

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

СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

Выпуск 37

**ДОНБАССКОГО
ГОСУДАРСТВЕННОГО
ТЕХНИЧЕСКОГО
УНИВЕРСИТЕТА**

Алчевск 2012

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ,
МОЛОДЕЖИ И СПОРТА УКРАИНЫ

**СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ
ДОНБАССКОГО ГОСУДАРСТВЕННОГО
ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА**

Выпуск 37

Алчевск
2012

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 № 6 от 07.07.2012г.)*

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. Паэранд – канд. техн. наук,
С.А. Скомская – секретарь редакционной коллегии**

**Сборник научных трудов Донбасского государственного
технического университета. Вып. 37 – Алчевск: ДонГТУ, 2012 – 388 с.**

ISSN 2077-1738

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

Для научных сотрудников, аспирантов, студентов высших учебных заведений.

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

ББК Ия 54 + КЗя54 + Ня 54

ISSN 2077-1738

© ДонГТУ, 2012

© дизайн обложки, Н.В. Чернышова, 2009

Адрес электронной почты: info@dmmti.edu.ua

**РАЗРАБОТКА
ПОЛЕЗНЫХ
ИСКОПАЕМЫХ**

*докт. техн. наук, проф. Литвинский Г.Г.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина, ligag@ua.ru)*

ГОРНОЕ ДАВЛЕНИЕ НА МАЛЫХ И БОЛЬШИХ ГЛУБИНАХ РАЗРАБОТКИ

Запропоновано новий критерій руйнування порід навколо виробок. Узагальнено поняття оптимальної форми виробки. Сформульовано головне технічне протиріччя гірничої геомеханіки і фундаментальні закономірності гірського тиску, розроблено його нову класифікацію на «малих» і «великих» глибинах розробки.

Ключові слова: *гірнича виробка, гірський тиск, критерії та фундаментальні закономірності, гірнича геомеханіка, класифікація, глибини розробки*

Предложен новый критерий разрушения пород вокруг выработок. Обобщено понятие оптимальной формы выработки. Сформулировано главное техническое противоречие горной геомеханики и фундаментальные закономерности горного давления, разработана его новая классификация на «малых» и «больших» глубинах разработки.

Ключевые слова: *горная выработка, горное давление, критерии и фундаментальные закономерности, горная геомеханика, классификация, глубины разработки.*

1. Введение.

Опасные обрушения пород в горных выработках, которые ранее нередко сопровождалась гибелью горняков, заставили горных практиков и учёных глубоко изучать проявления горного давления и создавать методы его расчёта и прогноза. Опыт подземных работ и анализ обрушений пород показал, что вокруг выработки образуются и растут зоны ослабленных и разрушенных пород, которые разрушают крепь горных выработок. Уже в середине XIX в., когда глубины разработки были невелики (до 200-300 м), возобладала точка зрения, что зоны обрушения приобретают устойчивую форму, и их стали называть сводами естественного равновесия (далее СЕР). Учёные по-разному пытались предугадать свойства сводов обрушения и возможную нагрузку на крепь со стороны разрушенных пород.

Научно обоснованные гипотезы о горном давлении стали появляться в разных странах с середины XIX в. Вначале, когда выработки

были вблизи поверхности, полагали, что на крепь давит полный вес столба породы над ней. Шульц (1867) рассматривал пласт породы в кровле выработки как изгибающуюся балку. В. Риттер (1879) определял уравнение кривой свода оторвавшихся от массива пород, давящего на крепь под собственным весом. Греггер (1881) пытался определить давление на крепь по излому установленной крепи. Энгессер (1882) на основе лабораторного моделирования сводообразования в сыпучих телах определил условия образования сводов, считая их форму параболической; Фейоль (1885) провёл лабораторные опыты и шахтные наблюдения за изгибом и расслоением пластов на различном удалении от кровли. Биргбаумер (1892) предполагал, что на крепь выработки давит вес жёсткого столба пород над выработкой, который частично удерживается боковыми силами трения. Манцель (1894) показал наличие в породном массиве значительных напряжений, способных разрушить любую крепь. Янсен (1895) решил дифференциальное уравнение равновесия сыпучего в силосе с учётом боковых распорных напряжений, что позволило это решение обобщить на горные выработки. Коммерель (1912) считал, что своды имеют параболическую форму и их высоту следует определять по прогибу кровли выработки. Наконец, наш отечественный учёный проф. Протоdjяконов М.М. (1908) предложил свою гипотезу и расчётный метод определения высоты параболического свода над выработкой и давления его на крепь [1]. Исследования горного давления интенсивно проводились в XX веке и даже сейчас они ещё далеки от своего завершения [2].

В настоящее время в отечественной проектной практике расчёта горного давления возобладал упрощённый, главным образом эмпирический подход, типичным представителем которого стал нормативный документ по проектированию подземных горных выработок [3]. Он разработан в 1980 гг. и используется горными организациями с некоторыми несущественными коррективами вплоть до настоящего времени [4]. Основным достоинством этих документов является предельная простота и доступность использования, минимальная потребность в исходных данных, низкий уровень требований к квалификации проектировщика. В целом все расчёты используют в основном эмпирические соотношения и соответствуют началу, а не концу XX в.

Такие упрощённые оценки проявлений горного давления (ПГД), вызваны отсутствием должной лабораторной и теоретической базы и явно устарели. Ведение горных работ в сложных горно-геологических условиях (ГГУ) на всё больших глубинах вскрыл научную несостоятельность существующих подходов и поставил задачу их кардинального изменения.

Особенно важно установить основные закономерности, которым подчиняются **процессы** деформирования и разрушения пород, т.е. следует перейти от рассмотрения статической картины равновесия пород над выработкой к исследованию развития горного давления вокруг выработки во времени, т.е. изучению направленности процессов разрушения и деформирования пород вокруг подземного объекта.

Цель данной работы – выявить основные закономерности проявлений горного давления, действующие на малых и больших глубинах разработки. Предмет исследования – формы ПГД, объект исследования – горные выработки. Основной задачей работы является изучение законов ПГД на малых и больших глубинах разработки

Закономерности развития ПГД должны обладать достаточной общностью для охвата всего многообразия ПГД и, в то же время, информативностью и конкретностью с целью обоснования расчётных схем и области их применения. Основываясь на этих базовых требованиях можно, без опасения совершить критическую ошибку, развивать расчётные методы прогнозирования горного давления.

2. Об оптимальной форме выработки

Без понятия оптимальной формы выработки затруднительно оценить развитие в ней горного давления. Под **оптимальной формой** выработки ранее понимали такую её форму, при которой достигается равномерная концентрация напряжений на её породном контуре, что приводит к равновероятности его разрушения.

Для адекватного описания разрушения пород вокруг выработки нами [5] предложен удобный безразмерный параметр – **локальный нормированный критерий разрушения** (ЛНКР) ω^* , позволяющий сопоставлять действующие напряжения с прочностью пород в рассматриваемой точке массива:

$$\omega^* = F(\sigma_{ij}) / F(\sigma_{ij}; c_{ij}), \quad (1)$$

где $F(\sigma_{ij})$ – функция действующего тензора напряжений в данной точке массива, Па;

$F(\sigma_{ij}; c_{ij})$ – функция, вычисляемая в соответствии с теорией прочности пород [6], зависит от тензора действующих напряжений σ_{ij} и параметров прочности c_{ij} (от когезий отрыва σ_0 и сдвига τ_0 , коэффициента хрупкости α).

Критерий ЛНКР ω^* показывает, насколько напряжённое состояние соотносится с прочностью пород и позволяет удобно описать целый ряд важных состояний породы при действии на неё напряжений различных знаков (табл. 1).

Таблица 1 – Поведение пород при разном значении критерия ЛНКР

ЛНКР	Особенности разрушения пород
$-1 < \omega^* < 1$	отсутствует (породный контур устойчив)
$1 \leq \omega_+^*$	от сжатия по механизму сдвига
$\omega_-^* \leq -1$	от растяжения бегущими трещинами отрыва

Оптимальная форма выработки в однородных породах – это, согласно теории, эллипс со строго заданным соотношением горизонтальной a и вертикальной b полуосей:

$$\left(\frac{a}{b}\right)_{opt} = \lambda; \quad \lambda = \frac{p_2}{p_1}, \quad (2)$$

где λ – **коэффициент бокового распора**, равный отношению минимальной p_2 к максимальной (часто вертикальной) p_1 компонент исходного поля напряжений горного массива.

Таким образом, исходное напряжённое состояние массива, которое задают с помощью коэффициента бокового распора λ , диктует нам ту форму выработки, при которой она будет наиболее устойчивой. Только в этом случае в разных точках контура эллиптической выработки по всему её периметру тангенциальные напряжения одинаковы и равны:

$$\sigma_\theta = p_1(1 + \lambda). \quad (3)$$

Используя введённое понятие локального нормированного критерия разрушения (ЛНКР) на контуре выработки, мы предлагаем более **общее условие оптимальности формы** выработки, а именно – на всём контуре выработки должно соблюдаться постоянство критерия ЛНКР $\omega^* = Const$. Это важно для случая, когда прочность пород в кровле σ_c^{kp} и боках σ_c^b существенно различается и вместо равенства (2) получим новое соотношение для оптимальной формы выработки:

$$\left(\frac{a}{b}\right)_{opt} = \sqrt{\frac{S_{\bar{\sigma}}}{\lambda} + \frac{(S_{\bar{\sigma}} + 1)^2(1 - \lambda)^2}{16\lambda^2}} - \frac{(S_{\bar{\sigma}} + 1)(1 - \lambda)}{4\lambda}, \quad (4)$$

где $S_{\bar{\sigma}}$ – соотношение прочности пород в кровле и боках выработки, $S_{\bar{\sigma}} = [\sigma_c^{kp}] / [\sigma_c^{\bar{\sigma}}]$.

Если прочность пород в кровле меньше, чем в боках ($S_{\bar{\sigma}} < 1$), то выработке следует придать более «приземистую» оптимальную форму и наоборот. Возможен ещё один случай, когда на контуре выработки различается прочность в кровле σ_c^{kp} и почве σ_c^n выработки, а прочность в боках $\sigma_c^{\bar{\sigma}}$ принимает промежуточное значение. Тогда получим при соблюдении условия равенства на контуре ЛНКР $\omega_{kp}^* = \omega_n^*$ разные полуоси эллипсов для кровли и почвы, а оптимальная выработка приобретёт овальную форму, более вытянутую в сторону меньшей прочности либо вверх (рис. 1), либо вниз. Если залегание пластов наклонное, то ранее вертикальная ось оптимальной формы выработки вследствие прочностной анизотропии будет ориентирована по нормали к напластованию пород.

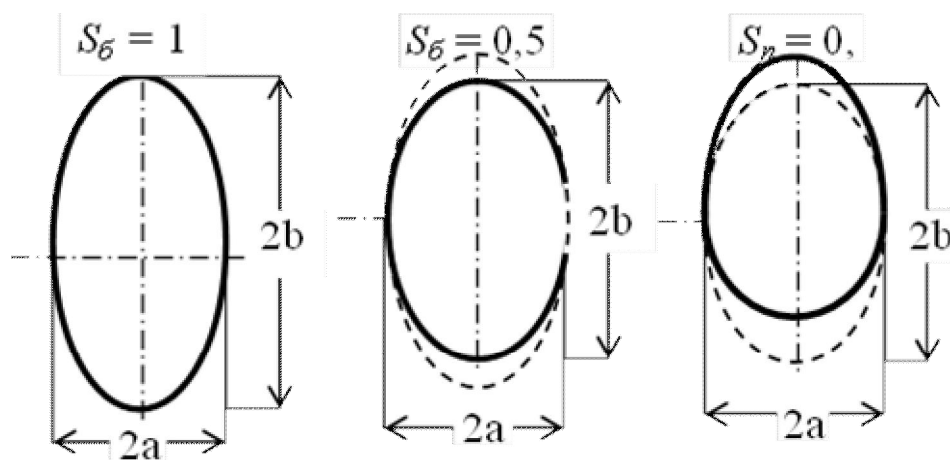


Рисунок 1 – Оптимальная форма выработки при разных соотношениях прочности пород в кровле и боках $S_{\bar{\sigma}}$, S_n , и $\lambda = 0,5$

3 Главное техническое противоречие горной геомеханики

Понятие оптимальной формы горной выработки является важным **критерием оценки развития** проявлений горного давления, который в наиболее простом виде можно сформулировать так: если разрушение пород приближает новый контур выработки к оптимальной форме, то устойчивость выработки по мере её формоизменения повышается, в противном случае – снижается.

Поскольку в большинстве горнопромышленных регионов $\lambda < 1$, то оказывается, что оптимальная форма выработки с позиций теории должна иметь соотношение размеров $(a/b)_{opt} = \lambda < 1$, т. е. ширина должна быть меньше, чем высота $a < b$. Такая выработка должна быть «узкой и высокой». В то же время технологические и функциональные требования к выработке, вытекающие из необходимости размещения оборудования и полезного использования сечения, – однозначны: выработка должна быть «низкой и широкой», т.е. $(a/b) > 1$.

ГЛАВНОЕ ТЕХНИЧЕСКОЕ ПРОТИВОРЕЧИЕ:	требования геомеханики → $(a/b)_{opt} = \lambda < 1$
	требования технологии → $(a/b) > 1 \neq \lambda$

Таким образом, требования практики и теории геомеханики к форме выработки являются взаимно исключающими. В этом состоит смысл **главного технического противоречия** горной геомеханики.

Пока горные работы велись на относительно небольших глубинах (до 300...400 м) и в сравнительно благоприятных ГГУ, интенсивность ПГД была низкой, и нарушение закона оптимальности формы выработки не приводило к резкому ухудшению её устойчивости. Но затем, по мере перехода на большие глубины, устойчивость многих выработок стала катастрофически низкой, а расходы на ремонты и перекрепления – чрезмерными. Решение этой проблемы оказалось невозможным в рамках старых представлений о ПГД¹.

Зададим кардинальный вопрос: как и когда меняется форма выработки при разрушении породного контура, удаляется ли она от оптимальной (4) или приближается?

Основываясь на экспериментальных данных и теоретических исследованиях, нами установлен **обобщённый закон перераспределения напряжений** на контуре выработки: если его кривизна при разрушении пород увеличивается, то напряжения здесь возрастают, а при уменьшении кривизны контура – снижаются вплоть до появления растягивающих напряжений (правило знаков: сжатие – плюс, растяжение – минус). Этот обобщённый закон позволил впервые обосновать **фундаментальные закономерности**, которым подчиняются все известные формы ПГД.

4 Фундаментальные закономерности развития ПГД

Фундаментальные закономерности (ФЗ) рассматривают не статическое равновесие пород, как это делалось ранее, а развитие (кинетику)

¹ Проблема была решена в 70-х гг. прошлого века в ДонГТУ (способ АРПУ и др.)

процессов разрушения пород, учитывают особенности формоизменения контура, т.е. отвечают на вопрос – как проходит разрушение пород вокруг выработки. Формулировки ФЗ таковы:

Первая фундаментальная закономерность (ФЗ-I): при разрушении породного контура от растяжения форма выработки приближается к оптимальной, критерий ЛНКР ω_-^* уменьшается, концентрация напряжений вокруг выработки снижается, скорость движения фронта хрупкого разрушения асимптотически стремится к нулю, разрушение затухает, а контур разрушенных пород приобретает устойчивую форму в виде *свода естественного равновесия* (рис. 2а).

Если выработка надлежащим образом закреплена, то в условиях **ФЗ-I** на крепь выработки оказывают давление породы, заключённые в своде естественного равновесия (СЕР). Крепь работает в режиме заданных нагрузок, которые не зависят от деформационных показателей крепи (от податливости). Поэтому при СЕР можно использовать крепи самых разнообразных конструкций и режимов работы – нагрузки на них со стороны СЕР будут одинаковы. На рис. 2а показан общий случай возникновения СЕР в кровле и (или) в почве выработки 1, своды формируются бегущими трещинами разрыва.

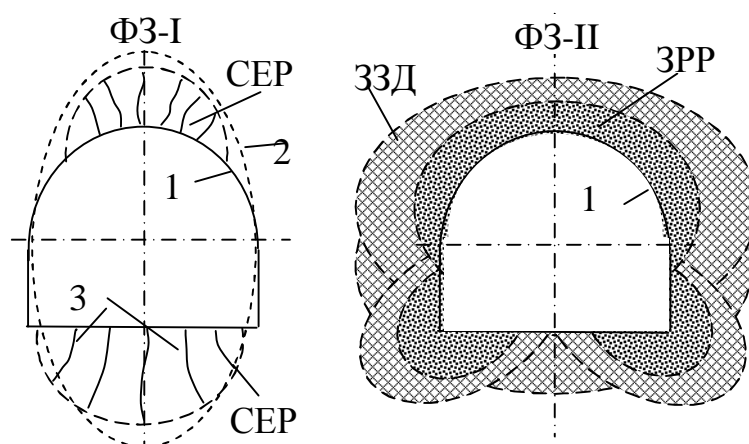


Рисунок 2 – Горное давление в условиях первой (ФЗ-I) и второй (ФЗ-II) фундаментальных закономерностей

Вторая фундаментальная закономерность (ФЗ-II): при разрушении пород от сжатия их концентрация на фронте разрушения повышается, критерий ЛНКР ω_+^* возрастает, новый контур выработки удаляется от оптимальной формы, его устойчивость снижается, скорость разрушения растёт, что ведёт к «завалу» выработки породой или, при наличии крепи достаточного отпора, формированию *зоны запредельных деформаций* (ЗЗД).

Зона запредельных деформаций (ЗЗД) переходит в зону «руинного» разрушения (ЗРР), зоны нелинейно взаимодействуют с крепью (рис. 2б). Нагрузка на крепь q здесь существенно зависит от времени и условий её возведения, а также деформационно-силовых характеристик (ДСХ) конструкции, что резко усложняет прогноз горного давления.

Поэтому для характеристики крепи следует использовать понятие «жѐсткость конструкции» E_k , т.е. степень роста отпора крепи q на единицу её податливости U в виде частной производной от деформационно-силовой характеристики крепи $q = f(u)$:

$$E_k = \frac{\partial q}{\partial U} \approx \frac{\Delta q}{\Delta U}; \frac{kPa}{м} . \quad (5)$$

У идеально податливых крепей $E_k=0$, у «идеально» жѐстких $E_k \rightarrow \infty$. Чем больше жѐсткость конструкции крепи E_k , тем выше нагрузка q на неё со стороны массива, тем меньше смещения U пород внутрь выработки.

Исследование и раскрытие этих закономерностей в различных условиях и составляет предмет изучения механики подземных сооружений. Отметим, что определение параметров взаимодействия зон ЗЗД и ЗРР с крепью относится к самым сложным проблемам геомеханики, которые до сих пор не нашли своего удовлетворительного решения.

В таблице 2 приведены оценки границ условий реализации ПГД на разных глубинах

Таблица 2 – Особенности реализации ПГД на условно «малых» и «больших» глубинах

Влияние основных факторов на ПГД	Фундаментальные закономерности	
	ФЗ–I	ФЗ–II
Коэффициент бокового распора массива λ	$< 0,3...0,5$	$> 0,3...0,5$
Критерий ЛНКР ω^*	$\omega_-^* < -1$	$\omega_+^* > 1$
Тип разрушения пород вокруг выработки	от растяжения	от сжатия
Форма проявлений горного давления	СЕР	ЗЗД + ЗРР
Условное название глубин разработки	«малые»	«большие»

В терминах **ФЗ** ПГД находят своё объяснение понятия «малые» и «большие» глубины разработки. Теперь эти термины обретают вполне

конкретное значение. В таблице 2 приведены основные параметры, обуславливающие особенности ПГД на «малых» и «больших» глубинах: коэффициент бокового распора λ , критерий ЛНКР ω^* – именно они «диктуют», какие закономерности ПГД станут определяющими для устойчивости горной выработки.

