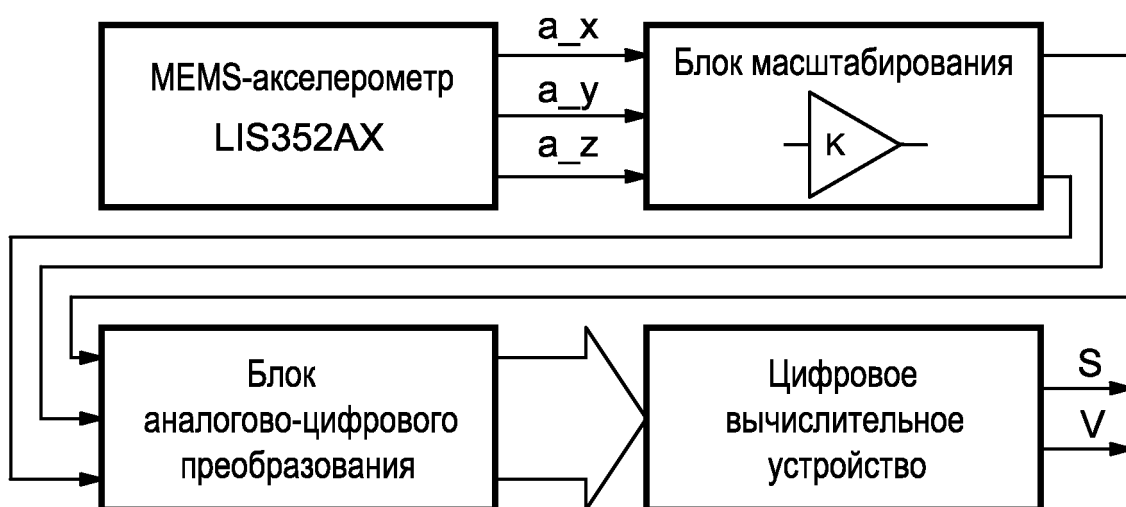


Рисунок 3 – Фрагмент структурной схемы измерительной части системы мониторинга параметров движения кристаллизатора МНЛЗ

В состав измерительной части системы мониторинга на рисунке 3 входят: MEMS-акселерометр, блок масштабирования, блок аналогово-цифрового преобразования (АЦП), цифровое вычислительное устройство (ЦВУ). MEMS-акселерометр осуществляет преобразование измеряемого параметра объекта (ускорение) в сигнал электрического напряжения, снимаемого на выходе. Выходное напряжение соответствующей оси чувствительности датчика будет пропорционально значению ускорения вдоль этой оси. Далее электрический сигнал поступает на блок масштабирования, который представляет собой усилитель с изменяемым коэффициентом усиления. Данный блок необходим для приведения уровня сигналов, поступающих на вход АЦП к величине опорного напряжения, а также осуществления калибровки измерительной системы. Блок аналого-цифрового преобразования (АЦП) производит преобразование входного аналогового сигнала в цифровой для его дальнейшей обработки цифровым вычислительным устройством. ЦВУ благодаря заложенному в него алгоритму производит обработку сигналов первичной информации и вычисление скорости движения объекта V и перемещения S .

Для определения статического передаточного коэффициента акселерометра LIS352AX воспользуемся его справочными данными из [3]. Чувствительность датчика составляет 0,363 В/г. Частота резонанса – 2 кГц. Определяем статический передаточный коэффициент:

$$K_D = \frac{-0,363}{9,8} = -0,037. \quad (12)$$

Для определения коэффициентов a_1 и b_1 воспользуемся типовой амплитудно-частотной характеристикой акселерометра [4], которая построена для объекта с передаточной функцией вида:

$$W_2(p) = \frac{1}{a_1 \cdot p^2 + b_1 \cdot p + 1}. \quad (13)$$

Подставляя в (13) $p = j\omega$ находим КФЧХ, и, записав ее в показательной форме можно получить выражения для определения АЧХ и ЛАЧХ:

$$A_2(\omega) = \frac{1}{\sqrt{(1 - a_1 \cdot \omega^2)^2 + b_1^2 \cdot \omega^2}}, \quad (14)$$

$$G_2(\omega) = -10 \cdot \lg \left(\left(1 - a_1 \cdot \omega^2 \right)^2 + b_1^2 \cdot \omega^2 \right). \quad (15)$$

Примем во внимание, что подъем ЛАЧХ на резонансной частоте согласно [4] составляет +1,5 дБ, а также учтем, что эта точка является максимальной на характеристике. Пользуясь данными положениями, составляем систему двух уравнений с двумя неизвестными, из которых и определяем коэффициенты a_1 и b_1 .

Они принимают следующие значения: $a_1 = 0,342 \cdot 10^{-8}$, $b_1 = 0,56 \cdot 10^{-4}$. Подставим эти значения в выражение (13) и составим на основе этого выражения модель в пакете Simulink. С использованием данной модели и инструмента Linear Analysis проведем линейный анализ данной модели. ЛАЧХ MEMS-акселерометра, построенная на основе его модели приведена на рисунке 4.

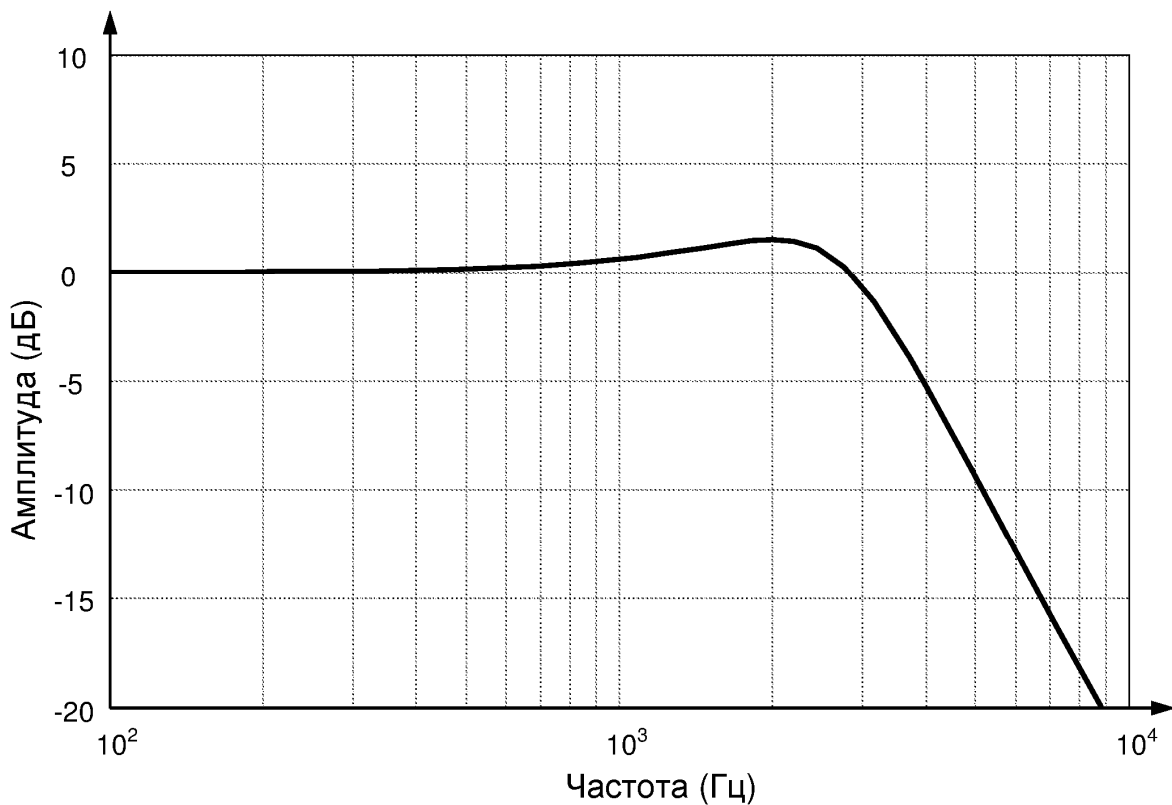


Рисунок 4 – ЛАЧХ MEMS-акселерометра, построенная на основе его модели

Как видно из рисунка 4 на резонансной частоте 2 кГц подъем ЛАЧХ составляет +1,5 дБ, что свидетельствует о правильности определения коэффициентов выражения (13).

Поскольку неизвестные параметры выражения (11) найдены, передаточную функцию MEMS-акселерометра LIS352AX можно записать в следующем виде:

$$W_D(p) = \frac{-0,037}{0,342 \cdot 10^{-8} \cdot p^2 + 0,56 \cdot 10^{-4} \cdot p + 1}. \quad (16)$$

Выводы. Получена обобщенная математическая модель MEMS-акселерометра в виде передаточной функции, которая может быть использована при моделировании систем мониторинга движения, и в частности при моделировании системы мониторинга параметров качания кристаллизатора машины непрерывного литья заготовок. Кроме того, аналитическим путем получены коэффициенты передаточной функции MEMS-акселерометра LIS352AX, что позволяет исследовать влияние динамических параметров данного акселерометра на измерительные ошибки. В дальнейшем планируется использовать полученную математическую модель для разработки мероприятий по повышению точности измерения параметров качания кристаллизатора машины непрерывного литья заготовок.