5. Анализ влияния глубины разработки H на ПГД

Понятия «малая» и «большая» глубина H не следует понимать буквально. Так, глубина 300 м в условиях объединения «Павлоградуголь» будет считаться «большой» $\omega_+^* > 1$, а 1000 м в «Ровенькиантрацит» может быть «малой», в зависимости от значения критерия ЛНКР ω^* .

Проанализируем особенности проявлений ПГД на условно «малых» и «больших» глубинах разработки. Будем искать искомые зависимости давления q на крепь со стороны горного массива и смещений U пород в выработку при разрушении пород окружающего массива (табл. 3) в виде:

$$\begin{aligned} q &= q(H; [\sigma]; r_0; U; \dots) \\ U &= U(H; [\sigma]; r_0; q; \dots) \end{aligned} \quad (6)$$

где $[\sigma]$ – предел прочности пород, Па;

r_0 – характерный размер выработки, м.

В таблице 3 приведены оценки основных зависимостей, характеризующих ПГД в выработке при реализации **I** или **II–ФЗ**, т.е. в «обычных» и «сложных» горно-геологических условиях.

Таблица 3 – Законы изменения параметров ПГД q и U на «малых» (**ФЗ–I**) и «больших» (**ФЗ–II**) глубинах разработки

Фундаментальные закономерности ПГД	Зависимость $\partial q / \partial X_k$ нагрузки на крепь q от фактора X_k				Зависимость $\partial U / \partial X_k$ смещений U пород от фактора X_k			
	H	$[\sigma_p]$	r_0	U	H	$[\sigma_c]$	r_0	q
ФЗ–I ; $\omega_-^* < -1$ $\lambda < 0,3 \dots 0,5$	≈ 0	≤ 0	> 0	≈ 0	≈ 0	≈ 0	> 0	≈ 0
ФЗ–II ; $\omega_+^* > 1$ $\lambda > 0,3 \dots 0,5$	$\gg 0$	$= 0$	$= 0$	$\ll 0$	$\gg 0$	$\ll 0$	≈ 0	< 0

Здесь анализ «малых и больших» глубин проведён с помощью коэффициентов влияния, т.е. с использованием частных производных. Последние показывают, как быстро изменяется исследуемый показатель горного давления, - нагрузка на крепь q и смещения пород U , - при изменении остальных влияющих факторов $X_k = (H, [\sigma_p], r_0, U)$. Так, если возьмём соотношение в первом столбце таблицы для **ФЗ–II** $\partial q / \partial X_k = \partial q / \partial H \gg 0$, то из него следует, что нагрузка на крепь q резко увеличивается при возрастании глубины разработки H . Здесь же показаны зависимости q и U от наиболее важных влияющих факторов X_k ($k \in 1...4$) в виде оценки знака и величины их частных производных $\partial q / \partial X_k$ и $\partial U / \partial X_k$ по каждому из факторов. Если зависимость по данному параметру ≈ 0 или $= 0$, то его роль незначительна или равна нулю, если ≤ 0 или $\ll 0$ – то изучаемый параметр существенно снижает q или U , знак $\gg 0$ – наоборот.

Как видно из таблицы 3, особенности проявлений горного давления ПГД на «малых» (**ФЗ–I**) и «больших» (**ФЗ–II**) глубинах прямо противоположны. На «малых» глубинах ПГД не зависит от глубины H и прочности пород на сжатие $[\sigma_c]$, зато заметно влияют на ПГД размер выработки r_0 и прочность на растяжение $[\sigma_p]$. Режим работы крепи (податливый или жёсткий) – незначителен, поскольку отпор крепи не влияет на смещения пород $\partial U / \partial q \cong 0$.

Напротив, на «больших» глубинах ПГД сильно зависит от глубины H и прочности пород на сжатие $[\sigma_c]$, тогда как размер выработки r_0 и прочность на растяжение $[\sigma_p]$ незначительны. Особенно важно, что в этих условиях отпор крепи q во многом зависит от смещений пород $\partial q / \partial U \ll 0$, что требует применения податливых, а не жёстких конструкций крепи.

Важные соотношения, отражённые в таблице 3, показывают ошибочность попыток многих горняков использовать свой опыт, полученный на «малых» глубинах, где действует **ФЗ–I**, в условиях «больших» глубин, т.е. при **ФЗ–II**, когда необходимо принятие во многом иных инженерных решений по управлению ПГД.

Столь разительные отличия в поведении массива вокруг выработки на «малых» и «больших» глубинах разработки, с одной стороны, позволяют объяснить причины резкого снижения устойчивости выработок при увеличении глубины, а с другой – показывают, что устранять ПГД на «больших» глубинах следует с использованием качественно новых способов, направленных не только на удержание разрушенных пород

крепью, но и на изменение главных влияющих факторов – напряжённого состояния пород и их прочности.

6 Новая классификация проявлений горного давления

Поскольку большинство существующих классификаций ПГД основано на рассмотрении, как правило, только одной из множества возможных его форм, и то лишь в статике, они не вполне способны адекватно отражать сложные процессы изменения устойчивости выработки.

Какие же требования следует предъявить к методу прогноза и классификации ПГД? К сожалению, формулировке таких требований до сих пор не уделялось внимания. Теперь можно, исходя из современных представлений о физико-механических процессах, происходящих в массиве горных пород, эти требования сформулировать.

Итак, метод прогноза ПГД должен:

- исходить из чётко поставленной расчётной схемы задачи, основанной на **физически обоснованной** механической модели процессов деформирования и разрушения массива горных пород в окрестности выработки;
- учитывать особенности **исходного** напряжённо-деформированного состояния (НДС) массива горных пород, а также его аномалии, возникающие при ведении горных работ;
- рассматривать ПГД не как статический феномен конечного равновесия пород вокруг выработки, а как **процесс разрушения** пород, последовательно развивающийся во времени и способный «ветвиться», т. е. менять направление своего развития во времени и в пространстве;
- учитывать особенности **взаимодействия** крепи и элементов охраны с окружающим массивом в процессе его деформирования и разрушения;
- оценивать влияние **«неосесимметричных»** горнотехнических факторов, способных значительно исказить форму и размеры зон ЗЗД и ЗРР вокруг выработки (деформационная и прочностная анизотропия, неоднородность свойств и состояний массива и крепи) ;
- определять достоверность результатов прогноза ПГД и вероятностный их разброс.

В основу новой классификации горного давления и устойчивости подземных выработок (табл. 4) легли установленные нами фундаментальные закономерности. Классификация базируется на составлении паспорта устойчивости контура выработки и вычислении значений на нём ЛНКР ω^* , а затем на анализе изменения знака и величины ЛНКР при формоизменении контура в процессе его разрушения.

Согласно фундаментальным закономерностям ПГД, если в процессе разрушения пород происходит повсеместное уменьшение по мо-

дулю локального критерия ω^* , то разрушение самопроизвольно прекратится и новый контур выработки будет устойчив. Напротив, при возрастании ЛНКР ω^* породный контур выработки будет неустойчив и выработка, в конечном счёте, будет разрушена, если не принять соответствующие меры по её креплению и охране.

Таблица 4 – Классификация устойчивости пород и проявлений горного давления в капитальных выработках

Тип ГГУ	Класс ПГД	Значения критериев	Формы проявлений горного давления	Типы крепи
I-ФЗ «малые» глубины разработки, $\lambda < 0,3...0,5$	I вполне устойчив	$ \omega \ll 1$ $k_z < 0,1$ $\varepsilon < 1\%$	На породном контуре возможны трещины, мелкие отслоения и отдельные вывалы на участках со сниженной прочностью пород или неровностях контура	Без крепи, лёгкие изолирующие и ограждающие конструкции
	II устойчив	$\omega^+ < 1 < \omega^- $ $0,1 < k_z < 0,4$ $1 < \varepsilon < 5\%$	Преобладает разрушение породного контура от растяжения. Происходит образование СЕР в кровле или (и) в почве выработки	Оградительно-поддерживающие крепи
	III – не вполне устойчив	$1 < \omega^+ < \omega^- $ $0,2 < k_z < 0,5$ $5 < \varepsilon < 10\%$	Разрушение пород от растяжения опережает разрушение от сжатия. Образование СЕР с вторичным разрушением пород в боках от сжатия	Крепи поддерживающие с ограниченной податливостью
II-ФЗ «большие» глубины разработки, $\lambda > 0,3...0,5$	IV слабо неустойчив	$1 < \omega^- < \omega^+$ $0,2 < k_z < 0,5$ $10 < \varepsilon < 20\%$	Разрушение пород от сжатия в боках выработки вызывает разрушение в кровле от растяжения.	Отпорно-поддерживающие типы крепи с ограниченной податливостью
	V неустойчив	$\omega^+ > 1$ $0,5 < k_z < 1$ $20 < \varepsilon < 40\%$	Разрушение большей части контура от сжатия, образование ЗЗД асимметричной формы, вытянутой перпендикулярно напластованию	Отпорные и грузонесущие податливые крепи, породонесущие конструкции
	VI весьма неустойчив	$\omega^+ \gg 1$ $0,7...1 < k_z$ $40\% < \varepsilon$	Особые формы горного давления: а) вязкое или пластическое течение пород, б) динамическое хрупкое разрушение пород в виде выбросов и горных ударов	Мощные податливые или породонесущие крепи, разгрузка и упрочнение пород,

Вторичными классификационными признаками, позволяющими выделить многочисленные подклассы в предлагаемой классификации, являются:

- модель поведения горных пород (пластичная, хрупкая, вязкоупругая и др.);
- участок на контуре выработки, где идут процессы разрушения (кровля, почва, бока);
- геоструктура массива (трещиноватость, слоистость, неоднородность и пр.);
- ориентация выработки в пространстве и относительно напластования и др.

Представление о классификации ПГД можно получить из таблицы 4. Здесь также даны рекомендации по выбору режима работы и конструкции крепи. В первой колонке таблицы приведены тип горно-геологических условий (ГГУ), которые разделяют все возможные формы ПГД, относя их условно к «малым» и «большим» глубинам разработки, а, по сути, к обычным и «сложным» условиям ПГД.

Из предложенной классификации следует, что метод расчёта горного давления в выработке должен базироваться на *разных* расчётных схемах, отличающихся в зависимости от того, будет ли разрушение пород в выработке происходить от напряжений сжатия или растяжения.

Подчеркнём важное отличие новой классификаций: она основана на базовом для геомеханике параметре – критерии ЛНКР ω^* , в котором учтены прочность пород и коэффициент бокового распора λ , хотя он при ведении горных работ в Украине пока не измеряется, т.е. по сути нельзя учесть исходное напряжённое состояние массива.

Из-за отсутствия сведений о коэффициенте бокового распора λ , помимо главного критерия устойчивости – ЛНКР ω^* , целесообразно использовать два вспомогательных критерия:

1. Критерий устойчивости проф. Ю.З. Заславского [7], чтобы приближённо оценить интенсивность проявлений горного давления:

$$k_3 = \gamma H / [\sigma_c^0], \quad (7)$$

где γH – давление вышележащей толщи пород, равное, как правило, вертикальной компоненте p_1 исходного поля напряжений в массиве, Па;

2. Деформационный критерий для оценки относительных (отнодь не абсолютных, как это принято сейчас [4]!) смещений пород:

$$\varepsilon = U / \sqrt{A/\pi}, \quad (8)$$

где U – смещения породного контура выработки, м;

A – площадь сечения выработки вчерне, м².

Рассмотрим, какие же основные соотношения между параметрами проявлений ПГД существуют при качественном изменении глубины разработки, или, в современных терминах, при разных фундаментальных закономерностях (табл. 4)?

Соотношения между основными влияющими факторами (табл. 3 и 4), позволяют понять принципиальную разницу ПГД в условиях реализации **ФЗ– I** или **ФЗ–II**. Это существенно меняет существующие подходы в практике управления горным давлением, требует пересмотра методологии его прогноза и алгоритмов проектирования крепи горных выработок, особенно на «больших» глубинах разработки. Игнорирование этих закономерностей, а зачастую их незнание, приводит к тому, что горные выработки крепят и охраняют без должного научного обоснования, в результате запроектированные крепи либо имеют излишние массу и стоимость, либо их устойчивость неудовлетворительна и выработки приходится неоднократно ремонтировать и перекреплять. Только основываясь на научно достоверных представлениях о закономерностях проявлений горного давления можно обеспечить высокую эффективность управления состоянием массива и устойчивостью горных выработок.

Выводы:

1. Локальный нормированный критерий разрушения ЛНКР (1) позволяет определить возможность и интенсивность разрушения породы по разным механизмам – от сжатия или растяжения.

2. Оптимальная форма выработки (4) зависит от напряжённого состояния массива и изменения прочности пород на контуре и служит критерием для суждения о развитии ПГД в выработке.

3. Главное техническое противоречие горной геомеханики устанавливает форму и размеры выработки и доказывает необходимость смены научной парадигмы управления горным давлением.

4. Фундаментальные закономерности ПГД раскрывают сущность и направленность разрушения пород вокруг выработки и обнажают противоречивые особенности ПГД на «малых» и «больших» глубинах.

5. Сформулированы требования к классификации ПГД и предложена новая её концепция, основанная на фундаментальных закономерностях ПГД и локальном нормированном критерии разрушения ЛНКР, что позволяет установить законы изменения параметров ПГД для разных глубин разработки (табл. 3 и 4).

Библиографический список

1. Протодьяконов М. М. Давление горных пород и рудничное крепление. – М.-Л.: ОГИЗ, 1931. – 186.
2. Литвинский Г. Г. Научная концепция прогноза горного давления в подземных выработках. – Уголь Украины, 1996, №8. – С. 9-12.
3. СНиП-II-94-80. Подземные горные выработки./Госстрой СССР. – М.: Стройиздат, 1982. – 24.
4. СОУ 10.1.00185790.011:2007 / Мін-во вугільної промисловості України; ДонВУГІ, УкрНДІпроект. – К.: Мінвуглепром України, 2007. – 116 с.
5. Литвинский Г.Г. Закономерности влияния неосесимметричных факторов на формирование зоны неупругих деформаций вокруг горных выработок. / В сб. Горное давление в капитальных и подготовительных выработках. – Новосибирск: ИГД СО АН СССР, 1979. - С. 22-27.
6. Литвинский Г.Г. Аналитическая теория прочности горных пород и массивов: Монография/ ДонГТУ. – Донецк: Норд-Пресс, 2008. – 207 с.
7. Заславский Ю.З. Исследование проявлений горного давления в глубоких шахтах Донецкого бассейна. – М.: Недра, 1966. – 160 с.

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

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

ПРОГНОЗ СРЕДНЕСУТОЧНОЙ НАГРУЗКИ НА ЛАВУ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ МЕТОДА ЛИНЕЙНЫХ ДИСКРИМИНАНТНЫХ ФУНКЦИЙ

Наведено обґрунтування доцільності використання метода лінійних дискримінантних функцій для прогнозу середньодобового навантаження на очисний вибій.

Ключові слова: *середньодобове навантаження, очисний вибій, лінійні дискримінантні функції.*

Приведено обоснование целесообразности использования метода линейных дискриминантных функций для прогноза среднесуточной нагрузки на очистной забой.

Ключевые слова: *среднесуточная нагрузка, очистной забой, линейные дискриминантные функции.*

Повышение надежности и точности прогноза среднесуточной нагрузки на очистной забой всегда являлось важной научно-технической задачей, поскольку от ее успешного решения зависит объективность целого ряда принимаемых проектных решений.

В настоящее время предложено достаточно большое число методов прогноза указанного показателя, которые в зависимости от положенных в их основу математических моделей можно разделить на аналитико-экспериментальные и вероятностно-статистические [1-5].

Не останавливаясь на их детальном анализе следует отметить, что они обладают рядом недостатков, к основным из которых следует отнести: недостаточную точность и надежность прогнозов, сложность учета в одной модели количественных и качественных факторов, сложность учета ошибок исходных данных и их влияния на конечные результаты прогноза.

Изложенное позволяет сделать вывод о том, что дальнейшее совершенствование методов прогноза среднесуточной нагрузки на лаву является по-прежнему актуальным. При решении данной научно-технической задачи особое внимание уделяется оценке эффективности математических моделей, положенных в основу методов прогноза. Их анализ показывает, что до настоящего времени не было предложено

достаточно достоверных методов прогноза, основанных на использовании линейных дискриминантных функций. В то же время эти модели нашли широкое применение и показали высокую эффективность при решении значительного круга задач прогнозирования в других отраслях знаний [6-8].

Дискриминантная функция строилась в линейном виде (1), а в качестве меры различия между распознаваемыми событиями принято расстояние Махаланобиса [7].

$$Z_i = a_1 X_{1i} + a_2 X_{2i} + \dots + a_p X_{pi}, \quad (1)$$

где a_p – постоянные коэффициенты функции для каждого p -го фактора;

X_{pi} – i -е значение переменной X_p для каждого фактора.

С помощью данной функции можно распознать два события W_1 и W_2 . Для чего необходимо рассчитать величину Z_i для каждого наблюдения и сравнить ее с пороговой, устанавливаемой по [7]. Если $Z_i \geq C_p$, то решение принимается в пользу события W_1 , а при $Z_i < C_p$ – в пользу W_2 .

Реализация данной методики для прогноза среднесуточной нагрузки осуществлялась следующим образом.

Первоначально по формуле ($\bar{A}_{cj} = 800e^{-0,25N_{n,n,j}}$) для каждой из обследованных в 1983 и 1984 гг. лав были рассчитаны среднегрупповые значения суточной нагрузки на лаву \bar{A}_{cj} , после чего были вычислены отклонения $\Delta \ln A_{ci}$ фактических значений от расчетных:

$$\Delta \ln A_{ci} = \ln A_{ci} - \ln \bar{A}_{cj}, \quad (2)$$

где A_{ci} – фактическое значение среднесуточной нагрузки на i -ю лаву, т/сут.;

$N_{n,n}$ – количество неблагоприятных групп условий ведения очистных работ.

Расчет отклонений по формуле (2) объясняется тем, что закон распределения значений A_{ci} является логарифмически нормальным (рис. 1). Величина критерия $\chi^2 = 6,1$, что меньше его пороговой величины при $\alpha = 0,05$, равной 14,1.

После определения величин $\ln A_{ci}$ их распределение подчиняется уже нормальному закону (рис. 2). Величина критерия $\chi^2 = 4,03$, что меньше его порогового (14,1) при $\alpha = 0,05$.

Нормальный закон распределения величин $\ln A_{ci}$ позволяет эффективно применять для обработки наблюдений классические методы дискриминантных функций и регрессионного анализа. В связи с этим в

дальнейшем все их множество было разделено на две совокупности: $W_1(\Delta \ln A_{ci} \leq 0)$, $W_2(\Delta \ln A_{ci} \geq 0)$ и получена дискриминантная функция для их распознавания.

Процесс построения этой функции отличался от традиционного [7] тем, что вначале с помощью непараметрических критериев и критериев теории информации были проанализированы 23 фактора с точки зрения силы их влияния на $\Delta \ln A_{ci}$, по результатам которого было отобрано 9 наиболее значимых из них. В их число вошли как количественные, так и качественные факторы.

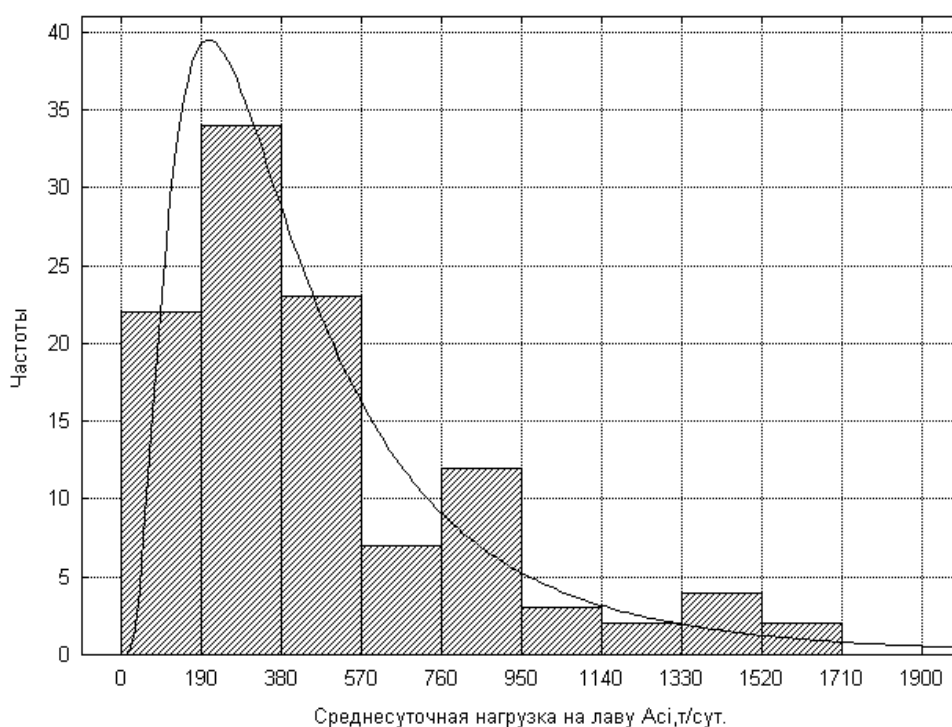


Рисунок 1 – Гистограмма и теоретический график распределения среднесуточной нагрузки на лаву

Поскольку метод линейных дискриминантных функций разработан только для анализа и прогноза количественных показателей, то впервые был предложен математический прием квантования качественных и количественных значений факторов, предусматривающий деление всего интервала их изменения на диапазоны и определение для каждого из них средних алгебраических величин $\bar{\Delta \ln A_{ci}}$.

Для качественных факторов квантование осуществляется в соответствии с их признаками.

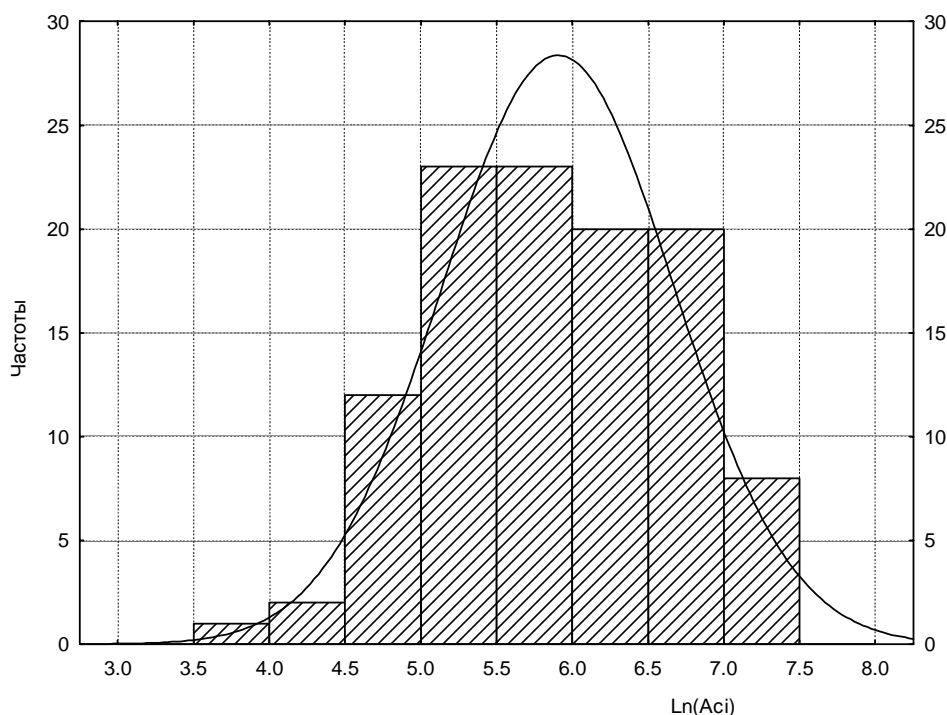


Рисунок 2 - Гистограмма и теоретический график распределения логарифмов среднесуточной нагрузки на лаву

Например, для устойчивости пород непосредственной кровли такими признаками являются их категории B_1-B_5 , для обрушаемости пород – $A_1 \div A_4$ и т.п. Диапазоны количественных факторов выделялись таким образом, чтобы сумма абсолютных значений $\bar{\Delta} \ln A_{ci}$ для каждого фактора была максимальной. Кроме этого учитывалась и логика изменения $\bar{\Delta} \ln A_{ci}$ с переходом от одного диапазона (признака) к другому, что позволяло сгладить случайные колебания $\bar{\Delta} \ln A_{ci}$ и отразить закономерные тенденции влияния факторов на распознавание событий W_1 , W_2 и обеспечивать максимальное различие между ними.

В результате выполненных расчетов и обоснований составлена таблица 1, в которой приведены значения $\bar{\Delta} \ln A_{ci}$ для каждого из исследуемых признаков. Знак "минус" свидетельствует о том, что при соответствующем признаке преобладает отклонение A_{ci} от \bar{A}_{cj} в меньшую сторону, а "плюс" – в большую.

В таблицу 1 включен показатель организационно-технического уровня очистных работ, отражающий влияние на среднесуточную добычу из лавы факторов, характеризующих технический уровень механизации очистных работ и обеспеченность необходимым персоналом. Его структурный вид получен по результатам изучения влияния частных коэффициентов K_i на A_{ci} .

Таблица 1 – Значения $\bar{\Delta \ln A_{ci}}$ для выделенных признаков

Порядковый номер фактора, p	Наименование фактора	Признаки	$\bar{\Delta \ln A_{cip}}$
1	Обрушаемость основной кровли	$A_1 + A_2$	0
		A_3	0,125
		A_4	-0,136
2	Устойчивость пород непосредственной кровли	B_1	-0,277
		B_2	-0,120
		B_3	0,439
		$B_4 + B_5$	0,163
3	Система разработки	сплошная,	-0,326
		комбинированная,	-0,325
		столбовая	0,180
4	Тип призабойной крепи	механизированная,	0,102
		индивидуальная	-0,304
5	Тип крепи сопряжения лавы с транспортной выработкой	механизированная,	0,343
		анкерная;	0,133
		инвентарная металлическая;	-0,356
		деревянная	
6	Организационно-технический уровень очистных работ ($\ln K$)	$\leq 0,9$	-0,568
		0,9-1,8	-0,165
		1,81-2,7	-0,031
		2,71-3,6	0,312
		$> 3,6$	0,921
7	Вынимаемая мощность пласта, м	$< 1,1$	-0,145
		1,11-1,4	-0,006
		1,41-1,7	0,429
		$> 1,7$	1,01
8	Мощность ложной кровли, м	$\leq 0,2$	0,316
		0,2-0,4	-0,021
		$> 0,4$	-0,162
9	Суммарная длина ниш, м	< 5	0,480
		5-10	0,240
		11-15	-0,109
		> 15	-0,600

После составления таблицы 1 для каждой лавы были рассчитаны интегральные значения отклонений S_i

$$S_i = \frac{\sum_{p=1}^m \bar{\Delta} \ln A_{cip}}{m}, \quad (3)$$

где m – количество факторов;

p – порядковый номер фактора

и получена дискриминантная функция в общем виде:

$$Z_i = a_1 \bar{\Delta} \ln A_{ci1} + a_2 \bar{\Delta} \ln A_{ci2} + a_3 \bar{\Delta} \ln A_{ci3} + a_4 \bar{\Delta} \ln A_{ci4} + a_5 \bar{\Delta} \ln A_{ci5} + \\ + a_6 \bar{\Delta} \ln A_{ci6} + a_7 \bar{\Delta} \ln A_{ci7} + a_8 \bar{\Delta} \ln A_{ci8} + a_9 \bar{\Delta} \ln A_{ci9}. \quad (4)$$

Ее неизвестные параметры a_1 – a_9 определены методом наименьших квадратов, что позволило наиболее объективно учесть силу влияния каждого фактора на распознаваемые события W_1 и W_2 . После этого рассчитанные значения Z_i расположены в упорядоченный ряд и осуществлен поиск порогового значения C_p , при котором количество ошибочных ответов является минимальным.

В процессе поиска C_p варьировалось число учитываемых факторов и их характер. В результате установлено, что наименьшее число ошибок распознавания имеет место при использовании дискриминантной функции вида:

$$Z_i = 0,05 \bar{\Delta} \ln A_{ci3} + 2,2 \bar{\Delta} \ln A_{ci5} + 1,5 \bar{\Delta} \ln A_{ci6} + 0,8 \bar{\Delta} \ln A_{ci9} + 2,9 \bar{\Delta} \ln A_{ci10}. \quad (5)$$

В нее не вошли факторы №№ 1, 2, 4, 7 и 8, поскольку их включение ухудшало результаты распознавания.

Пороговое значение дискриминантной функции (5) составило 0,6. Если $Z_i > 0,6$, то принимается решение в пользу события W_2 , а при $Z_i \leq 0,6$ – события W_1 .

При $C_p = 0,6$ общее количество ошибок распознавания составило 17,5%. Из них ошибки I-го рода (имеет место отклонение в меньшую сторону, а на самом деле в большую) – 15%, а ошибки II –го рода (отклонение в большую сторону по прогнозу, а на самом деле в меньшую) – 2,5%.

Полученная надежность распознавания событий W_1 и W_2 равна 0,82, а с учетом только опасных ошибок II –го рода 0,87 и она является достаточной с практической точки зрения. Однако при этом остаются неизвестными значения A_{ci} внутри оценочных зон, которые необходимо знать для более детальной оценки месторождений. В связи с этим для событий W_1 и W_2 были получены уравнения, позволяющие уточнять величины $\Delta \ln A_{ci}$.

Для события W_1 величина $\Delta \ln A_{ci}$ рассчитывается по формуле:

$$\Delta \ln A_{ci} = -1,4 + 0,4 f_y + 0,3 m_{nl} + 1,2 S_i, \quad (6)$$

где f_y – крепость угля по М.М.Протождяконову;

S_i – интегральное отклонение по пяти факторам, учтенным в таблице 1.

$$S_i = \frac{1}{5} (\bar{\Delta} \ln A_{ci1} + \bar{\Delta} \ln A_{ci2} + \bar{\Delta} \ln A_{ci3} + \bar{\Delta} \ln A_{ci4} + \bar{\Delta} \ln A_{ci5}). \quad (7)$$

Для события W_2 $\Delta \ln A_{ci}$ рассчитывается по формуле:

$$\Delta \ln A_{ci} = 0,3 \ln K_i - 0,16. \quad (8)$$

Множественный коэффициент корреляции R для уравнения (6) составил 0,63. Расчетное значение t_r -критерия равно 10,9, а табличное при $\alpha=0,05$ – 1,98. Для уравнения (8) $r_{yx} = 0,53$; $t_r = 7,7$. Средневзвешенная ошибка аппроксимации $\bar{\varepsilon}$ для уравнения (6) равна $\pm 19\%$, а для уравнения (8) – $\pm 29\%$.

Переход от $\Delta \ln A_{ci}$ к A_{ci}^p осуществляется по формулам:

$$A_{ci}^p = \begin{cases} \frac{800}{1,3^{N_{mj}}} e^{(-1,4+0,4 f_y + 0,3 m_{nl} + 1,2 S_i)} & \text{для } t \leq 0,6 \\ \frac{800}{1,3^{N_{mj}}} e^{(0,3 \ln K - 0,16)} & \text{для } t > 0,6. \end{cases} \quad (9)$$

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

- использование линейных дискриминантных функций позволяет обеспечить достаточно высокую надежность прогноза. Это объясняется тем, что впервые была модифицирована рассмотренная математическая модель, позволяющая учитывать не только количественные, но и качественные факторы;

- модель линейных дискриминантных функций может быть распространена и на другие трудно поддающиеся надежному прогнозу показатели.

Библиографический список

1. Бурчаков А.С. Проектирование шахт / А.С. Бурчаков, А.С. Малкин, М.И. Устинов. – М.: Недра, 1985. – 399 с.
2. Задачник по підземній розробці вугільних родовищ / К.Ф. Сатицький, В.Н. Прокоф'єв, І.Ф. Ярембаш та ін. – Донецьк: РВА ДонДТУ, 1999. – 194 с.
3. Прогрессивные технологические схемы разработки пластов на угольных шахтах. – М.: ИГД им. А.А. Скочинского, 1979. – 332 с.
4. Временное руководство по оперативному прогнозированию параметров и показателей работы негазовых антрацитовых шахт и их технологических звеньев / Р.А. Фрумкин, П.С. Ермаченко, А.В. Чернявский, Б.В. Возный. – Коммунарск: КГМИ, 1974. – 69 с.
5. Нормативы нагрузки на очистные забои и скорости проведения подготовительных выработок на шахтах / Е.Д. Дубов, И.П. Курченко, О.Л. Колосов и др. – Донецк: ДонУГИ, 2007. – 38 с.
6. Фрумкин Р.А. Методика выбора решений в условиях неопределенности / Р.А. Фрумкин, В.Н. Окаленов // Известия вузов. Горный журнал. – 1980. – № 2. – С. 24-30.
7. Афифи А. Статистический анализ: Подход с использованием ЭВМ / А.Афифи, С. Эйзен. – М.: Мир, 1982. – 488 с.
8. Матерон Ж. Основы прикладной геостатистики / Ж. Матерон. – М.: Мир, 1968. – 407 с.

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

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

ОЦЕНКА ЭФФЕКТИВНОСТИ ОПТИМИЗАЦИИ ПРОИЗВОДСТВЕННЫХ СИСТЕМ

Виконаний аналіз методологічних принципів вибору критеріїв оптимальності виробничих систем та запропонований метод оцінки ефективності їх оптимізації.

Ключові слова: *виробничі системи, критерії оптимізації, ефективність оптимізації*

Выполнен анализ методологических принципов выбора критериев оптимальности производственных систем и предложен метод оценки эффективности их оптимизации.

Ключевые слова: *производственные системы, критерии оптимизации, эффективность оптимизации.*

Основой управленческой деятельности руководителей всех уровней является выбор наиболее эффективного варианта решения различных производственных задач, которым присуща многовариантность и неравноценность результатов [1, 2]. При этом выбор решения осуществляется с помощью критериев оптимальности – признаков, позволяющих указать наилучший (оптимальный) способ решения конкретной производственной задачи. Критерии оптимальности необходимы во всех случаях, когда задача решается различными способами.

При исследовании (изучении) производственных систем в качестве критериев оптимальности используются различные показатели: максимум выпуска продукции, минимум производственных затрат, максимум прибыли, минимальная величина себестоимости продукции, максимальная величина производительности труда и др.

Практические трудности заключаются в том, что множество критериев затрудняет переход от оптимизации отдельных объектов (участок, цех, рабочее место) и операций управления (очистные работы, транспорт и т.д.) к оптимизации управляемой системы в целом (предприятие, компания, отрасль), так как любая экстремальная задача может иметь только одну целевую функцию. Иначе говоря, производственная система может быть оптимизированной при наличии критерия опти-

мальности, общего для всей системы, например, максимума прибыли, минимума себестоимости и др.

Однако производственные системы современных предприятий горнодобывающего комплекса и других отраслей промышленности являются сложнейшими динамическими системами и всесторонний, глубокий охват управления такими системами может быть обеспечен только путём их разделения на составные части меньшей сложности (декомпозиция системы), который может осуществляться по различным направлениям [3-6]:

- по периодам времени (смена, сутки, месяц и т.д.);
- по функциональным подсистемам (управление качеством технологических процессов, планирование количественных и качественных показателей, управление качеством выпускаемой продукции, работой машин и оборудования и т.д.);
- по структурным подсистемам управления (участок, предприятие, компания, отрасль);
- по подсистемам видов работ в процессе их создания (проектирование, эксплуатация);
- по подсистемам сохранения жизнедеятельности системы (увязка с другими системами, математическое обеспечение и т.п.) и др. подсистемам.

В связи с тем, что критерий оптимальности производственной системы в целом является слишком общим, для каждой из подсистем необходимо нахождение критериев субоптимальности – таких, которые, имея общую направленность действия по пути достижения критерия оптимальности системы в целом, в то же время обеспечивали бы и оптимизацию каждой из подсистем.

Известно, что функционирование объектов управления производственных систем в значительной степени носит случайный характер [4, 5]. Следовательно, оценочные показатели различных подсистем в принципе могут строиться на базе их вероятностного выражения. В этом случае качество управления объектом будет тем выше, чем меньшими будут различия фактических показателей от вероятностных, т.е. *качество управления можно рассматривать как степень уменьшения дисперсии случайной величины или уменьшения ошибки прогноза*. Отсюда вытекает и другой принципиальный подход к выбору локальных критериев оптимальности: *в математическую модель (целевую функцию) необходимо вводить только те переменные (показатели и факторы), влиянием которых обусловлена та неопределённость (разбросанность точек вокруг прогнозируемой величины локального критерия оптимальности), которую мы хотим уменьшить*. Вводимые в модель переменные, кроме того, должны изменять свои значения в течение исследуемо-

го (планового, прогнозируемого) промежутка времени. Так, например, если исследуется работа очистного забоя, то в качестве переменных величин (факторов, влияющих на эффективность его работы) могут приниматься рабочая скорость подачи выемочной машины, уровень машинного времени и др., но нельзя принимать таких переменных как система разработки, способ управления кровлей и др., так как в течение исследуемого времени эти переменные, как правило, не меняются. В то же время они могут быть введены в математическую модель для другой более высокой ступени управления и более продолжительного времени функционирования производственной системы.

Таким образом, при построении оптимального управления производственными системами выбор математической модели и переменных (факторов) для этой модели на i -ом уровне ступени (звена) управления в принятом отрезке времени должно соблюдаться следующее условие:

$$\Delta P \leq \Delta \sigma, \quad (1)$$

где ΔP – изменение результатов функционирования системы под влиянием вводимого переменного (фактора);

$\Delta \sigma$ – уменьшение среднего квадратического отклонения ошибки прогноза при введении данной переменной (фактора).

При соблюдении выражения (1) расхождения между моделью и объектом будут стремиться к минимальной величине.

Эффективность метода оптимизации в конкретных условиях производства может быть оценена при этом по формуле:

$$\dot{Y}_{\text{ндо}} = \mu \cdot k - \hat{O}, \quad (2)$$

где μ – математическое ожидание величины выбранного критерия оптимальности;

k – поправочный коэффициент, учитывающий возможный уровень освоения (достижения) оптимального критерия в конкретных условиях производства;

\hat{O} – фактическая величина критерия оптимальности.

Пусть, например, математическое ожидание уровня машинного времени работы выемочной машины в условиях данной лавы составляет 0,45 (45%), его фактическая величина равна 0,3 (30%), а достижение уровня машинного времени в пределах математического ожидания в конкретных условиях производства не представляется возможным. Вводом поправочного коэффициента (равного, например, 0,9) можно смягчить математическое ожидание машинного времени, достижение

величины которого в данных условиях является чрезмерно жёстким. Тогда эффективность оптимизации будет равна:

$$\dot{Y}_{\text{ндо}} = 0,45 \cdot 0,9 - 0,30 = 0,105.$$

Это означает, что расхождение между установленной величиной машинного времени и фактически достигнутой составляет 10,5%.

Критерий эффективности самого метода оптимизации может быть установлен при этом из условий соблюдения требования:

$$\dot{Y}_{\text{ндо}} \rightarrow \min. \quad (3)$$

Величина $\dot{Y}_{\text{ндо}} = 0$ укажет на адекватность модели и объекта. Отрицательное значение $\dot{Y}_{\text{ндо}}$ будет сигналом о необходимости ужесточения математического ожидания критерия оптимальности, которое можно достичь либо путём приближения поправочного коэффициента к единице, либо пересчётом математического ожидания на основе нового массива данных о функционировании производственной системы.

Для повышения эффективности управления конкретными производственными системами величины математического ожидания и поправочные коэффициенты к ним предлагается нормировать и закреплять их (нормативы) в стандартах предприятий [7].