Библиографический список

1. Волович Г.И. Схемотехника аналоговых и аналого-цифровых электронных устройств / Г.И. Волович. – М.: Издательский дом «Додэка-XXI», 2005. – 528 с.
2. Паеранд Ю.Е. Моніторинг траєкторії руху кристалізатора машини безперервного лиття заготовок із використанням MEMS-акселерометрів / Ю.Е. Паеранд, О.Ф. Бондаренко, О.М. Полєно // Труды XII Междунар. научно-практ. конф. «Современные информационные и электронные технологии» (СИЭТ-2011). – Одесса: Политехпериодика. – 2011. – С. 249.
3. LIS352AX MEMS inertial sensor: 3-axis ± 2 g absolute analog-output "piccolo" accelerometer [Электронный ресурс]. – Режим доступа: http://www.st.com/internet/com/TECHNICAL_RESOURCES/TECHNICAL_LITERATURE/DATASHEET/CD00228915.pdf
4. Фрайден Дж. Современные датчики. Справочник / Дж. Фрайден. – М.: Техносфера, 2005. – 592 с.

Рекомендовано к печати к.т.н., проф. Паэрандом Ю.Э.

*Афанасьев А.М.,
Еремина А.В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

АНАЛИЗ ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОСТИ РЕЗОНАНСНОГО ИНВЕРТОРА НАПРЯЖЕНИЯ

На основі імітаційної моделі досліджені електромагнітні процеси і проведений аналіз енергоефективності роботи резонансного інвертора напруги на IGBT, в залежності від параметрів снабберних конденсаторів і значень часу між перемиканнями транзисторів силової стійки інвертора напруги.

Ключові слова: енергоефективність, IGBT, резонансний інвертор напруги, снабберні конденсатори.

На основе имитационной модели исследованы электромагнитные процессы и проведен анализ энергоэффективности работы резонансного инвертора напряжения на IGBT, в зависимости от параметров снабберных конденсаторов и значений времени между переключениями транзисторов силовой стойки инвертора напряжения.

Ключевые слова: энергоэффективность, IGBT, резонансный инвертор напряжения, снабберные конденсаторы.

Введение. Электротермические технологии с применением высокочастотных установок индукционного нагрева (УИН) в настоящее время находят все большее применение в различных сферах производства, начиная от получения и обработки полупроводниковых материалов до термической обработки цветных и черных металлов. Широкое использование УИН объясняется их высокими энергетическими характеристиками, надежностью, и технологической гибкостью – возможностью формирования требуемого распределения температурного поля за счет применения индукторов практически любой конфигурации, с целью обеспечения высокой эффективности реализации данной технологии.

Анализ исследований и публикаций. С появлением мощных, быстродействующих силовых полупроводниковых приборов, таких как MOSFET и IGBT, открываются новые перспективы в разработке высокочастотных преобразователей для индукционной обработки. В научных исследованиях, ведущихся по данному направлению, основное

внимание уделяется как усовершенствованию схемотехнических решений [1], так и разработке методов регулирования выходных параметров, отвечающих требованиям технологического процесса [2], [4], [5], [6]. При этом решаются задачи обеспечения требуемой точности и диапазона регулирования выходных параметров, уменьшения потерь мощности и улучшения массогабаритных показателей.

Применение современных IGBT модулей для источников питания УИН, работающих в диапазоне частот 10 – 150 кГц, позволяет создавать эффективные преобразователи с выходной мощностью единицы – сотни киловатт. Эффективность работы IGBT зависит от режимов переключения, при этом выделяют режимы жесткого HS и мягкого ZCS, ZVS переключений. Режимы мягкого переключения обеспечивают минимальные динамические потери, следовательно, более предпочтительны на высоких частотах.

Базовыми схемами для УИН принято считать резонансные инверторы, среди которых можно выделить резонансные инверторы напряжения (РИН) и резонансный инвертор тока (РИТ), соответственно с последовательной и параллельной емкостной компенсацией индуктивности нагрузки. С целью уменьшения динамических потерь в данных схемах используют режимы мягкого переключения. Для обеспечения режимов мягкого переключения, применяются формирователи траектории на базе RDC и LCD снабберов [4].

В ряде работ предлагаются способы повышения энергоэффективности РИН, обеспечивающие режимы ZCS и ZVS за счет применения оригинальных методов регулирования выходных параметров [2], [4], [5], [6]. В упомянутых выше методах, можно выделить два подхода достижения минимальных динамических потерь: обеспечением режима ZCS за счет автоматической подстройки частоты [4], и обеспечением режимов ZCS [5], [6] и ZVS [2] за счет синхронизации системы управления моментами перехода тока и напряжения через ноль. Для обеспечения высокой точности поддержания выходных параметров, в работе [6] предлагается адаптивный алгоритм управления с самовозбуждением, который обеспечивает оптимальную коммутацию транзисторов инверторного моста при изменяющихся параметрах индукционной системы. Данный способ предполагает включение силовых транзисторов проводящей диагонали моста по сигналу синхронизации в момент перехода тока колебательного контура через ноль и их выключение в момент, когда ток, протекающий через транзисторы, достигнет значения оптимального для коммутации.

Такое решение позволяет исключить сквозные токи в транзисторах силовых стоек, значения которых могут во много раз превышать токи нагрузки и, как следствие, существенно уменьшить динамические

потери. Во избежание сквозных токов вводят паузу между переключениями транзисторов силовой стойки, так называемое мертвое время (dead time - t_d), выполняя условие $t_d > t_t$, где t_t – время спада (time tail) «хвоста» коллекторного тока IGBT. Во время паузы транзистор выключается естественным образом при наличии динамических потерь. Уменьшить динамические потери выключения можно применяя цепи формирования траектории переключения IGBT. В инверторах напряжения, работающих с фиксированным временем t_d , для формирования траектории переключения применяют снабберные конденсаторы C_S , включенные либо параллельно силовым транзисторам, либо в диагональ моста. При этом, как было показано на примере применения регенеративного LCD снаббера [7], эффективность их применения будет зависеть от соотношения параметров снаббера и режимов работы преобразователя.

Постановка задачи. В данной работе поставлена задача построения имитационной модели резонансного инвертора напряжения на основе IGBT с формирователями траектории переключения и исследования с ее помощью эффективности работы инвертора при изменении параметров снабберных конденсаторов и длительности открытого состояния ключей с синхронизацией включения транзисторов по моментам перехода тока колебательного контура через ноль.

Целью исследования является определение диапазонов изменения параметров снабберных конденсаторов C_S и длительности защитного интервала t_d между переключениями транзисторов силовой стойки, при которых значения коэффициента полезного действия (КПД) инвертора максимальны.

Изложение материала и полученные результаты. Для оценки энергоэффективности работы РИН с формированием траектории переключения IGBT использовалась зависимость КПД от относительных коэффициентов K_t и K_C .

Относительный коэффициент использования защитного интервала K_t определяется по формуле

$$K_t = 2 \cdot \frac{t_d}{T_K}, \quad (1)$$

где t_d – длительность защитного интервала;

$T_E = 2\pi \cdot \sqrt{L_K \cdot C_K}$ – период колебательного контура;

где L_K – индуктивность нагрузки (индуктора);

C_K – емкость компенсирующего конденсатора.

Относительный коэффициент использования снабберных конденсаторов K_C определяется по формуле

$$K_C = \frac{C_S}{C_{GC}}, \quad (2)$$

где C_S – емкость снабберного конденсатора,

C_{GC} – проходная емкость IGBT.

Исследование эффективности работы РИН с IGBT проводилось с помощью моделирования в среде OrCad 9.2. Для этого была разработана имитационная PSpice-модель преобразователя, представленная на рисунке 1.