Таким образом, обобщая изложенное, можно сделать следующие **выводы**:

- предложен простой метод оценки эффективности оптимизации производственных систем;
- для повышения эффективности управления производственной системой в конкретных условиях производства математические ожидания выбранных критериев оптимальности и поправочные коэффициенты к ним необходимо нормировать и использовать в стандартах предприятий;
- основным направлением дальнейших исследований является установление численных значений указанных показателей для различных условий работы производства.

Библиографический список

1. Астахов А.С. Экономика и менеджмент горного производства / А.С.Астахов, Г.Л. Краснянский: в 2 кн. – М.: АГН РФ, 2002. – 685 с.
2. Оптнер С.П. Системный анализ для решения деловых и промышленных проблем / С.П. Оптнер. – М.: Советское радио, 1969. – 182 с.

3. Квейд Э. Анализ сложных систем / Квейд Э. – М.: Советское радио, 1969. – 208 с.

4. Системный анализ и структуры управления // Под общей ред. проф. В.Г. Шорина. – М.: Знание, 1975. – 303 с.

5. Крулькевич М.И. Оптимизация оперативного управления угольной шахтой / М.И. Крулькевич, К.Ф. Сапицкий. – М.: Недра, 1978. – 231 с.

6. Бурчаков А.С. Выбор технологических схем угольных шахт / А.С. Бурчаков, В.А. Харченко, Л.А. Кафорин. – М.: Недра, 1975. – 326 с.

7. Рекомендации по построению и функционированию системы государственного управления качеством продукции на базе стандартизации (концепция и основные положения). – М.: ВНИИС, 1975.

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

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

УСЛОВИЯ ОБРАЗОВАНИЯ ПЛОСКОГО ДНА МУЛЬДЫ СДВИЖЕНИЯ ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ОТРАБОТКЕ АНТРАЦИТОВЫХ ПЛАСТОВ

Виконано аналіз відомих експериментальних даних. Встановлено, що максимальне зрушування земної поверхні залежить від потужності пласта, що розробляється, розмірів очисної виробки, глибини ведення гірничих робіт і прочностних властивостей порід. Отримано залежності глибини плоского дна мильди зрушування від потужності пласта, для антрацитового вугілля та умов Західного Донбасу.

Ключові слова: *земна поверхня, виїмкова діляниця, антрацитовий пласт, плоске дно мильди зрушування, експериментальні дані, очисна виробка.*

Выполнен анализ известных экспериментальных данных. Установлено, что максимальное сдвижение земной поверхности зависит от мощности разрабатываемого пласта, размеров очистной выработки, глубины ведения горных работ и прочностных свойств пород. Получены зависимости глубины плоского дна мильды сдвижения от мощности разрабатываемого пласта для антрацитовых углей и условий Западного Донбасса.

Ключевые слова: *земная поверхность, выемочный участок, антрацитовый пласт, плоское дно мильды сдвижения, экспериментальные данные, очистная выработка.*

Анализ известных экспериментальных данных показал, что плоское дно мильды сдвижения на земной поверхности может появляться при отработке одного выемочного участка в условиях Западного Донбасса [1]. При выемке антрацитовых пластов на более глубоких горизонтах и последовательной отработке нескольких выемочных участков образование плоского дна мильды сдвижения на земной поверхности экспериментально не зафиксировано [2, 3].

Установление условий образования плоского дна мильды сдвижения на земной поверхности при отработке антрацитовых пластов явля-

ется актуальной задачей. От её решения зависят оптимальные рекомендации по уменьшению проявления горного давления при проведении и поддержании горных выработок, защите объектов в подрабатываемых породах и на земной поверхности, прогнозе и управлении газовыделением из выработанных пространств эксплуатируемых и отработанных выемочных участков, восстановлении выбросоопасных свойств подработанных пластов и т. д.

Наличие плоского дна мульды сдвижения при отработке одного выемочного участка в Западном Донбассе свидетельствует, что экспериментальные данные получены для всех стадий развития очистных работ от начала сдвижения земной поверхности до образования плоского дна мульды. Результаты этих наблюдений достаточно полно характеризуют процессы развития сдвижения пород, образования плоского дна мульды сдвижения и затухания указанных процессов, вызванных уплотнением пород.

При отработке антрацитовых пластов не была достигнута стадия полной подработки земной поверхности. В данном случае не установлен переход процессов сдвижения пород из одного стабильного состояния в другое. Идея состоит в использовании общих закономерностей сдвижения и уплотнения пород, полученных на всех стадиях до образования плоского дна мульды в Западном Донбассе, для прогнозирования условий появления плоского дна мульды сдвижения на земной поверхности при отработке антрацитовых пластов.

Для моделирования процессов перехода от одного стабильного состояния в другое использовали логистическую кривую [4]

$$y(x) = \frac{a}{1 + b \cdot e^{-c \cdot x}}. \quad (1)$$

Физическая сущность этого уравнения показана на рисунке 1. Параметр a кривой характеризует его максимальное значение. В рассматриваемом случае он соответствует глубине дна мульды сдвижения земной поверхности. Коэффициенты b и c определяют положение кривой относительно оси абсцисс и ширину среднего участка.

Первый этап развития – это «вживание» системы в свое «окружение». Второй – быстрого роста, а третий – стабилизации процесса. Учитывая поставленную задачу и конечную цель исследований в данном случае, представляет интерес описание процессов для разных горно-геологических условий на 2–м и 3–м этапах развития и затухания процессов. Согласно этим процессам происходит соответственно рост параметра по экспоненте, а затем выравнивание до прямой, параллельной оси абсцисс, достигая, практически постоянного значения. Исходя из

физических представлений, параллельность оси абсцисс соответствует образованию плоского дна мульды сдвижения земной поверхности.

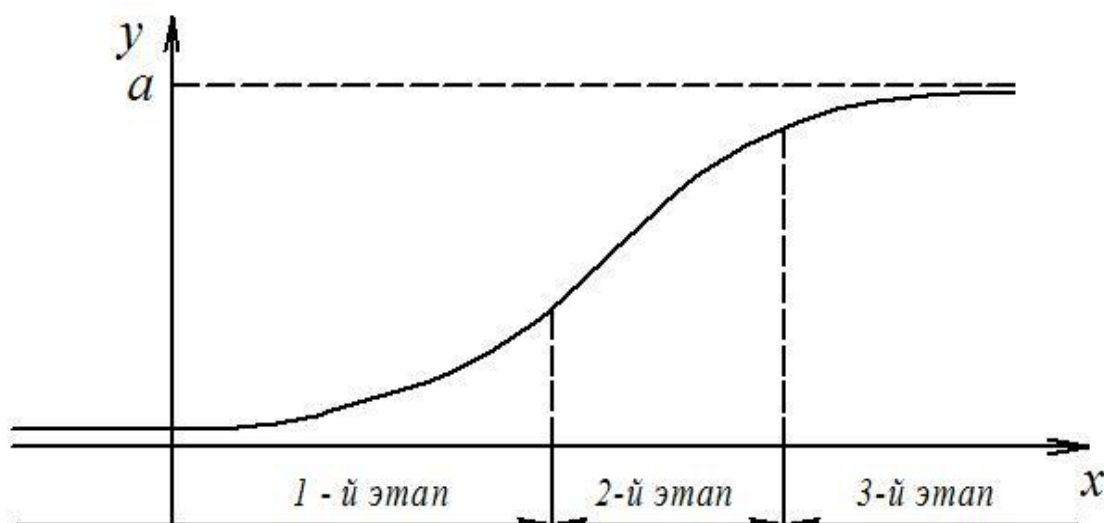


Рисунок 1 - Логистическая кривая описания главного параметра при развитии системы согласно S – образному закону

Анализ экспериментальных данных показал [5], что максимальное сдвижение земной поверхности (η_m) зависит от мощности разрабатываемого пласта (m), размеров очистной выработки (D_1, D_2), глубины ведения горных работ (H) и прочностных свойств пород. Обработка экспериментальных данных методом наименьших квадратов позволила получить зависимость изменения η_m/m от степени развития очистных работ ($D_1/\dot{I} \cdot D_2/\dot{I}$) соответственно для условий Западного Донбасса и антрацитовых пластов:

$$\eta_{\delta}/m = \frac{0,92}{1 + 23,97 \cdot a^{-4,79 \cdot \frac{D_1 \cdot D_2}{\dot{I} \cdot \dot{I}}}}, \quad (2)$$

$$\eta_{\delta}/m = \frac{0,67}{1 + 9,83 \cdot e^{-2,16 \cdot \frac{D_1 \cdot D_2}{H \cdot H}}}. \quad (3)$$

Зависимости (2 и 3) практически функционально описывают процессы и соответствуют их физическому смыслу при значениях $D_1/\dot{I} \cdot D_2/\dot{I} \geq 0,3 \dots 0,5$ (рис. 2). Меньшие значения аргумента

$(D_1/\dot{I} \cdot D_2/\dot{I})$ характеризуют процессы начала сдвижения земной поверхности и требуют отдельного изучения.

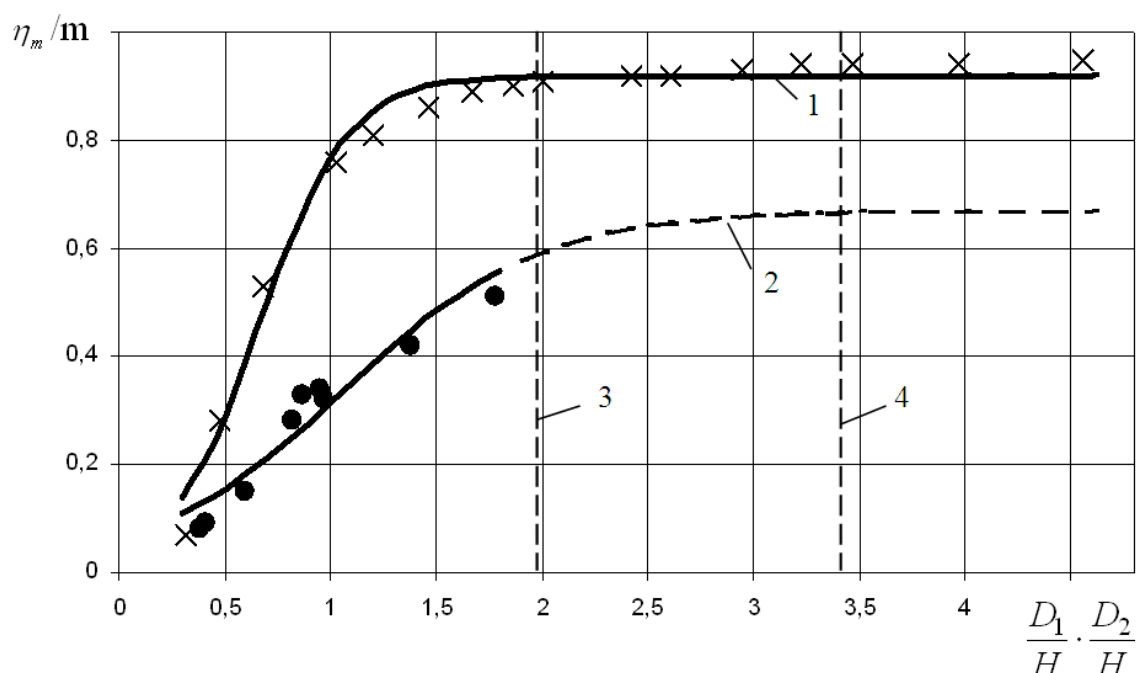


Рисунок 2 - Зависимость относительного максимального оседания земной поверхности (η_m/m) от параметра $(D_1/\dot{I} \cdot D_2/\dot{I})$.

- 1, 2 – кривые зависимости соответственно для условий Западного Донбасса и антрацитовых пластов;
- 3 – значение аргумента, при котором согласно [6] должно образовываться плоское дно мульды сдвижения на земной поверхности с учётом двух размеров очистной выработки (D_1 , D_2) и глубины работ H ;
- 4 – значение аргумента, при котором прогнозируется образование плоского дна мульды сдвижения при отработке антрацитовых пластов;
- ×, ● – экспериментальные данные, соответственно для Западного Донбасса и антрацитовых пластов.

Кривая 1 характеризует зависимость для условий Западного Донбасса, где вмещающие породы наименее прочные, а кривая 2 соответствует наиболее прочным породам, вмещающим антрацитовые пласты.

Ранее было установлено взаимное влияние двух геометрических размеров очистной выработки на величину η_δ [5], когда один из линейных размеров выработанного пространства не соответствовал степени полной подработки земной поверхности. Взаимное влияние двух размеров не будет оказывать существенное влияние на изменение η_m , если

оба значения D_1 и D_2 соответствуют условиям полной подработки (образованию плоского дна мульды сдвижения).

В условиях Западного Донбасса полная подработка наступает когда отношение D_1/\dot{I} и D_2/\dot{I} равны или больше экспериментально установленного значения, равного 1,4. Для того, чтобы достигалась полная подработка с учетом двух размеров, необходимо выполнение условия:

$$\frac{D_1}{\dot{I}} \cdot \frac{D_2}{\dot{I}} \geq 1,4 \cdot 1,4 = 1,96. \quad (4)$$

Следовательно при расчете η_m^p по уравнению 2 необходимо учитывать значения D_1/\dot{I} и D_2/\dot{I} , которые меньше 1,4, а параметр $D_1/\dot{I} \cdot D_2/\dot{I}$ – не более 1,96. В этом случае условия образования плоского дна мульды сдвижения полностью соответствуют рекомендациям нормативного документа [6].

По аналогии с Западным Донбассом при расчете η_m^p для антрацитовых пластов по уравнению 3 необходимо учитывать значения $D_1/\dot{I} \cdot D_2/\dot{I} \leq 3,4$, а D_1/\dot{I} и D_2/\dot{I} – не более 1,84.

Для устранения взаимного влияния размеров очистных выработок при неполной подработке произвели корректировку экспериментальных данных D_1/\dot{I} и D_2/\dot{I} с учетом достижения возможной полной подработки земной поверхности. Для антрацитовых пластов к рассмотрению необходимо принимать значения D_1/\dot{I} и D_2/\dot{I} меньше или равными 1,84. Если они превышают эту величину, то в расчете нужно использовать значение 1,84. Параметр $D_1/\dot{I} \cdot D_2/\dot{I}$ в этом случае не превышает 3,4. Для условий Западного Донбасса к расчету приняты значения $D_1/\dot{I} \cdot D_2/\dot{I} \leq 1,96$, а D_1/\dot{I} и D_2/\dot{I} – не более 1,4.

Соответствие расчетных значений η_m^p по предлагаемой методике, измеренным η_δ для разных горно-геологических условий характеризуются графиком (рис. 3).

Коэффициент корреляции между η_δ и η_m^p составляет 0,99. Средние ошибки для условий Западного Донбасса и отработки антрацитовых пластов соответственно составили 9 и 14%. Это позволяет использовать зависимости 2 и 3 в практических расчетах при разной степени развития очистных работ, в том числе для определения глубины плоского дна мульды сдвижения земной поверхности при отработке антрацитовых пластов.

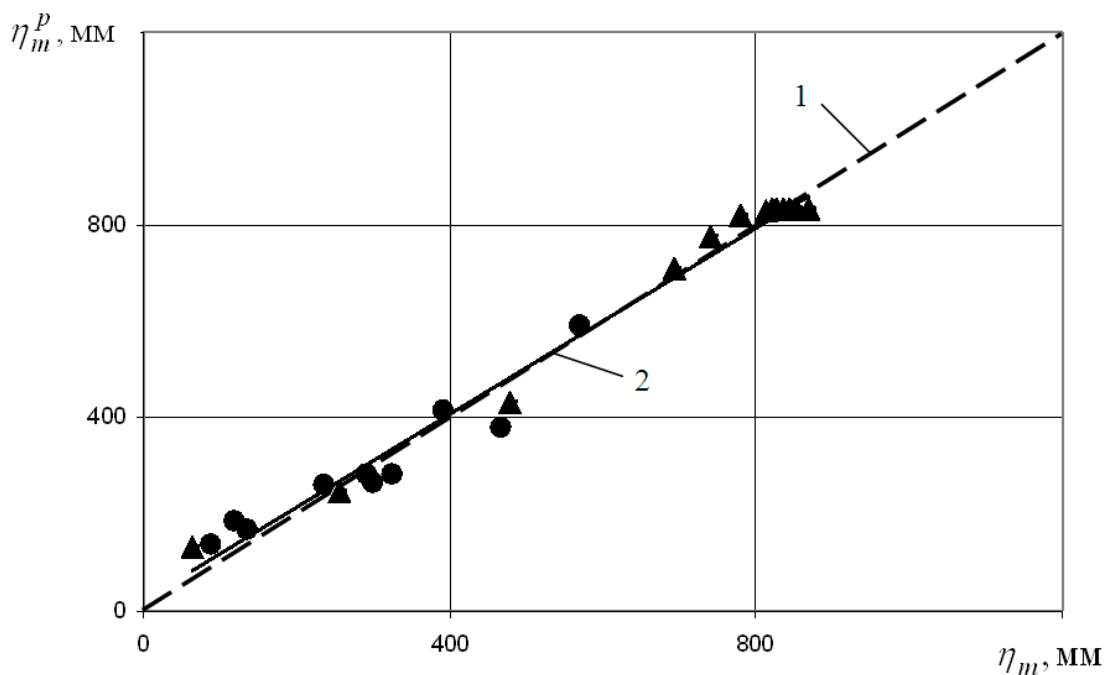


Рисунок 3 - График соответствия расчетных значений η_m^p экспериментально измеренным согласно [1-3]:

1 – биссектриса координатной сетки;

2 – прямая зависимость $\eta_m^p = \varphi(\eta_\delta)$;

▲, ● – точки, полученные по уравнениям 2 и 3 соответственно для условий Западного Донбасса и антрацитовых пластов.

На основании проведенных исследований сделаны следующие выводы:

- при выемке антрацитовых пластов полная подработка земной поверхности (образование плоского дна мульды сдвижения) может достигаться при превышении линейными размерами очистной выработки глубины ведения горных работ в 1,84 раза, что не соответствует рекомендациям нормативного документа [6];

- глубина плоского дна мульды сдвижения при отработке антрацитовых пластов может достигать 0,67 от мощности разрабатываемого пласта, а в условиях Западного Донбасса этот показатель равнялся 0,92.

Библиографический список

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

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

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

4. Воробейчик Е.А. Экологическое нормирование наземных и водных экосистем / Е.А. Воробейчик, О.Ф. Садыков. – М.: Наука. – 1994. – 285 с.

5. Филатьев М.В. Влияние развития очистных работ на максимальное оседание земной поверхности / М.В.Филатьев // Уголь Украины, 2011. - № 4. – С. 12 – 16.

6. 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).

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Окалеловым В.Н.

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

ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО – ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ПОЧВЫ ВЫРАБОТКИ В ЗОНЕ ВЛИЯНИЯ ОЧИСТНОГО ЗАБОЯ

Досліджені напруження, деформації, порушення у підшві підготовчої виробки при вирішенні задач МСЕ для лінійно та нелінійно деформованих масивів.

Ключові слова: *підшва виробки, МСЕ, напруження, деформації.*

Исследованы напряжения, деформации, разрушения в почве подготовительной выработки при решении задач МКЭ для линейно и нелинейно деформированных массивов.

Ключевые слова: *почва выработки, МКЭ, напряжения, деформации.*

Состояние подготовительных выработок во многом определяет безопасность и эффективность работы участков и шахты. Обеспечение устойчивости выработок – это ручная и трудоёмкая работа. На шахтах Донбасса трудоёмкость работ 80-85 чел.–см. на 1000т добытого угля. На глубоких горизонтах эксплуатируется 60% выработок, в том числе на глубинах 1000-1300 м – 14% [1]. В этих условиях более половины объёма работ приходится на ликвидацию последствий пучения почвы.

Особенно актуальна задача предотвращения пучения почвы в примыкающих к лавам выработках, в которых пучащие и сильно пучащие почвы составляют 79%, что в 2,9 раза больше, чем в основных выработках [2].

Для её решения необходимо исследовать напряженно-деформированное состояние массива горных пород вокруг выработок и его изменение под воздействием способов, средств предотвращения пучения почв, обосновать параметры воздействия на почву.

Пучение почвы подготовительной выработки – упруговязкопластическое деформирование породы, увеличение объёма пород вследствие образования микротрещин и разрушение пород. В работе [3] дано обоснование подхода и физической модели для изучения пучения почвы на

основе гипотезы о потере упругопластической устойчивости породного массива в окрестности одиночной выработки. Выделены четыре области: I – упругого деформирования; II – пластического деформирования; III – пучения почвы; IV – затухающего или незатухающего пучения.

В области упругого деформирования (I область) смещения и скорости смещения меньше на порядок, чем во II зоне и на два порядка, чем в III зоне, но в ней возможно вязкое деформирование и разрушение пород, что способствует развитию пластических и псевдопластических деформаций, пучению пород.

В связи с тем, что реальная зависимость между напряжениями и деформациями горных пород является криволинейной, необходимо массив горных пород в I области рассматривать как нелинейно-деформируемый.

Цель работы – исследовать напряженно-деформированное состояние почвы подготовительной выработки, подверженной влиянию лавы.

Метод исследования – моделирование массива горных пород методом конечных элементов.

Горно-геологические условия отработки пласта: мощность 1,25 м, в кровле – аргиллит мощностью 5,75 м, прочностью 30 МПа, выше известняк мощностью 2,5 м, прочностью 98 МПа. В почве расположен аргиллит мощностью 0,75 м, прочностью на сжатие 60 МПа, ниже которого алевролит мощностью 1,4 м, прочностью 50 МПа, а затем песчаник мощностью 5 м и прочностью 80 МПа. Угол падения пласта 5^0 . Глубина заложения выработки – 680 м.

Горнотехнические условия: система разработки – столбовая, длина лавы 200 м, ширина выработки 4,0 м, высота – 3 м, подрывка пород – верхняя.

Размеры модели: длина – 961 м; ширина – 1064 м; высота – 914 м, приняты с учетом влияния очистного забоя. Модель состоит из 45696 изопараметрических шести и восьмиугольных универсальных конечных элементов, размеры которых от $0,25 \times 0,25 \times 0,25$ м у выработок и до $100 \times 200 \times 100$ м у границ модели. На узлы граничных поверхностей модели наложены связи, ограничивающие их перемещения [4].

Решены задачи для линейно и нелинейно деформированных массивов. Область нелинейно деформированных участков массива пород вокруг выработки установили: в стенках выработки по результатам решения задач для линейно-деформируемого массива, а в кровле и в почве выработки – на основании расчетов по методике, изложенной в стандарте [5], которые равны высоте свода расслоившихся пород, приведенных в таблице 1.

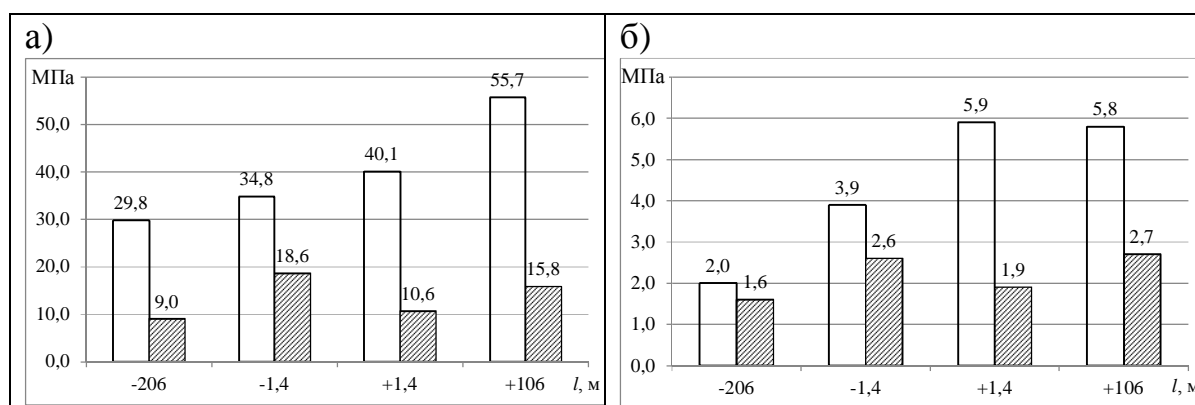
Таблица 1 – Результаты расчета смещений пород в выработке

Способ охраны выработки	Смещение пород, мм			Высота свода расслоения в кровле, мм
	кровли	почвы	общее	
Поддержание путем проведения в массиве	453	665	1118	1046
Поддержание впереди лавы и погашение за лавой	1057	1645	2702	3353
Поддержание выработки за лавой	1489	2349	3838	6206

Решено 8 задач МКЭ для объемных моделей линейно- и нелинейно деформированных массивов. Детальный анализ напряжений, деформаций в массиве выполнен по четырем сечениям на расстояниях: впереди лавы – 19,6 и 1,4 м; за лавой на расстояниях 1,4 и 106 м.

Результаты решения задач представлены в виде диаграмм распределения вертикальных и горизонтальных напряжений в боках выработки на рисунке 1 и в таблице 2 для кровли.

В боках выработки в линейно упругом массиве вертикальные напряжения увеличиваются в 3-4 раза, а в нелинейно деформируемом – в 2 раза впереди лавы и в 1,5 раза за лавой. Горизонтальные напряжения на порядок меньше вертикальных и существенно отличны для различных типов массивов.



а – вертикальные; б – горизонтальные;

□ – линейно деформируемый массив;

▨ – нелинейно деформируемый массив;

l – расстояние до забоя лавы: – впереди лавы; + за лавой.

Рисунок 1 – Максимальные напряжения в боках выработки

В таблице 2 приведены данные о напряжениях и о размерах зон напряжений в кровле выработки для четырех сечений на различных расстояниях от лавы. Все сжимающие напряжения в кровле на первых трех участках значительно больше, чем обусловлены весом пород в пределах свода расслоения. Максимальные напряжения в линейно деформируемом массиве на 30-50% больше, чем в нелинейно деформируемом. Еще большая разница для горизонтальных напряжений (от 90 до 300%).

Таблица 2 – Напряжения в кровле выработки

Расстояние до забоя лавы, м	Напряжения, МПа			Высота зоны при напряжениях, м		
	σ_v	σ_r	σ_z	σ_v	σ_r	σ_z
-19,6	<u>-5,97</u> *	<u>-8,10</u>	<u>-3,0</u>	<u>1,0</u>	<u>1,5</u>	<u>1,0</u> *
	-4,50*	-4,39	-0,02	0,5	3,25	0,5
-1,4	<u>-8,72</u>	<u>-8,85</u>	<u>-3,40</u>	<u>1,0</u>	<u>2,0</u>	<u>1,75</u>
	-6,37	-4,78	-1,55	3,25	1,75	1,0
+1,4	<u>-8,03</u>	<u>-11,5</u>	<u>-1,45</u>	<u>1,5</u>	<u>1,75</u>	<u>1,0</u>
	-5,31	-3,74	-1,55	3,25	0,5	1,5
+106	<u>-0,003</u>	<u>-11,1</u>	<u>-1,95</u>	<u>3,0</u>	<u>2,0</u>	<u>0,5</u>
	-0,031	-7,07	-0,58	3,5	1,0	1,0

Примечание: * - в числителе для линейно; а в знаменателе для нелинейно деформированного массива;

σ_v – вертикальные напряжения;

σ_r – горизонтальные напряжения;

σ_z – эквивалентные напряжения.

Проанализированные выше изменения напряжений в зависимости от расстояния до забоя лавы и типа задачи обусловили распределение напряжений в почве выработки.

На рисунке 2 показано распределение вертикальных напряжений в почве пласта на расстоянии 1,4 м впереди от забоя лавы.

Образование в почве участков нелинейно деформируемого массива привело во-первых: к снижению сжимающих напряжений в почве на 20%, увеличению по глубине и ширине этого участка, во-вторых, к углублению зоны повышенных напряжений в 3 раза до 1,5 м.

На рисунке 3 приведены сведения о горизонтальных напряжениях в почве выработок. Отличия: формы и размеры зон, прилегающих к поверхности почвы различные; напряжения на одинаковом расстоянии от выработки уменьшения на 57% вне зоны влияния лавы, а на расстоянии 1,4 м впереди лавы – 3,2 МПа вместо 8,85 МПа, т.е. в 2,7 раза в нелинейно деформируемом массиве.

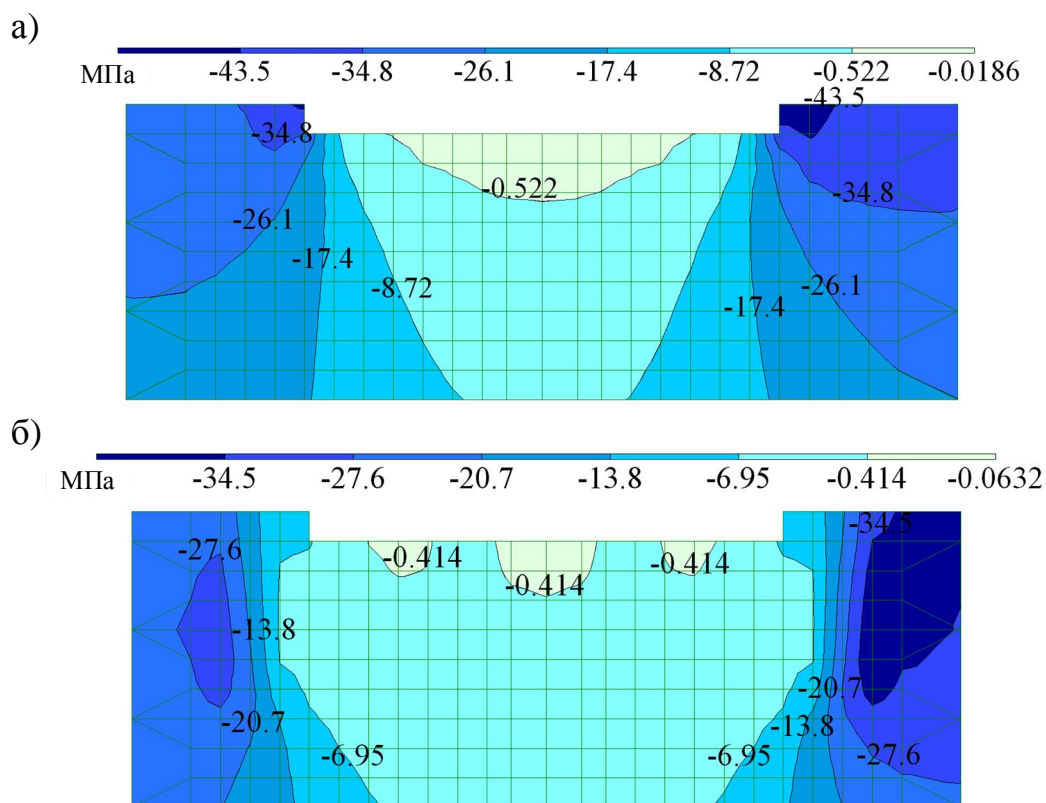


Рисунок 2 – Распределение вертикальных напряжений в почве выработки: а) линейно упругий массив; б) нелинейно упругий массив

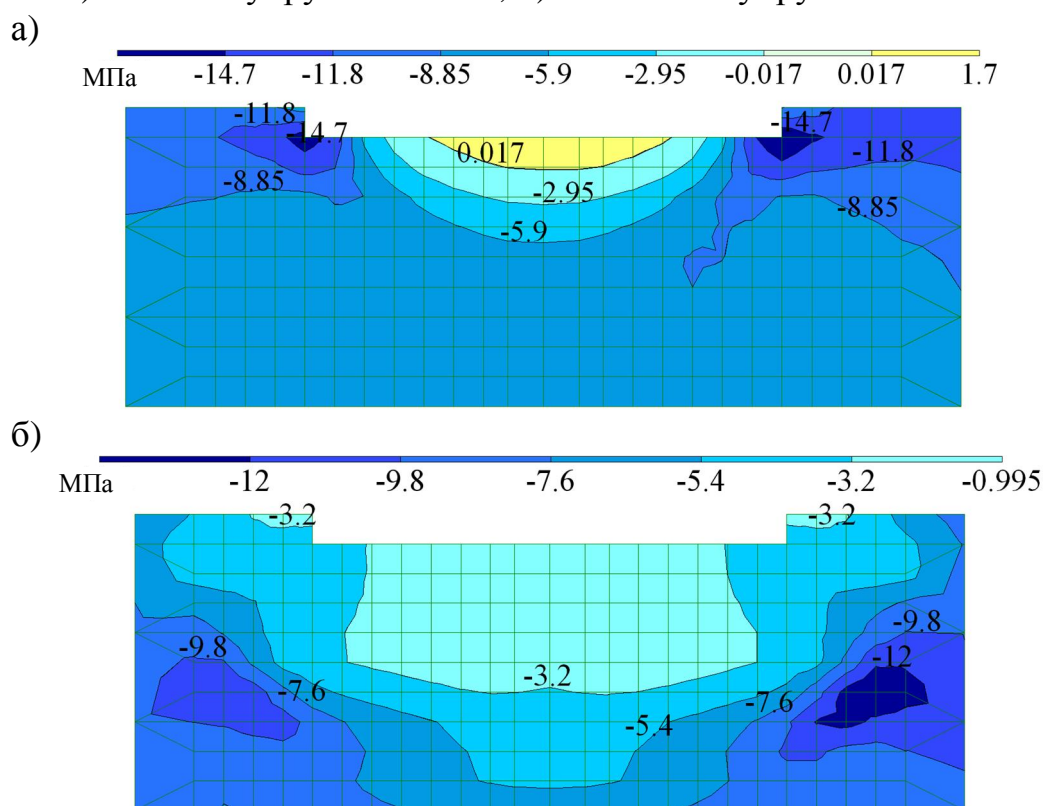
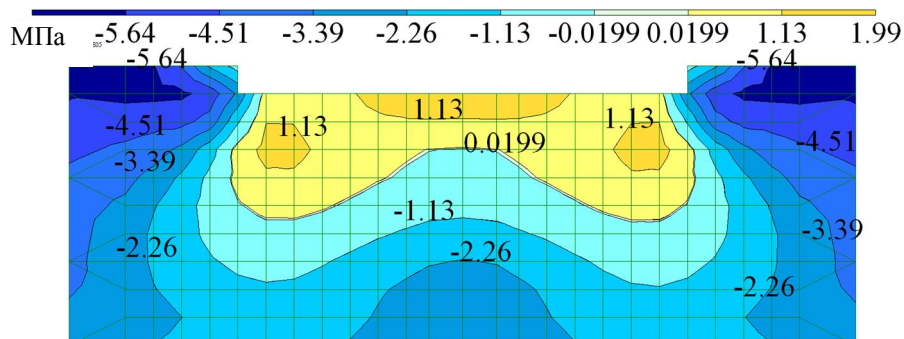


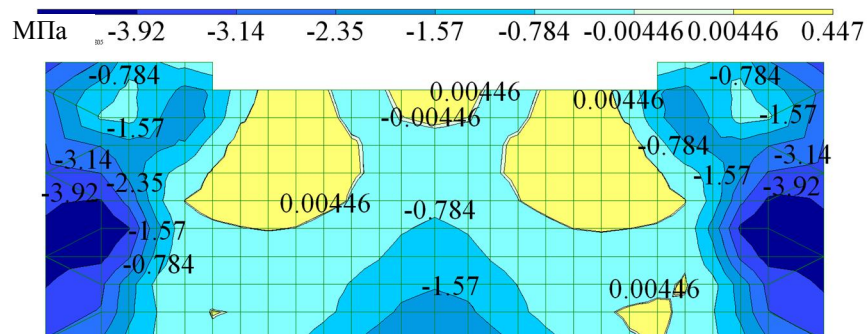
Рисунок 3 – Распределение горизонтальных напряжений в почве выработки: а) линейно упругий массив; б) нелинейно упругий массив

Совместное влияние вертикальных и горизонтальных напряжений в почве пласта изменило распределение эквивалентных напряжений, которые приведены на рисунке 4.

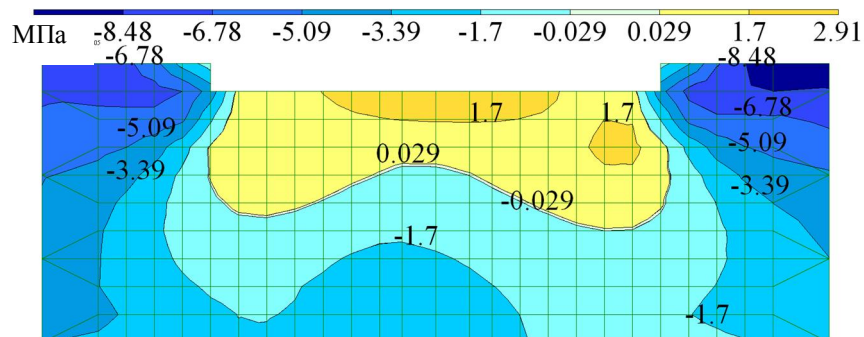
а)



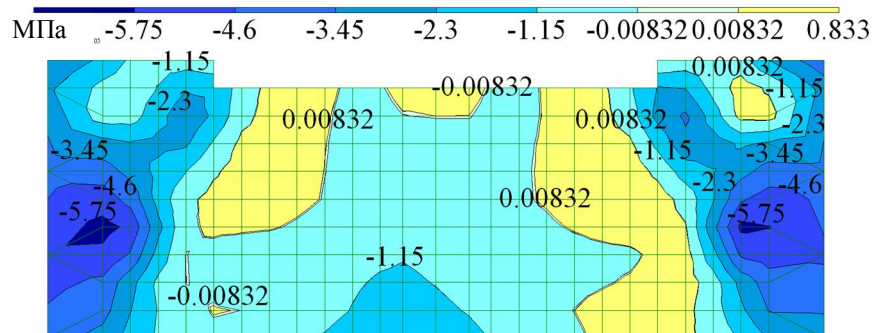
б)



в)



г)



а, в – линейно; б, г – нелинейно деформируемые массивы

Рисунок 4 – Распределение эквивалентных напряжений в почве выработки на расстояниях: а, б – 19,6 м; в, г – 1,4 м

В нелинейно деформированной почве в центре выработки образовалась зона, в которой практически нет растягивающих напряжений (0,0045 МПа, вместо 1,13 МПа в линейно деформируемом массиве); увеличились по глубине участки почвы, где действуют растягивающие напряжения.

В сечении на расстоянии 1,4 м впереди лавы также видны существенные изменения в распределении эквивалентных напряжений: глубже, чем в предыдущем случае, зона растягивающих эквивалентных напряжений со стороны лавы; образовалась зона растягивающих эквивалентных напряжений под пластом на расстоянии 0,75 м от стенки.

Обобщая исследования влияния типа деформирования массива, необходимо отметить существенные изменения в величинах напряжений, формах и границах их распределения в нелинейно деформированном массиве по сравнению с линейно деформируемым, которые необходимо учитывать при исследованиях деформации, разрушений пород вокруг выработки.

На рисунке 5 приведен график изменения вертикальных деформаций (ε_p) в центре выработки, для предотвращения пучения в которой применили систему «почва - шпалы - рельсовый путь» [6] и крепь усиления – две стойки сопротивлением 0,05 МН каждая. Характер деформирования почвы по глубине (h) сложен и зависит от свойств массива. Максимумы деформации на глубине 0,75 м приурочены к границе между первыми участками слоя независимо от типа деформирования почвы. Для нелинейно деформированного массива наблюдается второй максимум деформации на глубине 1,25 м.