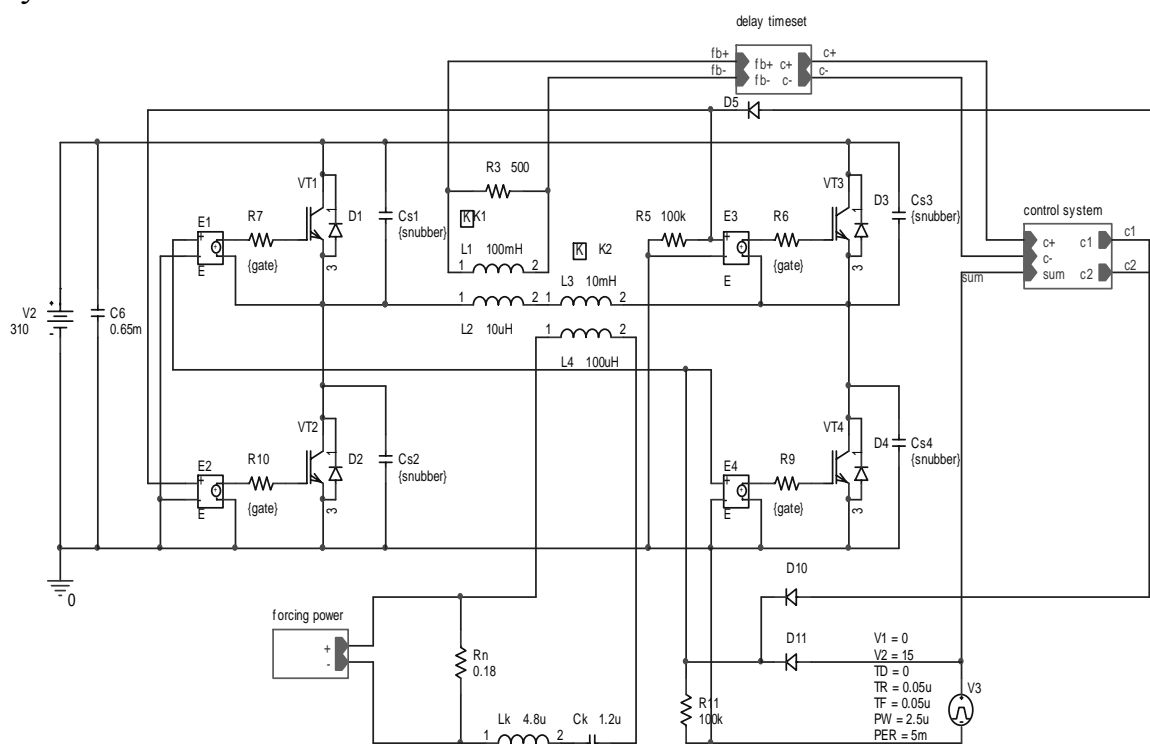


Рисунок 1 – Имитационная модель резонансного инвертора напряжения

Силовая часть РИН в имитационной модели представлена мостовым инвертором на транзисторах VT1 – VT4 со встречно параллельными диодами VD1 – VD4. Формирование траектории переключения транзисторами осуществляется снабберными конденсаторами C_{S1} – C_{S4} . В диагональ моста включены трансформатор тока, представленный индуктивностями L1, L2 с шунтирующим резистором R3, и согласующий трансформатор, представленный индуктивностями L3, L4. Трансформатор тока предназначен для синхронизации системы управления по моментам перехода тока колебательного контура через ноль. Сигнал синхронизации корректируется блоком установки времени задержки (delay

timeset – DT) и поступает в систему управления, на имитационной модели представленную блоком (control system – CS). Согласующий трансформатор нормирует выходное напряжение инвертора, нагрузка которого представлена элементами R_n , L_k , C_k . Параллельно сопротивлению R_n подключен блок (forcing power – FP), предназначенный для плавного запуска автоколебательной системы. Для возбуждения автоколебаний в имитационной модели предусмотрен генератор одиночных импульсов V3, сигнал которого подается через диод D11 на блоки E1, E4, имитирующие драйверы транзисторов VT1, VT4. При этом, через открытые транзисторы VT1, VT4 к нагрузке на короткое время подключается источник питания, на имитационной модели представленный элементами V2 и C1, что приводит к возникновению гармонических колебаний в контуре L_k , C_k . Согласно алгоритму управления, на время пуска (несколько периодов колебательного контура) сопротивление нагрузки R_n шунтируется блоком FP, уменьшая затухания колебаний в этом контуре. Сигнал обратной связи по току контура через трансформатор тока и блок DT поступает в блок CS, где формируются импульсы управления соответствующими транзисторами с регулируемой длительностью защитного интервала t_d . Таким образом, реализуется алгоритм, при котором включение транзисторов происходит в момент перехода тока колебательного контура через ноль, а выключение – в момент времени, необходимый для формирования защитного интервала.

На рисунке 2 демонстрируются электромагнитные процессы, характерные для работы исследуемой схемы:

а) временные диаграммы сигналов управления U_{GE1} , U_{GE2} транзисторами VT1, VT2,

б) временные диаграммы напряжения U_{CE1} и тока I_{C1} транзистора VT1,

в) временные диаграммы мощности потерь P_{CE1} транзистора VT1.

Для наглядности выбраны три режима работы:

1 – управление инвертором без защитного интервала на переключение транзисторов силовой стойки;

2 – управление инвертором с введением защитного интервала между переключениями транзисторов силовой стойки;

3 – управление инвертором с введенным защитным интервалом между переключениями транзисторов силовой стойки и подключенными снабберными конденсаторами.

1-Управление без задержки
на переключение

2-Управление с задержкой t_d

3-Управление с задержкой t_d
и снабберными
конденсаторами C_s

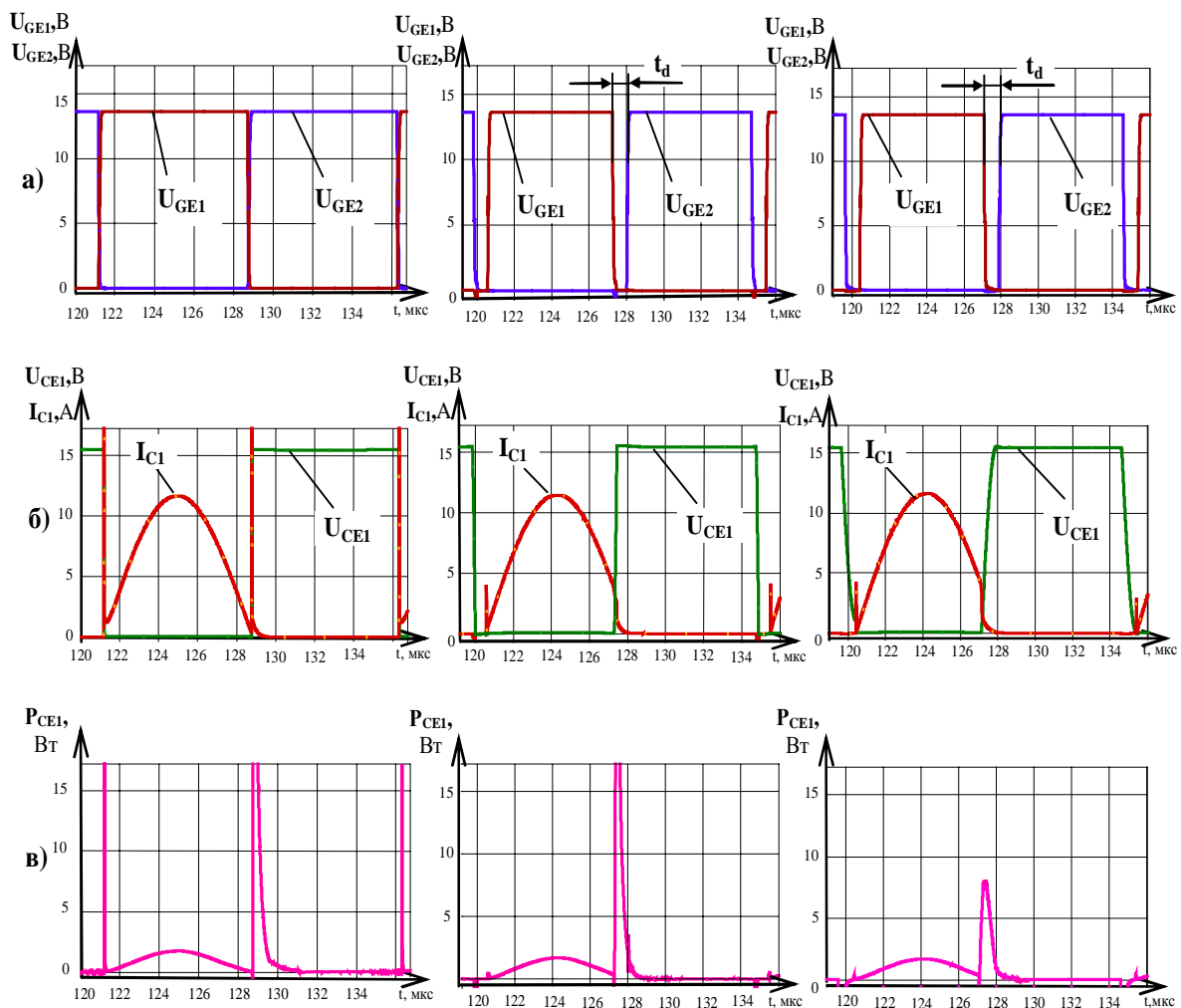


Рисунок 2 – Временные диаграммы,
полученные при моделировании работы исследуемой схемы

Из временных диаграмм напряжения U_{CE1} и тока I_{C1} транзистора VT1 можно видеть, что для первого режима характерно наличие сквозных токов как в момент включения, так и при выключении (ряд - в), и как следствие – дополнительные динамические потери (ряд - г). Для второго режима наличие защитного интервала исключает сквозные токи и связанные с ними динамические потери на интервале включения, но остаются неизменными динамические потери выключения. Для третьего режима при наличии защитного интервала, в имитационной модели для формирования траектории переключения IGBT использовались снабберные конденсаторы $Cs1 - Cs4$, в результате можно наблюдать уменьшение динамических потерь выключения.

Полученные результаты моделирования обработаны в среде MathCAD, выполнены расчеты и построен график зависимости КПД от относительных коэффициентов K_t и K_C , приведенный на рисунке 3.