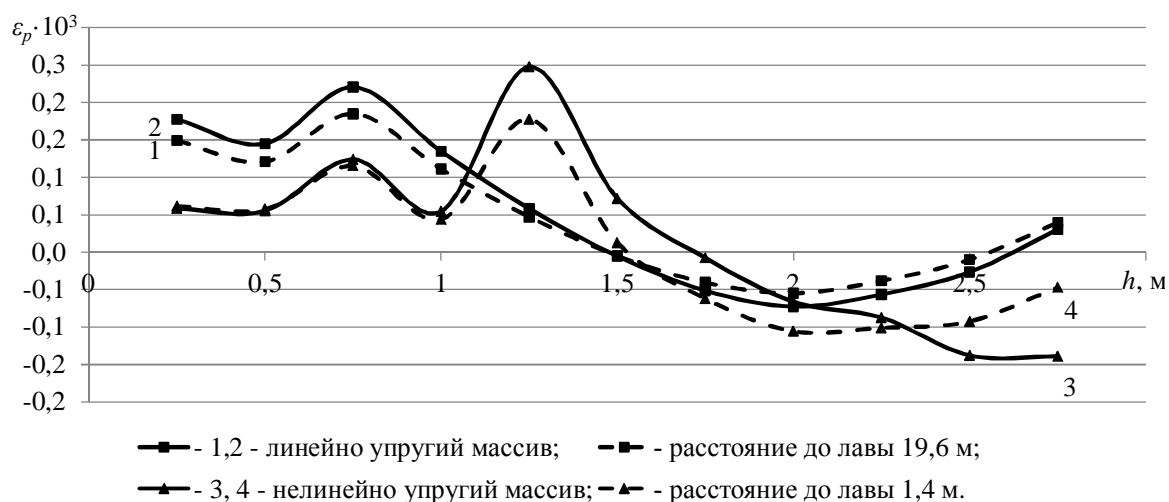


Рисунок 5 – График изменения вертикальных деформаций почвы в центре выработки

Максимальные деформации достигают значения $0,22 \cdot 10^{-3}$ и $0,18 \cdot 10^{-3}$ в линейно деформируемом массиве на расстояниях в зоне влияния и вне зоны влияния лавы (на глубине 0,75 м от поверхности почвы), для нелинейно деформированного массива – $0,12 \cdot 10^{-3}$. Нулевая деформация наблюдается на глубине 1,5 м вне зоны влияния лавы и на расстоянии 1,4 м – на глубине 1,75 м.

Деформации почвы вызывают усилия (N) в анкерах, характер изменения которых показан на рисунке 6. В верхних двух слоях анкеры испытывают сжатие, а с глубины 2,25 м растяжение на участке закрепления в слое песчаника.

На рисунке 7 представлены горизонтальные деформации нелинейно деформируемой выработки, где B – ширина выработки. На участках – 1 – –0,5 м и 0,5 – 1 м (кривая 1) породы верхних элементов испытывают растяжение. В глубине массива (1,2 м от выработки) в центре выработки деформации максимальные, а в местах установки стоек – минимальные. Деформации увеличиваются по мере приближения к стенкам выработки. Горизонтальные деформации уменьшаются с увеличением расстояния от выработки и на глубине 2,75 м практически равны нулю.

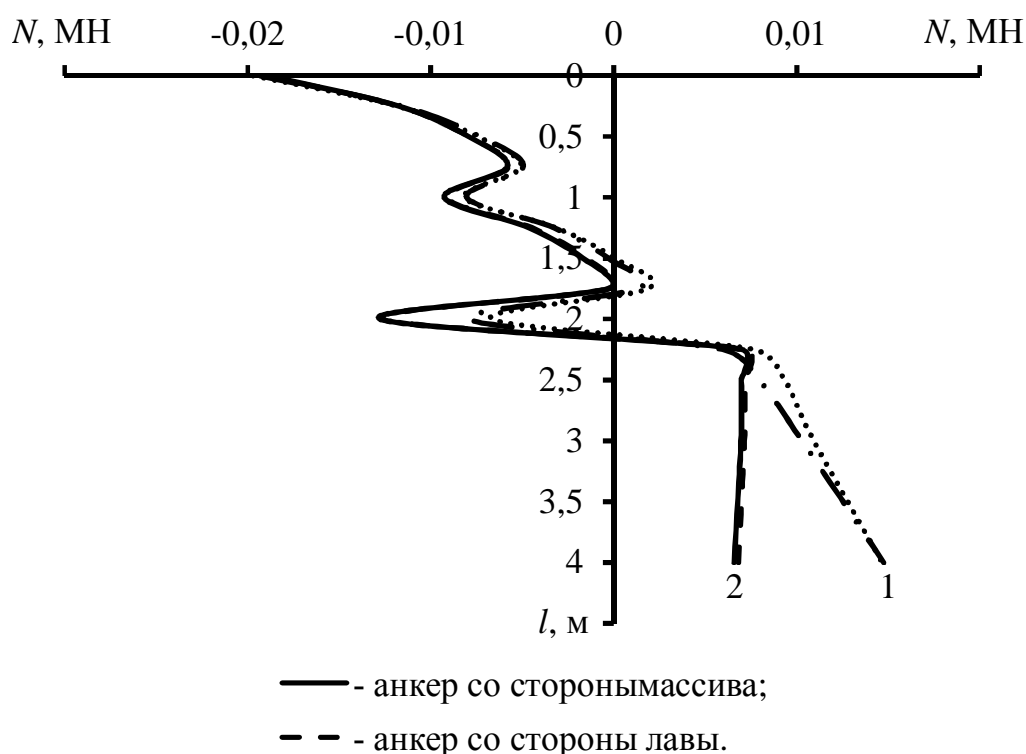


Рисунок 6 – Распределение усилий в анкерах, установленных на расстояниях: 1 и 2 – соответственно 1,4 и 19,6 м впереди лавы

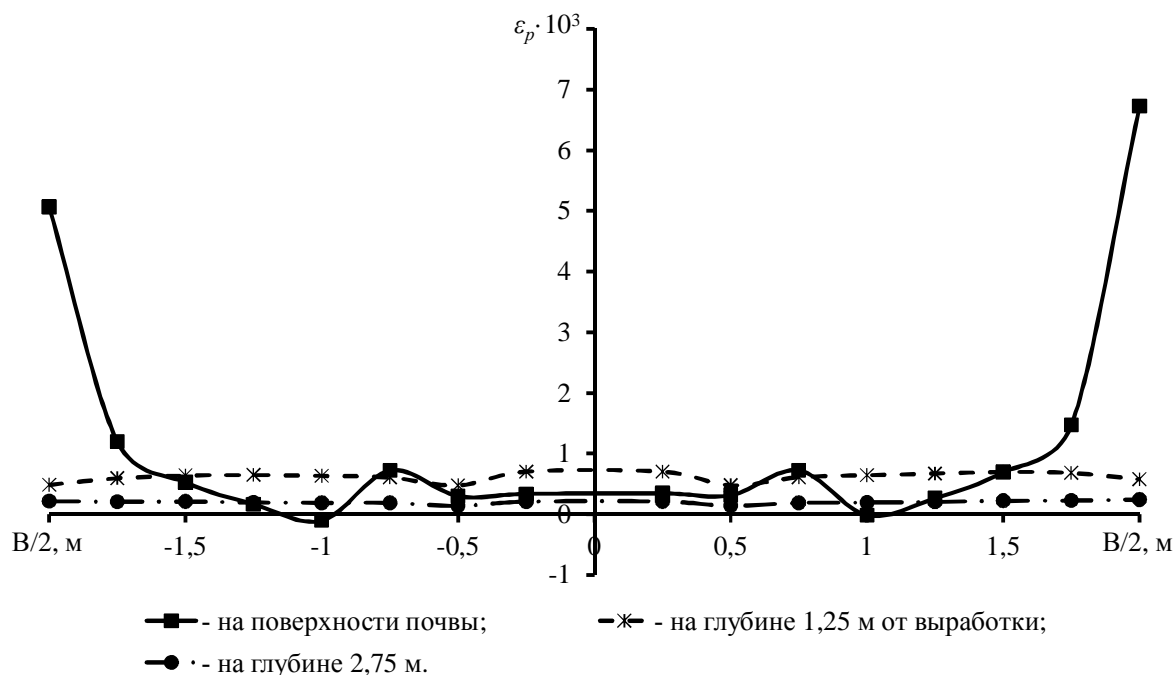


Рисунок 7 – Горизонтальные деформации нелинейно деформируемой почвы выработки на расстоянии 1,4 м от забоя лавы

Место и характер разрушения пород вокруг выработки исследованы при решении дополнительных четырех задач для нелинейно деформированного массива с пошаговым нагружением модели. В нелинейно деформируемом массиве трещины образовались в 0,3% элементов.

Складка пород в кровле разрушена двумя трещинами. В почве трещины появились первоначально на сопряжении лавы с выработкой, затем у противоположной стороны, где наблюдался их рост вглубь.

На основании выполненных исследований установлено: существенное уменьшение напряжений; увеличение области максимальных напряжений вокруг выработки; знакопеременное деформирование почвы вглубь, связанное с ним деформирование анкеров в почве; образование и развитие трещин в кровле и в почве выработки для нелинейно деформируемого массива.

На первом этапе исследования напряженно-деформированного состояния массива пород вокруг выработки необходимо решать объемные задачи МКЭ для линейно и нелинейно деформируемого массива пород.

Библиографический список

1. Байсаров А.В. Обґрунтування параметрів і розробка технології комбінованого способу підтримки виробок, що використовуються повторно: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук: спец. 05.15.02 «Підземна розробка родовищ корисних копалин» / А.В. Байсаров. – Дніпропетровськ, 2004. – 20 с.
2. Клишин Н.К. Прогноз пучения почвы в примыкающих к лавам подготовительных выработках / Н.К. Клишин, К.З. Склепович, С.И. Касьян, П.А. Пронь // Сб. научн. трудов ДонГТУ: Алчевск, 2011, вып. 33. – С. 46-54.
3. Шашенко А.Н. Механика горных пород / А.Н. Шашенко, В.П. Пустовойтенко // підручник для ВУЗів. – К.: Новий друк, 2004. – 400 с.
4. Комиссаров С.Н. Управление массивом горных пород вокруг очистных выработок / Комиссаров С.Н. – М.: Недра, 1983. – 237 с.
5. Підготовчі виробки на пологих пластах. Вибір кріплення, способів і засобів охорони : СОУ 10.1.00185790.011. – [Чинний від 2007-11-09]. - К.: Мінвуглепром України, 2007. – 113 с. – (Стандарт Мінвуглепрому України).
6. Пат. 67477 Україна, МПК (2012.01) E 21 D 21/00. Спосіб запобігання зсидманню підосви магістральних підготовчих виробок // Клишин Н.К., Склепович К.З., Касьян С.І., Пронь П.О.; заявник та патентовласник Донбаський держ. техн. ун-т. - № и201108636; заявл. 11.07.2011; опубл. 27.02.2012, Бюл. №4.

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

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

ИССЛЕДОВАНИЕ И ОПТИМАЛЬНОЕ ПРОЕКТИРОВАНИЕ СТАЛЬНЫХ АРОЧНЫХ КРЕПЕЙ

Наведено результати досліджень роботи сталевих аркового кріплення. Досліджено вплив пасивного відпору порід на несучу спроможність кріплення. Сформульовано умову оптимального проектування рамного кріплення.

Ключові слова: кріплення, несуча здатність, розрахунок, чисельне моделювання, оптимізація кріплення, гірський тиск, навантаження, масив.

Приведены результаты исследования работы стальной арочной крепи горных выработок. Учтено влияние пассивного отпора пород на несущую способность крепи. Сформулировано условие оптимального проектирования рамной крепи.

Ключевые слова: крепь, несущая способность, расчет, численное моделирование, оптимизация крепления, горное давление, нагрузки, массив.

В настоящее время в Донбассе от 30 до 50% горных выработок признаны опасными для передвижения людей из-за плохого состояния крепи [1]. Основными причинами нарушения устойчивости выработок являются недостаточная надёжность прогноза горно-геологических условий; ошибки при проектировании, технологии сооружения, эксплуатации и поддержания выработок. Существующие методы расчета и обоснования параметров крепи [2-6] отстали от современного уровня развития горной науки.

Из работы [1] следует, что лишь незначительное число выработок (около 10-20%) вполне соответствует горно-геологическим условиям, а в остальных случаях наблюдаются негативные последствия проектных ошибок 1 или 2 рода. К первым относят недооценку проявлений горного давления или переоценку работоспособности конструкции крепи (около 40-50% случаев). Ошибки 2 рода вызваны завышением внешних нагрузок на крепь и принятием крепи с излишним запасом прочности (в среднем 30-40% случаев).

Последствия проектных ошибок 1 и 2 рода различны: если первые приводят к разрушению крепей и производственному травматизму, то вторые – причина перерасхода крепежных материалов, трудовых ресурсов и завышения стоимости выработки. Устранить эти ошибки можно путём повышения надёжности проектных решений на базе углублённых исследований проявлений горного давления и несущей способности крепи.

Особую актуальность сохраняет проблема надёжного и научно обоснованного определения несущей способности рамных конструкций крепи ввиду большой их распространённости. Существующие нормативные материалы [2-6] не предусматривают определения внутренних силовых факторов в крепи (продольных, поперечных сил, изгибающих моментов), а сразу априори задают её паспортную несущую способность как постоянную величину, что и приводит к грубым ошибкам 1 или 2 рода.

Цель исследований состоит в установлении закономерностей изменения несущей способности крепи от распределения и величины действующей нагрузки, забутовки и контактных условий её взаимодействия с массивом. **Объектом** исследований является стальная арочная крепь, а предмет исследований – изменение работоспособности крепи в зависимости от условий её нагружения. **Задачи исследований** – установить режимы работы, опасные сечения и предельные состояния рамной крепи, дать рекомендации по выбору крепи. **Основная идея** исследований состоит в соблюдении принципа равнопрочности элементов крепи при её проектировании. Для рамной крепи принцип сводится к требованию одинакового запаса прочности по изгибающим моментам в опасных сечениях и продольным силам в узлах податливости. В основу исследований положен метод численного моделирования работы крепи и её взаимодействия с массивом.

При расчёте сложных конструкций крепи весьма эффективным может стать метод конечных элементов (МКЭ). К числу наиболее удобных программных продуктов для расчёта конструкций методом МКЭ следует отнести расчетный комплекс ЛИРА (ПК ЛИРА). Нами успешно использован комплекс «Лира» для расчета и проектирования крепей горных выработок [7].

Для исследования предельных состояний рассмотрим различные схемы взаимодействия арочной рамной крепи с массивом. Особое внимание уделим учету особенностей формирования нагрузки на крепи. Для этого в каждой расчётной схеме крепи типовых размеров (ширина арки $2a = 5$ м, высота арки $2b = 3,5$ м, радиус дуги верхняка $r = 2,5$ м) задавали внешние нагрузки со стороны массива с разными законами распределения. Расчетная схема крепи (рис. 1) принята как двухшарнирная

циркулярная арка. Арка на почве выработки снабжена неподвижными шарнирами в нижних узлах 1,2 стоек крепи.

Особенностью взаимодействия подземных конструкций с окружающим массивом является возникновение так называемого пассивного отпора пород, что заметно усложняет задачу расчёта крепи и редко учитывается в существующих методах расчёта. Для моделирования пассивного отпора пород использовали нелинейные конечные элементы (КЭ 264), которые обеспечивают одностороннюю упругую связь заданной жёсткости R [7].

Определённую сложность вызывает задача правильного определения жёсткости контактного взаимодействия крепи и массива, которая должна соответствовать свойствам контактного материала (забутовка, тампонаж, жёсткий контакт с массивом и др.). Для охвата всего диапазона возможного изменения контактных условий жёсткость рассчитывали в зависимости от коэффициента постели среды c . Согласно [8-10 и др.] при тампонаже закрепного пространства коэффициент постели находится в пределах $c \approx 300 \dots 800$ МПа/м (принято 500), плотная забутовка дает $c \approx 100$ МПа/м, рыхлая – $c \approx 25$ МПа/м. Жёсткость R нелинейных конечных элементов КЭ 264, установленных по контуру модели крепи (рис. 1), определяли используя выражение $R = c \cdot A$, где A – площадь контакта, приходящаяся на один элемент. Таким образом, при моделировании R находилась в пределах $R = 0 \dots 133$ МН/м.

Тангенциальные (вдоль контура крепи) перемещения пород и крепи учтены с помощью двухузлового элемента КЭ 264. Возникающая сила трения задаётся как параметр элемента КЭ 264. Нами принято значение коэффициента трения между породой и крепью $f = 0,3$. При этом крепь не сразу вступает во взаимодействие с массивом, особенно при неплотной и некачественно выполненной забутовке. Зазор моделировали с помощью свойства КЭ 264 – «зазор». При решении задачи величина зазора между крепью и массивом варьировалась в пределах от 0 (тампонаж) до 50 мм и более (нет забутовки).

Работу податливой конструкции крепи разделим на две стадии – до срабатывания узлов податливости и после. В первом случае крепь работает как упругая конструкция в режиме заданных нагрузок («мягкое» нагружение). Во второй стадии происходит срабатывание и проскальзывание элементов крепи в узлах податливости, а крепь работает в режиме заданных деформаций («жёсткое» нагружение).

Представленная на рисунке 1 модель арочной крепи нагружалась двумя видами нагрузок:

1. Вертикальной сосредоточенной силой, приложенной к вершине арки (рис. 1а);
2. Вертикальной распределенной нагрузкой (рис. 1б).

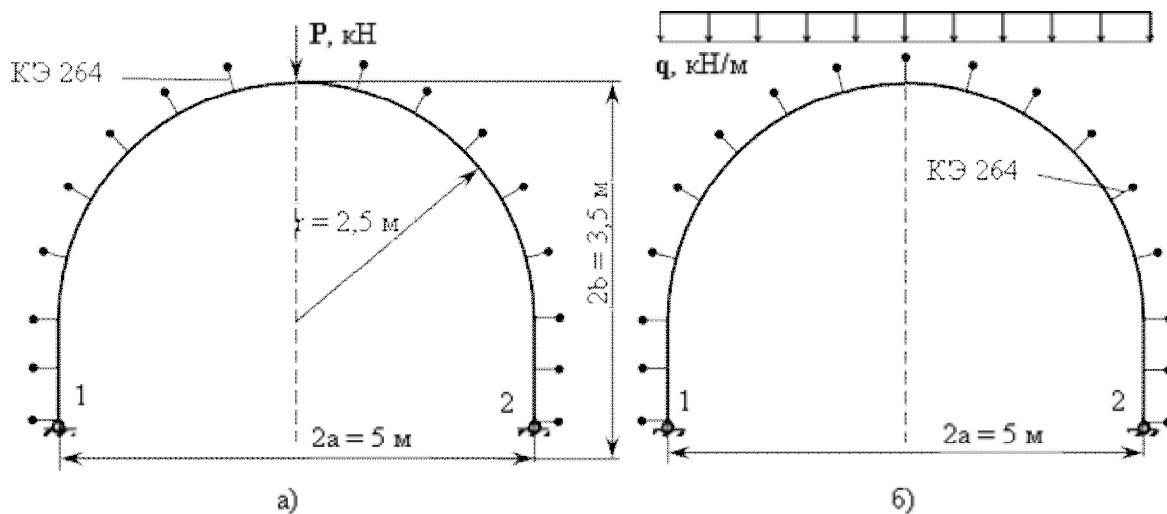


Рисунок 1 – Расчетные схемы арочной крепи при загрузке:
а) вертикальной сосредоточенной силой P ;
б) вертикальной распределенной нагрузкой q .

Очевидно, что потеря устойчивости или разрушение крепи происходит в случае, когда:

1) действующий изгибающий момент M на каком либо участке крепи превысит допустимый момент $[M]$, рассчитанный для данного типоразмера спецпрофиля СВП с учетом схемы загрузки $M \geq [M]$;

2) Максимальная продольная сила N превысит допустимую силу $[N]$ для данного типоразмера СВП $N \geq [N]$.

Разрушение крепи от сдвигающих напряжений, вызванных поперечными силами Q , можно не учитывать ввиду их малости.

Вычислим значения допустимых изгибающих моментов $[M]$ при чистом изгибе и продольных сил $[N]$ при центральном сжатии для разных типоразмеров профилей СВП от №14 до 33. Для этого воспользуемся известными выражениями [11]:

$$[M] = W \cdot R_y \cdot \gamma_{c1}; \quad (1)$$

$$[N] = \varphi \cdot A \cdot R_y \cdot \gamma_{c2}, \quad (2)$$

где W – момент сопротивления сечения, см^3 ;

R_y – расчетное сопротивление стали, взятое по пределу текучести, МПа ($R_y = 240$ МПа);

φ – коэффициент продольного изгиба, зависящий от гибкости элемента и определяемый в соответствии со СНиП II-23-81 [12]* Стальные конструкции;

A – площадь поперечного сечения профиля, см^2 ;

γ_{c1}, γ_{c2} – соответственно коэффициенты условий работы для изгибаемых и центрально сжатых элементов ($\gamma_{c1}=0,8, \gamma_{c2}=1,1$).

Результаты выполненных расчетов представлены в таблице 1.

Таблица 1 – Расчет допустимых изгибающих моментов $[M]$ при чистом изгибе и продольных сил $[N]$ при центральном сжатии

Типоразмер СВП	$W, \text{см}^3$	φ	$A, \text{см}^2$	$[M], \text{кН}\cdot\text{м}$	$[N], \text{кН}$
14	40,7	0,48	18,7	7,8	235
17	50,3	0,51	21,73	9,7	290
19	61,3	0,58	24,44	11,8	375
22	74,8	0,61	27,91	14,4	450
27	100,2	0,685	34,37	19,2	620
33	133,5	0,75	42,53	25,6	840

Для элементов крепи следует учесть совместное действие в сечении изгибающих моментов и продольных сжимающих сил. При этом суммарные напряжения от нормальной силы N и от изгибающего момента M в опасном сечении крепи не должны превосходить расчетного сопротивления R (предела текучести стали) [11]:

$$\sigma = \frac{M}{W \cdot \gamma_{c1}} + \frac{N}{\varphi \cdot A \cdot R_y \cdot \gamma_{c2}} \leq R. \quad (3)$$

Зная соотношение изгибающих моментов M и продольных сил N в опасном сечении, можно найти допустимый изгибающий момент $[M]$ для рассматриваемой схемы загрузки и любого типа спецпрофиля СВП, воспользовавшись выражением (3). Предельную продольную силу $[N]$ в податливых крепях определять, как правило, не следует, т.к. она ограничена величиной сопротивления узлов податливости N_K . Формула для определения допустимого момента $[M]$ после алгебраических преобразований будет иметь вид:

$$[M] = \frac{R \cdot W \cdot A \cdot \varphi \cdot \gamma_{c1} \cdot \gamma_{c2}}{A \cdot \varphi \cdot \gamma_{c2} + k \cdot W \cdot \gamma_{c1}}, \quad (4)$$

где k – соотношение между действующими N и M в опасном сечении по моментам при определённой схеме нагружения, т.е.

$$k = N/M = const. \quad (5)$$

Таким образом, значение допустимого момента $[M]$ в опасном сечении для разных схем нагружения крепи и типоразмеров спецпрофилей будет различаться. В результате расчета по схеме рисунка 1а получены эпюры распределения внутренних силовых факторов, рассчитаны значения изгибающих моментов M , продольных N и поперечных Q сил и определены опасные сечения.

Проанализируем распределение внутренних силовых факторов в крепи от действия вертикальной сосредоточенной силы P . Наиболее опасное сечение – в точке приложения силы P , где возникает наибольший изгибающий момент. Поскольку место приложения нагрузки в расчетной схеме не меняется, а зависимость между внутренними силовыми факторами и внешней нагрузкой линейная, опасное сечение по предельному моменту всегда будет находиться в центре арки. При постепенном возрастании нагрузки возможно два случая перехода крепи в предельную стадию работы:

1. Разрушение крепи от изгиба, когда изгибающий момент в опасном сечении превысит допустимый $[M]$ для данного спецпрофиля СВП.
2. Проскальзывание крепи в узлах податливости, когда продольная сила в узле податливости N превысит предельную N_K .

Методика определения предельной несущей способности крепи от изгибающих моментов или продольной силы в узле податливости состоит в следующем. Рассчитав в программе ЛИРА возникающий в опасном сечении момент от единичной силы M_{1max} , можно найти допустимый момент $[M]$ для любого спецпрофиля (формула 4). После этого, используя линейную зависимость между приложенной нагрузкой и возникающим в опасном сечении моментом M , определяем допустимую (максимальную) сосредоточенную нагрузку P , которую способны нести разные спецпрофили.

Сформулируем *условие оптимального проектирования* рамной податливой крепи. Оно основано на анализе возможных предельных состояний двух типов: предельная нагрузка на крепь P лимитируется либо сопротивлением N_K узлов податливости, либо несущей способностью элемента крепи на изгиб $[M]$ и нацелено на достижение равнопрочности конструкции.

Принцип равнопрочности податливой крепи состоит в том, чтобы обеспечить такое сопротивление узлов податливости $[N_O]$ крепи, ко-

торое соответствует нагрузке, вызывающей предельный изгибающий момент $[M]$ в наиболее опасном её сечении. Поиски этого оптимального значения $[N_O]$ и отражены в последующих таблицах. Значения $[N_O]$ сопоставлены с конструктивным сопротивлением обычного узла податливости $N_K=120$ кН (табл. 2 - 7).

Таблица 2 – Несущая способность крепи при действии вертикальной сосредоточенной силы P и без забутовки закрепного пространства

Тип СВП	$[M]$, кН·м	Максимальная нагрузка на крепь (несущая способность) P , кН	Оптимальное усилие в узле податливости $[N_O]$, кН	$\frac{[N]}{N_K} \cdot 100\%$
14	7,73	13,6	6,4	5,3
17	9,55	16,8	7,9	6,6
19	11,64	20,5	9,7	8,0
22	14,21	25,1	11,8	9,8
27	19,04	33,6	15,8	13,0
33	25,37	44,7	21,0	17,5

Как видно из таблицы 2, предельная нагрузка на крепь P , после которой она разрушается, оказалась ниже нормативного значения, рекомендуемого в нормах проектирования [2], в 7-10 раз. Максимальные упругие смещения рамы в месте приложения силы направлены внутрь выработки и составляют около 50 мм. В стойках крепи максимальные смещения рамы направлены в сторону массива и не превышают $U = 30...35$ мм.

Как влияет забутовка закрепного пространства на несущую способность крепи, нагруженной вертикальной сосредоточенной силой, видно по данным таблицы 3. При решении задачи среднее значение коэффициента постели забутовки принято $c = 25$ МПа/м, в соответствии с чем рассчитана жесткость R конечных элементов КЭ 264 ППП Лира.

Забутровка закрепного пространства создаёт пассивный отпор пород и тем самым повышает несущую способность крепи в 2,3 раза по сравнению с крепью без забутовки (табл. 2, 3). Тем не менее, этого недостаточно: допустимая нагрузка остаётся меньше нормативной [2] в 3...4 раза.

Допустимые нагрузки на крепь при тампонаже закрепного пространства (когда коэффициент постели доходит до $c = 500$ МПа/м и более) приведены в таблице 4. Хотя схема загрузки крепи сосредоточенной силой, как и предыдущая, несколько умозрительна, но возмож-

на, когда тампонаж (забутовка) закрепного пространства в своде отсутствуют, режим работы крепи жёсткий, а узлы податливости заблокированы. Из-за этого продольные силы в узлах податливости могут превышать сопротивления этих узлов и ограничены только несущей способностью спецпрофиля. В жестком режиме работы рамы допустимое продольное усилие $[N]$ в любом ее элементе определяется в соответствии с выражением (3).

Таблица 3 – Несущая способность крепи при вертикальной сосредоточенной силе P и забутовке закрепного пространства

Тип СВП	$[M]$, кН·м	Максимальная нагрузка на крепь (несущая способность) P , кН	Оптимальное усилие в узле податливости $[N_O]$, кН	$\frac{[N]}{N_k} \cdot 100\%$
14	6,75	30,9	32,7	27
17	8,34	38,1	40,4	34
19	10,23	46,8	49,6	41
22	12,45	56,9	60,3	50
27	16,75	76,6	81,2	68
33	22,36	102,2	108,4	90

Таблица 4 – Несущая способность крепи при вертикальной сосредоточенной силе P и тампонаже закрепного пространства

Тип СВП	$[M]$, кН·м	Максимальная нагрузка на крепь (несущая способность) P , кН	Оптимальное усилие в узле податливости $[N_O]$, кН	$\frac{[N]}{N_k} \cdot 100\%$
14	6,11	36,8	49	41
17	7,56	45,5	60,6	50
19	9,30	56,0	74,5	62
22	11,31	68,1	90,6	76
27	15,26	91,9	122,2	102
33	20,40	122,9	163,4	136

Из результатов решения задачи следует важный практический вывод (табл. 2–4), что при действии на крепь сосредоточенных нагрузок её разрушение происходит от изгибающих моментов, т.е. крепь работает

как жёсткая конструкция и разрушается, не успевая входить во вторую (податливую) стадию работы.

При загрузке крепи по схеме 1а (табл. 2 – 4) наличие забутовки и тампонажа закрепного пространства повышает несущую способность крепи в 2,3 раза и в 2,6 раза соответственно, причём оказалось, что тампонаж закрепного пространства по сравнению с забутовкой увеличивает несущую способность всего в 1,2 раза. Последняя остается достаточно низкой, в 3-4 раза меньше нормативной, несмотря на забутовку и даже тампонаж. Следовательно, нагружение сосредоточенной силой (рис. 1а) вызывает значительные изгибающие моменты и крепь разрушается при нагрузках, значительно меньших паспортных значений, т.е. в нормах проектирования заложена самая опасная проектная ошибка 1 рода, приводящая к обрушению пород в выработку при таком нагружении.

Следует обратить внимание на то, что усилия в узлах податливости крепи $[N_O]$ вплоть до ее разрушения от изгибающих моментов остаются значительно меньше усилий срабатывания узлов N_K . Следовательно, при данной схеме нагружения, весьма распространённой на практике, для использования податливого режима работы крепи следует снижать сопротивление узлов податливости в 3...15 раз, т.е. заведомо либо идти на потерю сечения выработки от смещений пород, либо смириться с быстрым разрушением крепи и завалом выработки.

Что же происходит при загрузке крепи равномерно распределённой нагрузкой, т.е. в идеальном случае, предусмотренном ТУ установки крепи (рис. 1б)? Расчёты показали, что наиболее опасное сечение по изгибающему моменту появляется не только в верхняке, но и в стойках крепи (табл. 5).

Таблица 5 – Несущая способность крепи при вертикальной распределённой нагрузке (без забутовки закрепного пространства)

Тип СВП	$[M]$, кН·м	Максимальная нагрузка на крепь (несущая способность) P , кН	Оптимальное усилие в узле податливости $[N_O]$, кН	$\frac{[N]}{N_K} \cdot 100\%$
14	7,15	40,5	11,5	10
17	8,83	50,0	14,2	12
19	10,80	61,1	17,4	15
22	13,17	74,5	21,2	18
27	17,68	100,0	28,5	24
33	23,59	133,4	38,0	32

Как и ранее, потеря несущей способности рамы во всех случаях происходит от изгибающих моментов. Максимальная несущая способность крепи P меньше нормативных значений [2] в 3-5 раз. Значит, без забутовки применять крепи из спецпрофиля нецелесообразно из-за их низкой несущей способности (40,5...133,4 кН), когда усилия в узлах податливости составляют 10...32% от допустимых. Это говорит о том, что крепь работает в жёстком (не паспортном) режиме и будет неминуемо разрушена изгибающими моментами в стойках. А что даст забутовка закрепного пространства (табл. 6)?

Таблица 6 – Несущая способность крепи при вертикальной распределенной нагрузке с забутовкой закрепного пространства

Тип СВП	[M], кН·м	Максимальный изгибающий момент M, кН·м		Максимальная нагрузка на крепь (несущая способность) P, кН		Оптимальное усилие в узле податливости при $M=[M]$ [N _o], кН	[N _o] в % к N _K	Действующее усилие в узле податливости N, кН	N в % к N _K
		Действующий M	M в % к [M]	по N _K в узлах податливости	по [M]				
14	4,39	3,87	88	230	315	136	113	120	100
17	5,43	3,87	71	230	385	168	140	120	100
19	6,76	3,87	57	230	485	210	175	120	100
22	8,19	3,87	47	230	585	254	212	120	100
27	11,12	3,87	35	230	795	345	288	120	100
33	14,92	3,87	26	230	890	463	386	120	100

Из таблицы 6 следует, что для всех типоразмеров СВП несущая способность крепи примерно постоянна и равна 230 кН, т.к. лимитируется сопротивлением узлов податливости, т.е. крепь переходит в податливую стадию работы до начала изгиба. При этом изгибающие моменты в опасных сечениях крепи M находятся в пределах от 26% (СВП 33) до 88% (СВП 14) по отношению к допустимому [M]. Таким образом, забутовка закрепного пространства делает нерациональным применение спецпрофилей мощнее СВП 14.

Повысить несущую способность крепи в данном случае следует не увеличением типоразмера спецпрофиля (до 27, 33 или больше), а применением узлов податливости с повышенным сопротивлением (в 1,5...4 раза) либо обеспечением жесткого режима работы рамы. Например, согласно проведенным расчетам (табл. 6), сопротивление узла по-

податливости для спецпрофиля СВП 33 должно составлять $[N] = 463$ кН. В этом случае несущая способность рамы возрастет с 230 кН до 890 кН, т.е. в 3,86 раза. Несущую способность рамы можно также повысить, подбирая жесткость забутовочного материала, тем самым добиваясь одинакового запаса прочности по изгибающим моментам и продольным усилиям в узлах податливости.

Интересно оценить эффективность тампонажа закрепного пространства (табл. 7, расчётная схема 1б на рис. 1).

Таблица 7 – Несущая способность крепи при вертикальной распределенной нагрузке и тампонаже закрепного пространства

Тип СВП	$[M]$, кН·м	Максимальная нагрузка на крепь (несущая способность) P , кН	Оптимальное усилие в узле податливости $[N_o]$, кН	$\frac{[N]}{N_k} \cdot 100\%$
14	3,14	330	182	152
17	3,88	410	225	187
19	4,87	515	282	235
22	5,89	620	342	285
27	8,03	850	466	388
33	10,81	1140	627	523

Из таблицы 7 видно, что рамная крепь, работающая в жёстком режиме, обладает высокой несущей способностью, тем большей, чем больше спецпрофиль крепи. Выполнение тампонажа закрепного пространства позволяет резко снизить возникающие в крепи изгибающие моменты, что значительно увеличивает допустимые нагрузки на крепь. Например, согласно [2], нормативные параметры крепи из СВП 33 при сечении выработки в свету $15,5 \text{ м}^2$ (высота – 3,55 м, ширина – 5,2 м), следующие: рабочее сопротивление в податливом режиме – 310 кН, несущая способность арки (в жестком режиме) – 505 кН. Однако, как показывают расчеты (табл. 6), даже при полной забутовке контура выработки сопротивление рамы в податливом режиме не превысит 230 кН (75% от паспортного значения). После исчерпания податливости крепь должна бы перейти в жесткий режим работы, но из-за несовершенства существующих конструкций узлов податливости часто этого не происходит, более того, сопротивление узлов податливости падает и та невысокая нагрузка, которую может выдержать рама, постоянно снижается, а выработка задавливается окружающей породой.

При выполнении тампонажа и обеспечении жесткого режима работы крепи из спецпрофиля СВП 33, ее несущая способность вырастет до 1140 кН (табл. 7), что в 2,25 раза выше нормативного значения 505 кН, которое обеспечит даже крепь из СВП № 19 (515 кН). Расчёты и практический опыт показали, что применение тампонажа позволяет отказаться от тяжёлых спецпрофилей крепи (выше СВП №19) и обеспечить вполне устойчивое состояние выработки, уменьшив расход стального проката в 1,6...2,5 раза.

В таблице 8 представлены поправочные коэффициенты для исправления (на первом этапе исключения ошибок) заданных в нормах сопротивлений рам разных типоразмеров СВП для возможных схем загрузки (рис. 1). Нормативные сопротивления крепи для всех типоразмеров спецпрофиля пересчитаны на ширину выработки $2a = 5$ м для соответствия геометрической схеме рисунка 1.

Таблица 8 – Поправочные коэффициенты к нормативным значениям стальных рамных арочных податливых крепей с учетом характера нагрузки и условий взаимодействия с массивом

Типоразмер СВП	Нормативное [2] сопротивление крепи с замками 3ЗД, кН		Расчетная несущая способность, кН в доли от нормативной					
	в податливом режиме	в жестком режиме	Сосредоточенная сила			Распределенная нагрузка		
			без забутовки	забутовка $c=25$ МПа/м	тампонаж $c=500$ МПа/м	без забутовки	забутовка $c=25$ МПа/м	тампонаж $c=500$ МПа/м
14	150	160	13,6/ 0,09	30,9/ 0,21	36,8/ 0,23	40,5/ 0,27	230/ 1,53	330/ 2,06
17	180	194	16,8/ 0,09	38,1/ 0,21	45,5/ 0,23	50,0/ 0,28	230/ 1,28	410/ 2,11
19	200	235	20,5/ 0,1	46,8/ 0,23	56,0/ 0,24	61,1/ 0,31	230/ 1,15	515/ 2,19
22	220	278	25,1/ 0,11	56,9/ 0,26	68,1/ 0,24	74,5/ 0,34	230/ 1,05	620/ 2,23
27	250	385	33,6/ 0,13	76,6/ 0,31	91,9/ 0,24	100,0/ 0,4	230/ 0,92	850/ 2,21
33	310	525	44,7/ 0,14	102,2/ 0,33	122,9/ 0,23	133,4/ 0,43	230/ 0,74	1140/ 2,17

Выводы:

1. Существующие нормативные методики выбора параметров стальной рамной крепи не учитывают закономерностей взаимодействия крепи с массивом, ведут к грубым ошибкам проектирования 1 и 2 рода, а потому – малодостоверны и должны быть пересмотрены.

2. Научно обоснованными численными методами расчёта и выбора параметров крепи доказано, что некачественное оконтуривание вы-

работки, большие пустоты закрепного пространства, отсутствие забутовки и др. приводят к разрушению верхняка и стоек до начала податливости, снижению несущей способности крепи в 3-10 раз по сравнению с рекомендациями в нормах, что недопустимо. Существующие конструкции узлов податливости не отвечают принципу равнопрочности крепи, когда они должны срабатывать с запасом 1,1-1,2 до начала разрушения элементов крепи изгибом.

3. Расчёты и практический опыт показали, что применение забутовки или тампонажа закрепного пространства после исчерпания податливости резко увеличивают (в 5-10 раз) несущую способность крепи, что позволяет отказаться во многих случаях от применения «тяжёлых» спецпрофилей СВП (22, 27, 33) и перейти к использованию «лёгких» спецпрофилей (СВП 19, 17, 14). Это с избытком окупает усложнение технологии работ по креплению и ведёт к существенной (в 2-3 раза) экономии металлопроката.

4. Для оптимального проектирования и эксплуатации крепей необходимо соблюдение принципа равнопрочности ее элементов, т.е. конструкция крепи должна иметь одинаковый запас прочности по изгибающим моментам в опасных сечениях и продольным силам в узлах податливости. Это можно обеспечить переходом на компьютерное проектирование крепи.

Библиографический список

1. Литвинский Г.Г. *Стальные рамные крепи горных выработок* / Г.Г. Литвинский, Г.И. Гайко, Н.И. Кулдыркаев. – К.: Техника, 1999. – 216 с.
2. СОУ 10.1.00185790.011:2007 / *Мін-во вугільної промисловості України; ДонВУГІ, УкрНДІпроект.* – К.: Мінвуглепром України, 2007. – 116 с.
3. СНиП II-94-80. *Подземные горные выработки. Нормы проектирования.* – М.: Стройиздат, 1982. – 30 с.
4. *Руководство по проектированию подземных горных выработок и расчету крепи* / ВНИМИ, ВНИИОМШС Минуглепрома СССР. – М.: Стройиздат, 1983. – 272с.
5. *Указания по рациональному расположению, охране и поддержанию горных выработок на угольных шахтах СССР.* – Л.: ВНИМИ, 1986. – 222 с.
6. *Инструкция по выбору рамных податливых крепей горных выработок.* – Санкт-Петербург: ВНИМИ, 1991. – 125 с.
7. Литвинский Г.Г. *Расчет крепи горных выработок на ЭВМ: учебн. пособ.* / Литвинский Г.Г., Фесенко Э.В., Емец Е.В. – Алчевск: ДонГТУ, 2011. – 174 с.