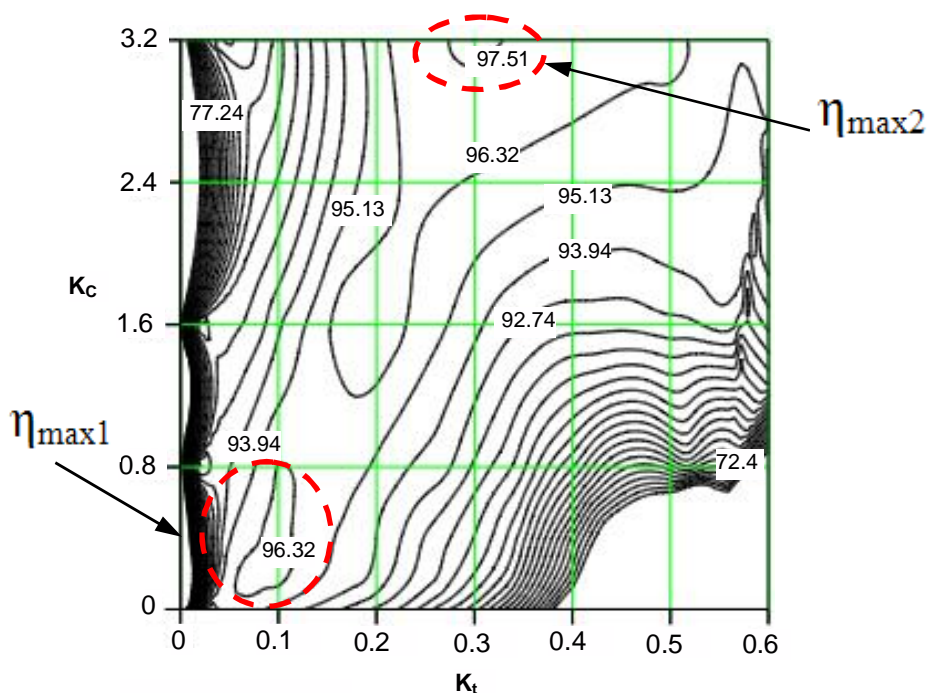


Рисунок 3 – График зависимости КПД от относительных коэффициентов K_t и K_C

В процессе моделирования величины снабберных емкостей $Cs1$ – $Cs4$ изменялись в диапазоне $0 - 24\text{нФ}$, а длительность защитного интервала изменялась в диапазоне $0 - 4\text{мкс}$, что соответствует значению коэффициентов $K_C=0 - 3.2$ и $K_t=0 - 0.6$. При этом максимальные значения КПД достигались на двух участках $\eta_{\max1}$ и $\eta_{\max2}$.

Принимая во внимание, что инвертор должен отдавать в нагрузку максимальную мощность при минимальных массогабаритных показателях, интерес представляет участок $\eta_{\max1}$, отдельно показанный на рисунке 4, где максимальное значение КПД, ограниченное изолинией со значением $\eta=96,79$, достигается в диапазоне изменения относительных коэффициентов $K_C \approx 0.25 - 0.35$ и $K_t = 0.095 - 0.11$.

Исходными данными для проведения расчетов были приняты:

- напряжение источника питания $U_d=310\text{В}$;
- сопротивление загрузки $R_n=0,18\text{Ом}$;
- значение индуктивности нагрузки $L_k=4.8\text{мкГн}$;
- значение компенсирующей емкости $C_k=1,2\text{мкФ}$.

При этом мощность, отдаваемая в нагрузку, составляла 4кВт .

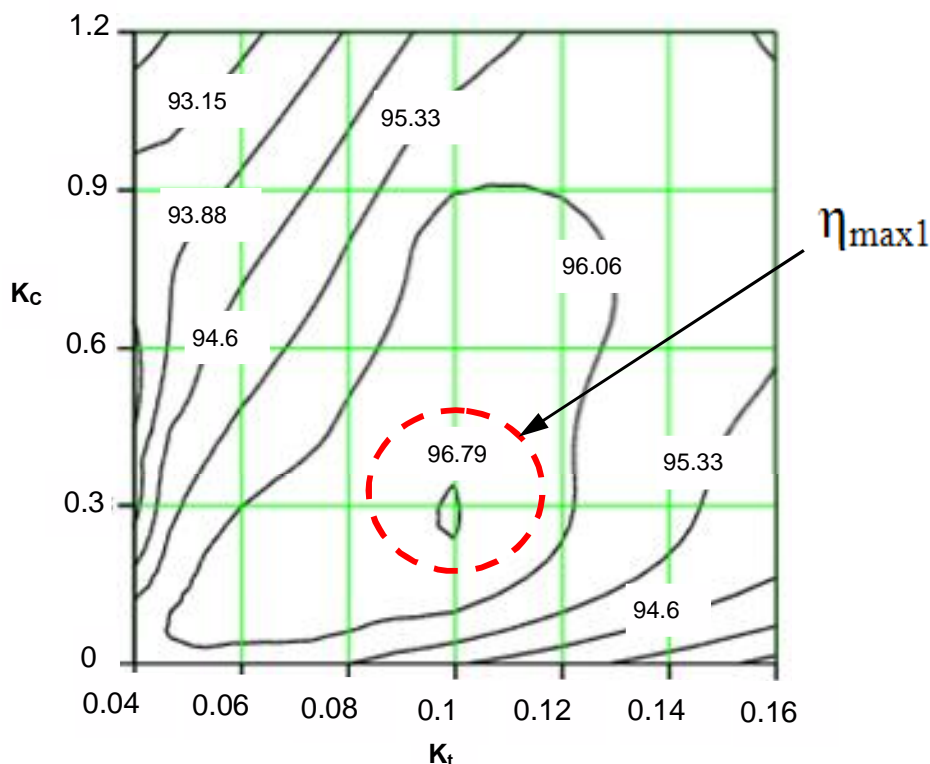


Рисунок 4 – График зависимости КПД от относительных коэффициентов K_t и K_c (участок $\eta_{\max 1}$)

Выводы.

1. Получены и проанализированы зависимости коэффициента полезного действия от относительных коэффициентов K_c и K_t , учитывающих соотношения значений снабберных конденсаторов к проходной емкости исследуемого IGBT, и длительности защитного интервала времени к полупериоду колебательного контура.

2. Для исследуемой схемы РИН определено оптимальное соотношение значений снабберных конденсаторов и времени защитного интервала t_d между переключением IGBT, при котором возможно повышение КПД с минимальным ухудшением массогабаритных показателей.

Библиографический список

1. Силкин Е. Применение нулевых схем инверторов тока с квазирезонансной коммутацией /Е. Силкин // Силовая электроника.– 2005. – № 3. – с. 84-88.
2. Заявка 2008130766, РФ, МКИ H02 M 5/458. Способ управления параллельным инвертором напряжения / Е. М. Силкин. - Б. И., 2008. – № 18.

3. *Smith K. M. Properties and synthesis of passive, lossless soft switching PWM converters / K. M. Smith, K. M. Smedley // Proc. IEEE-EPMC'97. – 1997. – pp. 1–8.*

4. *Юрченко М.М. Модель резонансного транзисторного інвертора напруги з низькочастотною імпульсною модуляцією / М.М. Юрченко, В.Я. Гуцалюк., П.Ю. Герасименко., І.О. Слесаревський // Техн. електродинаміка. – 2011. – №1. – С. 24 – 30.*

5. *Земан С.К. Кодово-импульсный способ регулирования технологического параметра преобразователя частоты установки индукционного нагрева / С.К. Земан., О.Е. Сандырев. - Известия ТПУ, 2007. – Т.310, №1. – С. 191-196.*

6. *Тихомиров И.С. Адаптивный алгоритм самовозбуждения транзисторного инвертора напряжения для установок индукционного нагрева / И.С. Тихомиров, А.С. Васильев, Д.А. Патанов // Журнал научных публикаций аспирантов и докторантов. –2008. – №8. – С. 262-267.*

7. *Афанасьев А.М., Анализ эффективности работы IGBT с регенеративным LCD снаббером / А.М. Афанасьев В.И.Ушаков // Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета. – Вып. 32. – Алчевск: ДонГТУ, 2010. – С. 434-443.*

Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Заблудским Н.Н.

ABSTRACTING

CHAPTER “DEVELOPMENT OF MINERAL DEPOSITS”

Okalelov V.N., Frumkin R.A. Homogeneity estimation methods for coal layers bedding conditions.

Algorithm on homogeneity estimation of coal layers' bedding conditions is designed with regard to determination the advantages of their first-priority development.

Keywords: geological conditions, homogeneity.

Okalelov V.N. Analysis of designed and active mine tunnels networks and the main characteristics of mines' operation.

Information about mine tunnels length in operating coal-mine plants and their progress data is given.

Keywords: mine tunnels networks, coal mines.

Antoschenko N.I., Okalelov V.N., Bubunets Yu.V. About the necessity of developing scientific forecasting principles of gas emission dynamics from contiguous coal seams.

The relevance analysis of the well-known forecasting methods for gas emission from contiguous coal seams experimental data is made and the necessity of developing a fundamentally new method of gas emission dynamics forecasting is substantiated.

Keywords: gas emission forecasting, contiguous coal seams, worked-up seam, worked-over seam.

Okalelov V.N., Pavlov V.I. A priori analysis of factors being considered during optimization of mine tunnels networks.

Substantiation methods for the list of factors which significantly influence the topology on mine tunnels network are presented.

Keywords: factors, mine tunnels networks.

Dolzhikov P. N., Paleychuk N. N. Rationale for geometric parameters workings in the zone intense fracturing by numerical methods.

The results of numerous studies on the justification of geometrical parameters of reservoir development workings of the Eastern Donbass under intense fracturing. By means of the finite element method of three considered forms of cross-section studies the optimal shape of the cross-section reservoir working for the considered geological conditions - ovoid displaced relative to the center vertical axis.

Keywords: workings, cross-section, finite element method, the optimal form, stress-strain state.

Antoschenko N.I., Okalelov V.N., Kulakova S.I. Model of gas emission during the initial period of operation of cutting sites in the coal mines.

Theoretical model of gas emission into wells when face moving away from cut-off excavation is presented, which considers parameters of developing the working face, process of displacement of work-up rocks and methane desorption from coal in close seams.

Keywords: gas emission, degassing, wells, process of displacement of work-up rocks, displacement speed.

Okalelov V.N., Frumkin R.A., Bubunets Yu.V. Prognosis making for methane abundance in working face.

Prognosis methods of expected methane-abundance values of working face are studied considering prognosis values of methane content in coal layers taking note of errors in its determination basing on geological survey.

Keywords: prognosis, methane abundance.

Frumkin R. A., Chepurnoy D.S. Problems of safety and efficiency of conduct of mountain works on coal mines.

The open questions of the operating system of providing of safe and effective conduct of mountain works on mines and possible directions of their overcoming are expounded.

Keywords: mountain works, safety, efficiency.

Kir'yazev P.N., Averin G.A., Docenko O.G. Determine the dependence of temporal change modulus of deformation against to advance rate of face.

The article gives a data of temporal change modulus of deformation against to advance rate of face.

Keywords: modeling; modulus of deformation; caved goaf; advance rate of face.

Shulgin P.N., Zayev V.V., Raspopina V.V. Laboratory researches of burning area of coal bed using the method of electro-hydrodynamic analogies.

The results of laboratory researches are presented, the dependences describe character of distribution of temperature in air space during gasification (incineration) of coal bed are obtained.

Keywords: gasification, power of layer, electro-hydrodynamic analogies, high temperature area, physical model.

Gapieiev S.N., Starotitorov I.YU. Numerical simulation of heterogeneous rocks in a controlled destruction terms.

The methodology and algorithm simulation of rock samples deformation in the controlled destruction mode are described. Show that you can get the full stress-strain diagram of the rock, which fits very close to real diagrams, and does not use difficult laboratory experiments. For this when using the algorithm properties in the model should be distributed in accordance with the lognormal distribution law.

Keywords: Numerical methods, the beyond deformation of rocks, full diagram, simulation, algorithm.

Musienko V.N. Justification mechanism frontal drag in mine workings.

A thermodynamic study the mechanism of interaction of the air flow with a solid barrier.

Keywords: gas dynamics, boundary layer, a head-on aerodynamic drag of mine workings.

CHAPTER “METALLURGY”

Novokhatskiy A.M., Karpov A.V. Anthracite distribution on gicht the blast furnace at various systems of loading.

The scheme of loading of anthracite on gicht according to which coal is always loaded with the first skip eisenmineral, between coke and agglomerate layers is resulted. The distribution scheme gattierung on gicht is presented a blast furnace. The design procedure of the expense of anthracite, on the basis of its interaction with FeO is resulted.

Keywords: anthracite, loading system, iron restoration, distribution of materials, gicht.

Petryshov S.N., Rysanov I.F., Maslyakov E.S. Investigation of laws of distribution of coal dust on air section of the jet containing flammable mining sinter.

Regularities of the distribution and motion of the particles of pulverized coal in an air stream, the effect of flow rate (velocity) of air to form a jet.

Keywords: coal dust, flame, incendiary horn, sintering charge.

Smirnov A.N., Shutov I.V., Spiridonov D.V., Kuberskiy S.V., Smirnov Ye.N. Evaluation of physical and mechanical properties refined copper as a material for working mold walls CCM.

A comprehensive analysis of the physical and mechanical properties for the thick plates from fire refining copper had been completed. It was shown the possibility of their application as construction material for the walls of the molds continuous casting machines.

Keywords: copper, secondary materials, fire refining process, the impurities, the electrical conductivity, thermal conductivity, mechanical properties, oxidation, heat transfer, the material for mold.

Grygor'ev S.M., Petryshev A.S. Perfection of the method of definition of degree of restoration of vanadium-contain oxide raw materials.

Phase transformations into process carbothermic restoration of vanadium oxide V_2O_5 are investigated. The high probability parallel carbide-forming along with metallization is revealed. Fractographs and results of the x-ray microanalysis have confirmed and have specified a picture of phase transformations. On the basis of a complex of researches the express method of definition of degree of restoration vanadium-contain raw materials, providing productivity increase at 10-12 time in comparison with known analytical ways and meeting express analysis requirements is developed and tested.

Keywords: probability of reactions, phase transformations, carbothermic restoration, carbide-forming, an express method.

Satonin A.V., Borovik P.V., Petrov P.A., Strichenko S.M. Study of cross-energy-power parameters separation of scissors continuous casting billet.

Experimental studies of the cutting process of continuously square billets in the laboratory scissors, depending on the shape and location of the knife profile and established their influence on the maximum amount of power cut and the work expended in the division.

Keywords: scissors, cutting force, assorted billet.

Cheban V.G. About the speed mode of the liquid in the pressure head semiring channel filter with circular cylinders.

The analysis of character of change of longitudinal speed in semiring pressure head channels of hydrodynamic filter of a liquid from firm pollution with circular cylinders and cross-section giving of a liquid is resulted.

Keywords: the speed mode, the pressure head channel, the circular cylinder, longitudinal speed, a filter.

Levchenko O. A. Modelling of influence of single-roll toothed crusher functioning parameters to the dynamics coefficient.

Mathematical model which describes change of dynamics gang coefficient during agglomerate's crushing in a single-roll toothed crusher is obtained that allows to avoid resonance rates during the crushing.

Keywords: agglomerate, crusher, dynamics coefficient, polynomial model, multifactor planning, dynamics.

Brevnov A.A. Use of division of the cleared fluid flow in hydrodynamic filter with the curling of the flow.

The question of ground and calculation of hydrodynamic filter, using a curling of a flow in a working cavity taking into account the division of the cleared fluid flow is considered.

Keywords: the hydrodynamic filter, a flow curling, area of filtration, fluid velocity, equations of Navier-Stokes.

Denischenko P.N. Metal economy ingots rolling schedules.

The analysis of the existent bloom and slab rolling schedules from the ingots in blooming mill department of PC «AISW» in the aspect of metal economy is carried out. The possibility to increase the output of prime yield is presented during elaboration the rolling schedules basing the principle of asymmetrical distributing of drafting out between even and odd passes.

Keywords: bloom, slab, ingot, clipping, output of prime yield.

Ershov V.M. Triboelectric method of control of metal materials.

Experimental results on the application of triboelectric effect for sorting of steel chemical composition and brands.

Keywords: triboelectric effect, metals, steel, sorting by brand.

Yefimova V.G., Pilipenko T.N., Yefimov G.V., Maksuta I.I. Physical and chemical features of wear of refractories in melts.

This article discusses the complex physical and chemical process of corrosion of refractory material with liquid melt. The main factors affecting the intensity of erosion and corrosion.

Keywords: erosion - corrosion effects, refractory materials, diffusion, closed season, lining, resistance to melt metals.

Kozachishen B.A., Kozachishena E.S. Determination of crosspiece spindle strengthening parameters.

Crosspiece spindle strengthening parameters are determined; to raise stub load capacity engineering changes are made. Design calculation is made to confirm crosspiece safety margin increasing.

Keywords: spindle, cross-piece, fork, rolling bearings.

Sotnikov A.L., Rodionov N. A. Balancing lever swinging mechanism of mold caster.

The article considers various ways to balance the swinging mechanism of the crystallizing dish, given characteristics of their strengths and weaknesses, and discusses future prospects for improving the some types of systems of balancing.

Keywords: mold caster, systems of balancing, swinging mechanism.

Dorogoy E.V., Popov G.N. Effect of conical and tilt angle of drum granulator on laws of motion material in its space.

The analysis of the material distribution in the model space of cylindrical and conical granulators with different tilt angles and different opening of the cone was done. Conclusions are made.

Keywords: cylindrical granulator, conical granulator, sintering charge, the distribution of the material.

Protsenko M.Y., Kubersky S.V., Esselbah V.S. Comparative analysis of metal recovery efficiency by deep arc reduction and with the help of ferroalloys.

The major heads of expenditure which occur upon doping the molten metal by the deep-arc recovery method were analyzed and its quite high efficiency comparing to the traditional ferroalloys was proved.

Keywords: deep-arc recovery, silicomanganese slag, manganese, silicon, heads of expenditure, ferroalloys, alloying.

Silaev D.A., Uljanickj V.N., Levchenko E.P., Galich V.A. An increase of efficiency production of agglomerate is by modernization of equipment of growing of agglomerate shallow.

Opportunities and the basic directions of development of a design one a gear crusher are considered with the purpose of improvement of quality of a ready product.

Keywords: production of agglomerate, charge, agglomerate, pie of agglomerate, crushing, crusher, faction.

Kovalenko O. A. Investigation of the tool initial roughness impact, being hardened by electric-spark alloying on wear resistance of stamps tools.

The relationship between the initial and final roughness of tool steel U8 surfaces used for manufacturing of separation stamps was analyzed, which in order to improve wear resistance was covered with hardening cover-

ing using the electric-spark alloying. It is proposed a device for determining the relative wear resistance.

Keywords: separation stamps, wear resistance, surface roughness, microhardness.

CHAPTER “CIVIL ENGINEERING”

Solodyankin A.V., Vigodin M.A., Andronovich E.V., Ruban N.N. Ground of parameters of the designed building taking into account the cross-coupling of foundations.

Article contains research results of change of ground founding the tense-deformed conditions considering the foundations cross-coupling of closely constructed building. Chosen maximum height of the designed building using tile foundation is explained.

Keywords: reconstruction of building, tense-deformed conditions, cross-coupling of foundations.

Ovcharenko V.A. The vertical binding graph buildings.

Shows the graph-analytical method for the vertical construction projects with binding calculation marks depth of the basement floor and the relative importance of the first floor.

Keywords: the vertical binding graph buildings, mark the floor the first floor, depth of the foundation.

Medved I., Belevcova N. The cyclic creep of structural alloys under the influence of deep freezing.

The data of experimental research identifying the influence of deep freezing on the low-cycle fatigue and the cyclic creep of structural alloys in the temperature range 293-77K are listed. The nature of the deformation and fracture of structural alloys under conditions of deep freezing is investigated.

Keywords: structural alloys, deep freezing, low-cycle fatigue, the cyclic creep.

Kirijak K.K. Modeling the landslide slope by finite elements method.

The results of modeling of landslide array using finite element analysis of his condition with the use of steps, the iterative method of calculation. We consider a zone slip, the definition of shear stress, the area of their distribution; identification of the elements of an array of ground exposed to tensile, shear and fracture; modeling of landslide array amplified by the method of jet grouting.

Keywords: landslide, the behavior of the landslide of the array, modeling, finite element method, jet grouting, the sliding domain.

CHAPTER “ELECTRICAL ENGINEERING.RADIOTECHNOLOGY”

Zablodskiy N.N., Filatov M.A., Gritsyuk V.Yu. Experimental research of polifunctional electromechanical transducers with the hollow perforated rotor.

Research of the magnetic field and electric field of eddy currents in PEMT with the hollow perforated rotor. The acceptable concordance of experimental information with information of numeral experiment.

Keywords: polifunctional electromechanical transducer, the perforating rotor, the magnetic induction, eddy currents.

Husev O., Ivanets S., Vinnikov D. Implementation of parallel active power filter in the nonideal power grid.

This paper is devoted to the implementation of a parallel active power filter prototype in nonideal power grids. The control algorithm is described and realized. Simulation and experimental results proved the theoretical prediction. Some guidelines are presented in the conclusion.

Keywords: parallel active power filter, power grid, control system, efficiency.

Zakutnyy O. S. Analysis of the cutting process and the need for correction functions in the software system numerical control.

The results of theoretical investigations are presented, the dependences describing the maximum overshoot of the abrupt change in the relative transmission coefficient of the cutting process by cutting of rolled cut-off saws.

Keywords: system of stabilization of powers of cutting, saw of hot cutting.

Skurjatin Yu. V., Denisevich. N. A. The autonomous voltage inverter possessing electromagnetic compatibility with the load.

In this paper the autonomous voltage inverter with the output filter and zero-overshoot response operating mode is presented. The possibility to provide electromagnetic compatibility of converter and the load is shown.

Keywords: zero-overshoot responses, semiconductor converter, electromagnetic compatibility, inverter.

Zakutnyy O.S., Lopuhov O.S. Performance evaluation and analysis of security information protection system.

The results of theoretical investigations of security analysis information protection systems. The requirements of the indicators and criteria for the effectiveness of information security.

Keywords: system of information protection, information system.

Kobets D.V., Gavrish A.I. The controllable power supply of induction installations.

In this paper the multichannel control system of the semiconductor converter with the coordinates fuzzy analyzer are considered. Modeling results of stationary operating modes of an induction complex are presented.

Keywords: multichannel control system, fuzzy analyzer.

Lamanov S.L., Kobets D.V., Tsodik I.A. Work unit reconciliation and Isolation loads with half-bridge resonant inverter.

The results of the study device coordination and Isolators load resonant inverter with semiconductor frequency converter on thyristors. Consider the effect of parametric coefficients of the scheme on the characteristics of inverter loads.

Keywords: PAKLS, inductive load, isolation, resonant circuit, the load factor.

Didenko V., Polyeno O., Bondarenko O. Mathematical model of MEMS-accelerometer.

The mathematical model of MEMS-accelerometer which allows to simulate the systems measuring the moving parameters, taking into account the dynamic properties of the accelerometer, was obtained. The theoretical investigations with the model were carried out. The transfer function coefficients of the MEMS-accelerometer LIS352AX were calculated.

Keywords: MEMS-accelerometer, a mathematical model, the transfer function, accuracy, frequency response.

Afanasyev A.M., Yeryomina A.V. Analysis of energy efficiency voltage resonant inverter.

On the basis of a simulation model of the voltage resonant inverter are investigated electromagnetic processes and analyzed the effectiveness of the of snubber capacitor parameters, in the synchronous pulse-time method of regulating output power.

Keywords: efficiency, IGBT, voltage resonant inverter, synchronous pulse-time method of control, snubber capacitors.

ТРЕБОВАНИЯ

к рукописям научных статей и порядок их рассмотрения при подготовке к выпуску сборника научных трудов ДонГТУ

Статьи должны представляться в соответствии с требованиями ВАК Украины (Перелік № 1 за 2003г). Сборник научных трудов издается три раза в год. Сборник формирует информационный отдел: 94204, г. Алчевск, пр. Ленина, 16, ДонГТУ, тел/факс (06442) 2-68-87, E-mail: info@dmmti.edu.ua (для редакции сборника научных трудов ДонГТУ), секретарь редакционной коллегии Скомская Светлана Анатольевна.

Сборник содержит следующие разделы: «Разработка полезных ископаемых», «Металлургия», «Строительство», «Электротехника. Радиотехника». Содержание статей должно отвечать новым достижениям науки и техники, их практическому значению, соответствовать технической направленности сборника и представлять интерес для широкого круга специалистов.

В статье должно быть кратко изложено то новое и оригинальное, что разработано авторами, показано преимущество перед аналогами предлагаемых разработок, описаны их особенности и практическая значимость. Результаты работы не должны представляться в виде тезисов.

Ответственность за нарушение авторских прав, за несоблюдение действующих стандартов и за недостоверность приведенных в статье данных полностью несут авторы статьи.

Присланные в редакционную коллегию статьи подвергаются обязательному рецензированию. Редакционная коллегия оставляет за собой право вносить в текст статьи изменения редакционного характера без согласования с авторами.

Рекомендуемое количество авторов статьи до 3-х человек.

Языки предоставления статей: украинский, русский, английский.

СОДЕРЖАНИЕ СТАТЕЙ

Предоставляемые статьи должны иметь следующую структуру:

УДК

УДК на статью присваивает отдел библиографии научной библиотеки ДонГТУ, каб.206.

Аннотация

В аннотации приводятся краткие сведения о статье, объемом 5-10 строк, на трех языках: украинском, русском и отдельным файлом на английском языке с указанием Ф.И.О. авторов, названия статьи, ключевых слов.

Обязательные элементы статьи:

– постановка проблемы в общем виде и ее связь с важными научными и практическими заданиями;

– анализ последних достижений и публикаций, в которых начато решение данной проблемы и на которые опирается автор, выделение нерешенных раньше частей общей проблемы, которым посвящается данная статья;

– формулирование целей статьи (постановка задач);

– представление основного материала исследования с полным обоснованием полученных научных результатов;

– выводы по данному исследованию и перспективы дальнейшего развития данного направления.

– библиографический список должен быть составлен в порядке ссылок на них. Ссылки на литературу в тексте статьи заключаются в квадратные скобки.

За авторами статьи остается право выделения жирным шрифтом названия обязательных элементов статьи.

ТРЕБОВАНИЯ К ОФОРМЛЕНИЮ

1. Текст рукописи статьи от 5 до 10 страниц на белой бумаге формата А4 (210х297 мм) с полями: верхнее, левое, правое, нижнее – 28 мм. Страницы не нумеруются. Рукопись статьи оформляется с применением редактора WinWord (не ниже версии 6.0) шрифтом Times New Roman, размером 14, одинарным интервалом, с переносами, выравниванием по ширине, абзацным отступом 1,27 см.

2. Материалы должны отвечать следующей структурной схеме: УДК, ученая степень, фамилии и инициалы авторов, название организации, города, страны, e-mail автора, название статьи, аннотация на двух языках, после каждой аннотации ключевые слова, основной текст, выводы, библиографический список и отдельным файлом на английском языке - Ф.И.О. авторов, название статьи, аннотация, ключевые слова.

УДК проставляется слева вверху, шрифт полужирный, без абзацного отступа.

Через один интервал – ученая степень, фамилия, инициалы. В круглых скобках – название организации, название города, страны, e-mail автора, через запятую. Шрифт полужирный, курсив, по правому краю.

Через два интервала - название статьи заглавными буквами, выравнивание по центру, шрифт полужирный, без абзацного отступа.

Через один интервал - краткая аннотация на украинском и русском языках, курсивом. После каждой аннотации – ключевые слова, курсивом.

Через один интервал - текст статьи.

3. Рисунки вставляются в текст единым объектом и могут быть представлены:

– *растровыми форматами* – gif, tiff, jpg, bmp и им подобными (качество 200-300 dpi);

– векторными форматами – emf, wmf и другими метаформатами.

Рисунки, выполненные в программах Corel, CAD, Word и др., переводятся в один из описанных выше форматов, предпочтительно векторные.

Графический материал следует располагать непосредственно после текста, в котором он упоминается впервые («...на рисунке...», не допускается «см.», «рис.»), или на следующей странице. Все позиции, обозначенные на рисунке, должны быть объяснены в тексте и нанесены слева направо, сверху вниз. Допускается размещение пояснительных данных под иллюстрацией (подрисуночный текст). Под каждым рисунком (подрисуночным текстом) располагается подпись в формате «Рисунок № – Название» с выравниванием по центру без абзаца. После подписи и перед рисунком оставляется пустой интервал.

4. Абзац содержащий формулы должен иметь следующие параметры: выравнивание по левому краю, без абзаца, интервал перед и после абзаца 14 пт, позиции табуляции – 7,75 см по центру (для расположения формулы) и 15,4 см по правому краю (для расположения номера формулы). Формулы выполняются с помощью редактора формул Microsoft Equation 3, MathType математическим стилем, обычное начертание шрифта (нормальный), со следующими размерами:

Full (обычный)	14 pt
Subscript/Superscript (крупный индекс)	10 pt
Sub-Subscript/Superscript (мелкий индекс)	8 pt
Symbol (крупный символ)	20 pt
Sub-Symbol (мелкий символ)	14 pt

Недопустимо размещение формул в табличном формате.

5. Все таблицы должны иметь название и порядковый номер и располагаться после упоминания по тексту. Название располагается над таблицей.

Каждая таблица должна иметь один интервал перед названием и один после таблицы.

6. Через один интервал от текста статьи – полужирным шрифтом располагается заголовок «Библиографический список». Библиографический список оформляется курсивом и должен быть составлен в порядке упоминания в тексте. Ссылки на литературу заключаются в квадратные скобки.

7. Текст статьи предоставляется на электронном носителе и в печатном виде, сопроводительная документация только в печатном виде.

СОПРОВОДИТЕЛЬНАЯ ДОКУМЕНТАЦИЯ

Рецензия специалистов редакционной коллегии ДонГТУ.

До 70-річчя
проф. ДОРОФЄЄВА ВОЛОДИМИРА МИКОЛАЙОВИЧА



Дорофєєв Володимир Миколайович народився 15.10.1941 року м. Алчевськ Луганської області, громадянин України. У 1963 році закінчив Комунарський гірничо–металургійний інститут (зараз ДонДТУ), здобув кваліфікацію інженер–металург по спеціальності «Металургія чорних металів».

З 1966 року працює в КГМІ на кафедрі металургії чавуну і ТМП. У 1970 році захистив кандидатську дисертацію в Національній металургійній академії України. В 1971 році було присвоєно звання доцента кафедри металургії чавуну і ТМП, а у 1991 році –

звання професора кафедри металургії чорних металів.

Дорофєєв Володимир Миколайович за роки роботи пройшов шлях від асистента до ректора університету. В результаті активної науково–дослідної діяльності опубліковано понад 130 наукових робіт, серед яких 6 навчальних посібників, 25 патентів України, які на протязі багатьох років використовуються із значним економічним ефектом.

Дорофєєв В.М. був (1990–1994 р.) депутатом Верховної Ради України, (1993–1999 р.) віце–президентом спілки ректорів України.

За розробку та впровадження прогресивних схем навчання, плідну наукову та педагогічну діяльність Дорофєєв В.М. нагороджений орде- ном «За заслуги» ІІІ ступеню, йому присвоєно звання «Заслуженого працівника України».

Колектив ДонДТУ вітає
професора В.М. Дорофєєва зі славним 70-річним ювілеєм!

СОДЕРЖАНИЕ

Разработка полезных ископаемых

Окалелов В.Н., Фрумкин Р.А. МЕТОДИКА ОЦЕНКИ ОДНОРОДНОСТИ УСЛОВИЙ ЗАЛЕГАНИЯ УГОЛЬНЫХ ПЛАСТОВ.....	5
Окалелов В.Н. АНАЛИЗ ПРОЕКТНЫХ И ФАКТИЧЕСКИХ СЕТЕЙ ГОРНЫХ ВЫРАБОТОК И ОСНОВНЫХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ РАБОТЫ ШАХТ	10
Антощенко Н.И., Окалелов В.Н., Бубунец Ю.В. О НЕОБХОДИМОСТИ РАЗРАБОТКИ НАУЧНЫХ ОСНОВ ПРОГНОЗА ДИНАМИКИ ГАЗОВЫДЕЛЕНИЯ ИЗ СБЛИЖЕННЫХ УГОЛЬНЫХ ПЛАСТОВ.....	19
Окалелов В.Н., Павлов В.И. АПРИОРНЫЙ АНАЛИЗ ФАКТОРОВ, УЧИТЫВАЕМЫХ ПРИ ОПТИМИЗАЦИИ СЕТЕЙ ГОРНЫХ ВЫРАБОТОК.....	27
Должиков П.Н., Палейчук Н.Н. ОБОСНОВАНИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ВЫРАБОТОК В ЗОНАХ ИНТЕНСИВНОЙ ТРЕЩИНОВАТОСТИ ЧИСЛЕННЫМИ МЕТОДАМИ	33
Антощенко Н.И., Окалелов В.Н., Кулакова С.И. МЕХАНИЗМ ФОРМИРОВАНИЯ ГАЗОВЫДЕЛЕНИЯ В СКВАЖИНЫ ПРИ ОТХОДЕ ОЧИСТНОГО ЗАБОЯ ОТ РАЗРЕЗНОЙ ВЫРАБОТКИ	44
Окалелов В.Н., Фрумкин Р.А., Бубунец Ю.В. ПРОГНОЗИРОВАНИЕ МЕТАНООБИЛЬНОСТИ ОЧИСТНЫХ ЗАБОЕВ	55
Фрумкин Р.А., Чепурной Д.С. ПРОБЛЕМЫ ЭФФЕКТИВНОСТИ И БЕЗОПАСНОСТИ ВЕДЕНИЯ ГОРНЫХ РАБОТ НА УГОЛЬНЫХ ШАХТАХ	60

Кирияев П. Н., Аверин Г. А., Доценко О. Г. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ЗАВИСИМОСТИ ИЗМЕНЕНИЯ МОДУЛЯ ДЕФОРМАЦИИ ОБРУШЕННЫХ ПОРОД КРОВЛИ ВО ВРЕМЕНИ ПРИ РАЗЛИЧНЫХ СКОРОСТЯХ ПОДВИГАНИЯ ОЧИСТНОГО ЗАБОЯ.....	67
Шульгин П.Н., Заев В.В., Распопина В.В. ЛАБОРАТОРНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ЗОНЫ ГОРЕНИЯ УГОЛЬНОГО ПЛАСТА МЕТОДОМ ЭЛЕКТРОГИДРОДИНАМИЧЕСКИХ АНАЛОГИЙ.....	70
Гапеев С.Н., Старотиторов И.Ю. ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ СТРУКТУРНО- НЕОДНОРОДНЫХ ГОРНЫХ ПОРОД В УСЛОВИЯХ КОНТРОЛИРУЕМОГО РАЗРУШЕНИЯ	77
Мусяенко В.Н. ОБОСНОВАНИЕ МЕХАНИЗМА ЛОБОВОГО АЭРОДИНАМИЧЕСКОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ В ГОРНЫХ ВЫРАБОТКАХ	88

Металлургия

Новохатский А.М., Карпов А.В. РАСПРЕДЕЛЕНИЕ АНТРАЦИТА НА КОЛОШНИКЕ ДОМЕННОЙ ПЕЧИ ПРИ РАЗЛИЧНЫХ СИСТЕМАХ ЗАГРУЗКИ.....	101
Петрушов С.Н., Русанов И.Ф., Масляков Е.С. ИССЛЕДОВАНИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТЕЙ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ УГОЛЬНОЙ ПЫЛИ ПО СЕЧЕНИЮ СТРУИ ВОЗДУХА В ЗАЖИГАТЕЛЬНОМ ГОРНЕ АГЛОМАШИНЫ	108
Смирнов А.Н., Шутов И.В., Спиридонов Д.В., Куберский С.В., Смирнов Е.Н. ОЦЕНКА ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ РАФИНИРОВАННОЙ МЕДИ КАК МАТЕРИАЛА ДЛЯ РАБОЧИХ СТЕНОК КРИСТАЛЛИЗАТОРОВ МНЛЗ.....	114
Григорьев С.М., Петрищев А.С. СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ МЕТОДА ОПРЕДЕЛЕНИЯ СТЕПЕНИ ВОССТАНОВЛЕНИЯ ВАНАДИЙСОДЕРЖАЩЕГО ОКСИДНОГО СЫРЬЯ	123

Сатонин А.В., Боровик П.В., Петров П.А., Стриченко С.М. ИССЛЕДОВАНИЕ ЭНЕРГОСИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА ПОПЕРЕЧНОГО РАЗДЕЛЕНИЯ НЕПРЕРЫВНОЛИТЫХ СОРТОВЫХ ЗАГОТОВОК НА НОЖНИЦАХ.....	131
Чебан В.Г. О СКОРОСТНОМ РЕЖИМЕ ЖИДКОСТИ В НАПОРНОМ ПОЛУКОЛЬЦЕВОМ КАНАЛЕ ОЧИСТИТЕЛЯ С КРУГОВЫМИ ЦИЛИНДРАМИ	138
Левченко О.А. МОДЕЛИРОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ПАРАМЕТРОВ РАБОТЫ ОДНОВАЛКОВОЙ ЗУБЧАТОЙ ДРОБИЛКИ НА КОЭФФИЦИЕНТ ДИНАМИЧНОСТИ.....	149
Бревнов А.А. ИСПОЛЬЗОВАНИЕ РАЗДЕЛЕНИЯ ПОТОКА ОЧИЩЕННОЙ ЖИДКОСТИ В ГИДРОДИНАМИЧЕСКОМ ФИЛЬТРЕ С ЗАКРУТКОЙ ПОТОКА	157
Денищенко П.Н. МЕТАЛЛОСБЕРЕГАЮЩИЕ РЕЖИМЫ ПРОКАТКИ СЛИТКОВ.....	164
Ершов В.М. ТРИБОЭЛЕКТРИЧЕСКИЙ МЕТОД КОНТРОЛЯ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ	173
Ефимова В.Г., Пилипенко Т.Н., Ефимов Г.В., Максютa И.И. ФИЗИКО - ХИМИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ИЗНОСА ОГНЕУПОРОВ В РАСПЛАВАХ СТАЛЕЙ.....	181
Козачишен В.А., Козачишена Е.С. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПРОЧНОСТНЫХ ПАРАМЕТРОВ КРЕСТОВИНЫ ШПИНДЕЛЯ.....	188
Сотніков О.Л., Родіонов М.О. ВРІВНОВАЖУВАННЯ МЕХАНІЗМУ ХИТАННЯ КРИСТАЛІЗАТОРА МБЛЗ.....	192
Дорогой Е.В., Попов Г.Н. ВЛИЯНИЕ КОНУСНОСТИ И УГЛА НАКЛОНА ОКОМКОВАТЕЛЯ НА ЗАКОНОМЕРНОСТЬ ДВИЖЕНИЯ МАТЕРИАЛА В ЕГО ПРОСТРАНСТВЕ	202

Проценко М.Ю., Куберский С.В., Эссельбах В.С. СРАВНЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ЛЕГИРОВАНИЯ МЕТАЛЛА ФЕРРОСПЛАВАМИ И МЕТОДОМ ДУГОВОГО ГЛУБИННОГО ВОССТАНОВЛЕНИЯ.....	211
--	-----

Сілаєв Д. А., Ульяницький В.Н., Левченко Э. П., Галич В. А. ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ АГЛОВИРОБНИЦТВА ШЛЯХОМ МОДЕРНІЗАЦІЇ УСТАТКУВАННЯ ПОДРІБНЕННЯ АГЛОМЕРАТУ	221
--	-----

Коваленко О. А. ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ИСХОДНОЙ ШЕРОХОВАТОСТИ ИНСТРУМЕНТА, УПРОЧНЯЕМОГО ЭЛЕКТРОИСКРОВЫМ ЛЕГИРОВАНИЕМ НА ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ ШТАМПОВОГО ИНСТРУМЕНТА	228
--	-----

Строительство

Солодянкин А.В., Выгодин М.А., Андронович Е.В., Рубан Н.Н. ОБОСНОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ПРОЕКТИРУЕМОГО ЗДАНИЯ С УЧЕТОМ ВЗАИМНОГО ВЛИЯНИЯ ФУНДАМЕНТОВ	237
---	-----

Овчаренко В.А. ВЕРТИКАЛЬНАЯ ПРИВЯЗКА ЗДАНИЙ	248
--	-----

Медведь И.И., Белевцова Н.Л. ЦИКЛИЧЕСКАЯ ПОЛЗУЧЕСТЬ КОНСТРУКЦИОННЫХ СПЛАВОВ ПРИ ГЛУБОКОМ ОХЛАЖДЕНИИ	252
---	-----

Кириак К.К. МОДЕЛИРОВАНИЕ ОПОЛЗНЕВОГО СКЛОНА МЕТОДОМ КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ	257
---	-----

Электротехника. Радиотехника

Заблодский Н.Н., Филатов М.А., Грицюк В.Ю. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПОЛИФУНКЦИОНАЛЬНЫХ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ С ПОЛЫМ ПЕРФОРИРОВАННЫМ РОТОРОМ	269
---	-----

Husev O., Ivanets S., Vinnikov D. IMPLEMENTATION OF PARALLEL ACTIVE POWER FILTER IN THE NONIDEAL POWER GRID.	275
---	-----

Закутний А.С. АНАЛИЗ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ И НЕОБХОДИМОСТЬ ФУНКЦИИ КОРРЕКЦИИ В ПРОГРАММНОМ ОБЕСПЕЧЕНИИ СИСТЕМЫ ЧИСЛОВОГО ПРОГРАММНОГО УПРАВЛЕНИЯ	285
Скuryтин Ю.В., Денисевич Н.А. АВТОНОМНЫЙ ИНВЕРТОР НАПРЯЖЕНИЯ ЭЛЕКТРОМАГНИТНО СОВМЕСТИМЫЙ С НАГРУЗКОЙ.....	293
Закутний А.С., Лопухов А.С. ОЦЕНКА ЭФФЕКТИВНОСТИ И АНАЛИЗ ЗАЩИЩЕННОСТИ СИСТЕМ ЗАЩИТЫ ИНФОРМАЦИИ	302
Кобец Д.В., Гавриш А.И. РЕГУЛИРУЕМЫЙ ИСТОЧНИК ПИТАНИЯ ИНДУКЦИОННЫХ УСТАНОВОК	310
Ламанов С.Л., Кобец Д.В., Цодик И.А. РАБОТА УСТРОЙСТВА СОГЛАСОВАНИЯ И ГАЛЬВАНИЧЕСКОЙ РАЗВЯЗКИ НАГРУЗКИ С ПОЛУМОСТОВЫМ РЕЗОНАНСНЫМ ИНВЕРТОРОМ	318
Диденко В.А., Полено А.Н., Бондаренко А.Ф. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ MEMS-АКСЕЛЕРОМЕТРА...	325
Афанасьев А.М., Еремина А.В. АНАЛИЗ ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОСТИ РЕЗОНАНСНОГО ИНВЕРТОРА НАПРЯЖЕНИЯ	334
ABSTRACTING	343
ТРЕБОВАНИЯ к рукописям научных статей и порядок их рассмотрения при подготовке к выпуску сборника научных трудов ДонГТУ	352
До 70-річчя проф. Дорофєєва Володимира Миколайовича	355

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

ЗБІРНИК НАУКОВИХ ПРАЦЬ ДОНБАСЬКОГО ДЕРЖАВНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ

Випуск 35

Головний редактор

Заблодський М.М. – докт. техн. наук

Редакційна колегія:

С.М. Петрушов – докт. техн. наук,
О.М. Новохатський – докт. техн. наук,
Г.Г. Литвинський – докт. техн. наук,
Р.А. Фрумкін – докт. техн. наук,
Г.В. Бабіюк – докт. техн. наук,
Г.І. Гайко – докт. техн. наук,
М.К. Клішин – докт. техн. наук,
А.П. Борзих - докт. техн. наук,
П.М. Должиков - докт. техн. наук,
З.Л. Фінкельштейн – докт. техн. наук,
В.Д. Лущик – докт. техн. наук,
С.В. Корнєєв – докт. техн. наук,
В.О. Ульшин – докт. техн. наук,
О.І. Давиденко – докт. техн. наук,
Г.Я. Дрозд – докт. техн. наук,
В.Н. Ульяницький – канд. техн. наук,
Ю.Е. Паеранд – канд. техн. наук,
С.А. Скомська – секретар редакційної колегії

(українською, російською та англійською мовами)

Комп'ютерна верстка Н.Б. Трофімова

Підп. до друку . Формат 60×84¹/₁₆. Папір офс.
Друк RISO. Ум.друк.арк . Зам. № . 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