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

9. Гетце Э. Опыт использования различных систем заполнения закрепного пространства в проходческих забоях / Э. Гетце // *Глюкауф*. – 1982. - № 1. - С. 17–19.

10. О выборе забутовочного материала для заполнения закрепного пространства горных выработок / И. Г. Великий, В. И. Черетяно, В. В. Черкасов [и др.] // *Шахтное строительство*. – 1978. - № 9. – С. 12–14.

11. Маилян Р.Л. Строительные конструкции: учебное пособие / Р.Л. Маилян, Д.Р. Маилян, Ю.А. Веселев. Изд. 2-е. – Ростов н/Д: Феникс, 2005. – 880 с.

12. СНиП II-23-81* Стальные конструкции. Нормы проектирования. – М.: Стройиздат, 1990. – 134 с.

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

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

О МЕТАНОВЫДЕЛЕНИИ В ОКРЕСТНОСТИ ГЕОЛОГИЧЕСКИХ НАРУШЕНИЙ

Розглянуті матеріали вимірювань метановиділення у очисних та підготовчих вибоях при переході малоамплітудних геологічних порушень і сформульовані основні задачі для прогнозової оцінки характеру його зміни.

Ключові слова: метановиділення, малоамплітудні порушення.

Рассмотрены материалы замеров метановыделения в очистных и подготовительных забоях при переходе малоамплитудных геологических нарушений и сформированы основные задачи для прогнозной оценки характера его изменения.

Ключевые слова: метановыделение, малоамплитудные нарушения.

Метановыделение из угольных пластов носит ярко выраженный динамический характер. При этом существует большое количество факторов, которые влияют на изменение абсолютного и относительного метановыделения, среди которых существенную роль играют геологические нарушения.

Анализ фактических данных об изменении метановыделения при подходе фронта очистных работ к геологическим нарушениям показывает, что в одних случаях наблюдается уменьшение метановыделения, а в других наоборот – увеличение.

Так остаточная газоносность пласта ℓ_2^g в зонах влияния Карловского и Софиевского сбросов в Боково-Хрустальском районе существенно снижается при приближении к плоскости сместителя сбросов с 30 до 10 м³/т [1]. Данный факт авторы указанной работы объясняют дегазирующим влиянием указанных сбросов.

В то же время по результатам замеров абсолютного метановыделения в горных выработках ряда шахт [2] было установлено, что при подходе и пересечении малоамплитудных тектонических нарушений наблюдается как увеличение, так и снижение метановыделения.

На шахте Перевальская при подходе проходческого забоя к сбросу с амплитудой 0,8 м (пл. k_3^g) на расстояние 110 м наблюдается рост абсолютного метановыделения с 0,18 до 0,35 м³/мин. Затем произошло его уменьшение до 0,19 м³/мин. на расстоянии 38 м и последующий рост до 0,40 м³/мин. на расстоянии 10 м после прохода нарушения.

На шахте Комиссаровская при проведении диагонального конвейерного уклона пл. ℓ_6 выработкой было вскрыто 3 геологических нарушений с амплитудой 0,5-1,0 м.

При вскрытии первого из них с амплитудой 1,0 м абсолютное метановыделение увеличилось с 0,027 м³/мин. до 0,05 м³/мин. При вскрытии 2-го и 3-го нарушений с амплитудами 0,5-0,65 м метановыделение увеличилось с 0,028 до 0,039 м³/мин. В дальнейшем по мере отхода от нарушения на расстояние 200 м метановыделение уменьшалось до 0,033 м³/мин.

Исследования на шахте Фашевская при проведении промежуточного штрека 15-й западной лавы пл. k_8 было установлено, что метановыделение в выработку при вскрытии геологического нарушения амплитудой 0,28 м в 3-5 раз оказалось меньше, чем на расстоянии 100-300 м от него. Оно составило 0,097 против 0,484-0,275 м³/мин.

При этом авторы работы [2] утверждают, что снижение метановыделения в выработку было вызвано тем, что нарушение было ранее вскрыто и дегазировано 15 западным откаточным штреком. Однако каких-либо данных подтверждающих этот вывод не приводят.

Данные по шахте Социалистический Донбасс показали, что при вскрытии забоем бортовой выработки № 51 пл. h_8 двух геологических нарушений с амплитудами 0,15 и 0,25 м наблюдалось существенное увеличение абсолютного метановыделения. Так при вскрытии дизъюнктива амплитудой 0,15 м метановыделение увеличилось до 5,24 м³/мин., затем после прохода нарушения метановыделение уменьшилось до 1 м³/мин. При пересечении нарушения амплитудой 0,25 м опять произошло увеличение метановыделения до 3,47 м³/мин. с последующим его уменьшением до 0,86 м³/мин.

Аналогичные результаты были получены в 3-м восточном откаточном штреке пл. h_8 . В нем при переходе геологического нарушения амплитудой 0,45 м произошло увеличение метановыделения с 0,84 до 14,86 м³/мин.

Исследования, проведенные в подготовительных выработках шахт им. М.И.Калинина и им. А.Ф.Засядько, показали, что при пересечении геологического нарушения амплитудой 0,37 м метановыделение увеличивалось с 0,37 до 0,79 м³/мин. (шахте им. М.И.Калинина) и при

пересечении нарушения амплитудой 1,1 м с 1,15 до 2,4 м³/мин. (шахте им. А.Ф.Засядько).

Приведенные данные показывают, что степень увеличения абсолютного метановыделения в горные выработки разная. Кроме того установлен случай, когда наоборот при пересечении нарушения наблюдается снижение метановыделения в выработку.

Особый интерес представляют результаты замеров метановыделения в очистные забои. По материалам работы [2] установлено, что при переходе малоамплитудного нарушения 49-бис лавой (шахте Кочегарка) абсолютное метановыделение снизилось с 1,4-1,5 м³/мин. до 0,7-1,0 м³/мин.

При переходе лавой участка № 26 той же шахты абсолютное метановыделение снизилось с 3,67 м³/мин. до 2,69 м³/мин., затем оно повысилось до 5,39 м³/мин. и далее снизилось до 1,81-2,85 м³/мин.

Анализ данных позволил сделать предположение о том, что выявленный характер метановыделения в лаву связан с размерами зоны распространения нарушения в лаве.

На участке № 55-бис шахты Кочегарка при подходе лавы к нарушению метановыделение наблюдалось в пределах 0,4-0,5 м³/мин., а во время перехода увеличилось до 1,0 м³/мин. При этом следует отметить, что лава на момент замеров захватила лишь незначительную часть геологического нарушения в районе вентиляционного штрека.

При отработке пл. *m₃* указанной шахты с помощью щитового агрегата АНЩ было установлено увеличение метановыделения с 0,78 до 1,31 м и последующее его уменьшение до 0,68 после перехода нарушения. Как и в предыдущем случае лава во время замеров захватила лишь часть участка геологического нарушения.

Замеры метановыделения в очистных забоях шахт Фащевская, им. А.М.Горького, им. М.И.Калинина показали, что при переходе геологического нарушения на шахте им. А.М.Горького произошло увеличение метановыделения с 2,23 м³/мин. до 3,98 м³/мин. с последующим падением до 2,44 м³/мин.

На ш. Фащевская при переходе геологического нарушения метановыделение увеличилось с 5,79 м³/мин. до 8,86 м³/мин. Снижение метановыделения после прохода лавы нарушения не зафиксировано из-за того, что замеры дальше не проводились.

Следует отметить, что в обоих случаях нарушения были сориентированы практически параллельно линии лавы.

Замеры на шахте им. М.И.Калинина в 4-й западной лаве пл. *k₂* показали, что при переходе геологического нарушения наблюдается рост метановыделения с 1,43 до 2,81 м³/мин. и далее во время работы

лавы в зоне нарушения оно составляет $2,48 \text{ м}^3/\text{мин.}$, т.е. уменьшается незначительно.

Такой характер изменения метановыделения в целом отвечает данным, полученным по лавам участков № 49-бис и № 26 шахты Кочегарка. В связи с этим можно предположить, что характер изменения метановыделения в лавах зависит и от площади участка нарушения пересекаемого лавой.

Нами были проанализированы результаты замеров концентрации метана в подготовительных и очистных забоях шахт Никанор-Новая, XIX партсъезда, Фашевская и Белореченская. В итоге было установлено, что как и в рассмотренных выше случаях отсутствует однозначная ситуация с изменением метановыделения при переходе геологических нарушений.

Так на шахте Белореченская при проведении ходка № 8 не зафиксировано увеличение концентрации метана в исходящей струе. Аналогичная картина наблюдалась и на ш. им. XIX партсъезда в вентиляционном бис уклоне и восточной наклонной лаве пл. ℓ_1 . В то же время на ш. Никанор-Новая концентрация метана в исходящей струе из западной лавы k_6^e возросла до 2% при переходе нарушения, а на ш. Фашевская в 11-м западном откаточном штреке увеличение составило уже до 4%.

Детальные исследования изменения метановыделения в лавах и подготовительные выработки на разных расстояниях от тектонических разрывных нарушений в условиях шахт Львовско-Волынского бассейна [3] показали практически во всех случаях снижение выделения метана при подходе к нарушениям. Данное обстоятельство автор [3] объясняет деметанизирующим влиянием разрывных нарушений на угольные пласты. В то же время приведенные выше фактические данные показывают, что при подходе к малоамплитудным нарушениям их деметанизирующее влияние в большинстве случаев не подтверждается.

В связи с этим следует предположить, что снижение выделения метана в зоне влияния тектонических нарушений может иметь место для крупных разрывов. Для них характерно наличие тектонических трещин в зонах затухания разрывов по которым метан движется на поверхность [4] при разгрузке угольных пластов под влиянием очистных работ.

Отсюда следует, что для малоамплитудных нарушений снижение метановыделения возможно только при их вскрытии ранее пройденными очистными или подготовительными выработками. При этом важно знать, где произошло это вскрытие: в зоне затухания нарушения или в зоне развития? Однозначного ответа на эти вопросы для малоамплитудных нарушений до настоящего времени нет, и остается не изученной

динамика метановыделения во время перехода нарушения очистными забоями.

Приведенные данные показывают, что неоднозначность изменения метановыделения при переходе выработками геологических нарушений требует целенаправленных исследований с целью установления перечня геологических и технологических факторов, оказывающих влияние на динамику метановыделения и разработки методики ее прогноза.

Решение указанных задач позволит заранее предлагать технологические решения по снижению метановыделения в горные выработки во время перехода геологических нарушений, что существенно повысит безопасность работ по газовому фактору.

Библиографический список

1. *Геомеханические процессы и прогноз динамики газовой выработки при ведении очистных работ в угольных шахтах: монография / Н.И. Антощенко, В.Н. Окалелов, В.И. Павлов и др. – Алчевск: ДонГТУ, 2010. – 449 с.*

2. *Проведение подземных газовых съемок и разработка программ для автоматизированной системы прогнозирования: отчет, книга 1: 1798 г/д / КГМИ; руководитель темы Р.А.Фрумкин. – Коммунарск, 1986. - 468 с. - № ГР 01.84.0059383.*

3. *Недвиг С.Н. О результатах газовой съемки на шахтах Львовско-Волынского угольного бассейна / С.Н.Недвиг // Борьба с газом и пылью в угольных шахтах. – Киев: Техніка, 1964. – С. 41-50.*

4. *Василянский Н.П. Выделение метана на поверхность по тектоническим трещинам разрывных геологических нарушений / Н.П. Василянский, В.Н. Кочерга // Сб. научн. трудов МакННН. – Макеевка, 1986. – С. 124 - 128.*

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

*д.т.н. Гайко Г.И.,
Должиков Ю.П.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ИССЛЕДОВАНИЯ ТРЕЩИНОВАТОСТИ ПОРОДНОГО МАССИВА В СОДИЗЪЮНКТИВНЫХ ЗОНАХ

У статті розглянуто залежність коефіцієнту структурного послаблення від густоти тріщин біля диз'юнктивного порушення. Отримано емпіричну залежність густоти тріщин від відстані до порушення, а також загальну залежність коефіцієнту структурного порушення від найбільш впливових чинників біля диз'юнктивного порушення.

Ключові слова: *виробка, диз'юнктивне порушення, тріщини, структурне послаблення, залежність.*

В статье рассмотрена зависимость коэффициента структурного ослабления от густоты трещин возле дизъюнктивного нарушения. Получена эмпирическая зависимость густоты трещин от расстояния до нарушения, а также общая зависимость коэффициента структурного нарушения от наиболее влиятельных факторов возле дизъюнктивного нарушения.

Ключевые слова: *выработка, дизъюнктивное нарушение, трещины, структурное ослабление, зависимость.*

В практике шахтного строительства важнейшее место занимает проблема пересечения горной выработкой зоны дизъюнктивного нарушения. Это непосредственно связано с весьма низкой устойчивостью горных пород в обозначенных зонах [1].

Исследования устойчивости протяженной одиночной выработки выполняются сегодня в детерминированной постановке, которая предполагает существенную идеализацию породного массива и граничных условий. Однако сопоставление аналитических расчетов в геомеханике всегда связано с разбросом значений, полученных в натурных условиях. Это обстоятельство приводит к тому, что проектировщики используют эмпирические зависимости по результатам шахтных исследований. Задаваясь конкретными горно-геологическими условиями, возможно с высокой точностью определить поведение геомеханической системы по эмпирическим уравнениям [1].

Строительство и поддержание горной выработки вблизи тектонического нарушения – в содизъюнктивных зонах – требует детального изучения изменения коэффициента структурного ослабления пород в зависимости от расстояния до нарушения со стороны висячего и лежащего бока [2].

Цель работы – исследование закономерности изменения коэффициента структурного ослабления пород в содизъюнктивных зонах.

Коэффициент структурного ослабления в случае нормального распределения прочности структурных элементов в соответствии с формулой Шашенко А.Н. принимает вид [1]:

$$k_c = 1 - \sqrt{0,5\eta} \exp(-0,25\eta). \quad (1)$$

Приведенная зависимость связывает коэффициент структурного ослабления с реальной характеристикой – относительной вариацией значений прочности пород относительно своего среднего. Очевидно, для идеально однородной среды $\eta = 0$ и коэффициент структурного ослабления равен единице. По мере увеличения вариации данных, т.е. с ростом трещиноватости среды, величина k_c уменьшается, приближаясь к значению $k_c = 0,4$.

Степень неоднородности массива отображается значением дисперсии. Следует отметить, что влияние трещиноватости породного массива на величину дисперсии неоднозначно: при увеличении расстояния между трещинами до определенного предела дисперсия возрастает, а затем резко падает, т.е. среда по своим свойствам приближается к монолитному массиву.

Такой вывод соответствует ее физической природе: невозможно сделать образец из породного блока, размеры которого меньше, чем размеры стандартного образца. Если ввести рассмотрение коэффициент вариации для обычного опробования $\eta_0 = \sqrt{\frac{D}{m}}$, то получим коэффициент вариации для тектонически нарушенного массива:

$$\eta = \sqrt{\frac{l_m + l_0}{l_m} (\eta_0^2 + 1) - 1}, \quad (2)$$

где l_0, l_m – размеры испытываемого образца и расстояние между трещинами.

В таком виде коэффициент вариации отражает не только структурную неоднородность содизъюнктивной зоны, но и механическое ее

ослабление системами трещин. На рисунке 1 показаны графики значения коэффициента вариации η от плотности трещин ν и степени неоднородности породной среды [1].

Важно то, что в приведенных выше выражениях для коэффициента структурного ослабления величина η должна определяться выражением (2), отражающим влияние макродефектов на прочность массива.

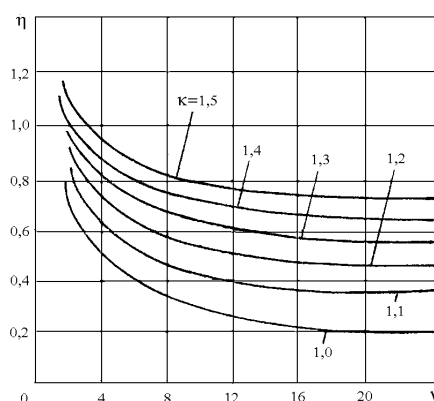


Рисунок 1 – Зависимость коэффициента вариации трещиноватого массива от расстояния между трещинами и степенью неоднородности среды

Перейдем теперь к зависимости коэффициента структурного ослабления k_c от расстояния между трещинами.

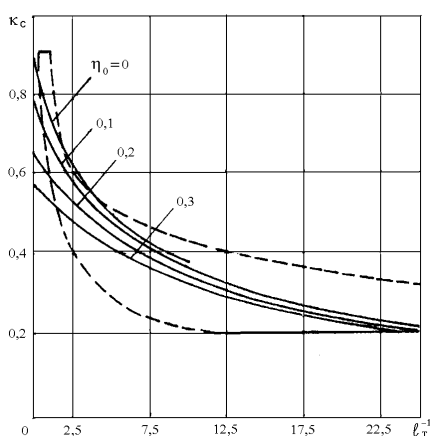


Рисунок 2 – Зависимость коэффициента структурного ослабления от расстояния между трещинами и коэффициента вариации выборки

Из рисунка 2 следует, что влияние макродефектов значительно. При приближении величины ν к предельному значению коэффициент

структурного ослабления уменьшается в 4 раза. Следовательно, прочность массива уменьшится в 2-4 раза.

На рисунке 2 показано (поле, ограниченное штриховой линией), насколько близко соответствуют значения коэффициента структурного ослабления, рекомендуемые в СНиП-II-94-80, вычисленным по предлагаемым зависимостям.

Видно, что используемые зависимости содержат две основные характеристики породного массива, требующие определения: коэффициент вариации выборки и среднее расстояние между трещинами. Коэффициент вариации выборки может быть получен в результате отбора, консервирования, изготовления и испытаний образцов горных пород в соответствии с принятыми стандартами. Известно, что вариация прочности углевмещающих пород, определенная применительно к литологическим разностям в целом, достигает больших величин (50-70%). Однако большинство исследователей приходят к единому выводу: при тщательном изготовлении образцов рассеивание значений прочности вокруг среднего значения не превышает 40%. При этом образцы должны быть привязаны к конкретному пласту и иметь одну фациальную принадлежность [1, 2].

Намного сложнее происходит определение параметров трещинной тектоники: ориентировки трещин, их интенсивности и т.п. Такие работы долгие годы выполнялись ПО «Укруглегеология» и «Спецтампонажгеология» [3]. В результате этих работ были исследованы системы трещин и определена их ориентировка. Для шахт Восточного Донбасса в полярной системе координат Шмидта построены круговые диаграммы, позволяющие определить ориентировку трещин в пределах шахтных полей. Для примера на рисунке 3 приведены круговые диаграммы трещиноватости для основных пород кровли.

Весьма эффективными способами оценки структурной неоднородности массива являются реометрический и емкостный методы, разрабатываемые на кафедре строительных геотехнологий [4], а также скважинная интроскопия горных пород [5].

Однако для получения более точной зависимости коэффициента структурного ослабления в содиэюнктивных зонах были проведены натурные измерения трещиноватости массива, основанные на замерах раскрытия трещин микроскопом МПБ-3 с точностью до 0,1 мм. Исследования проводились в условиях шахты «Комсомольская» при строительстве 1-ого, 2-ого и 3-ого северных конвейерных штреков, пересекавших I и II

Ясеновский сброс. Результаты исследований трещиноватости по трем выработкам усреднялись и представлены на рисунках 4 и 5.

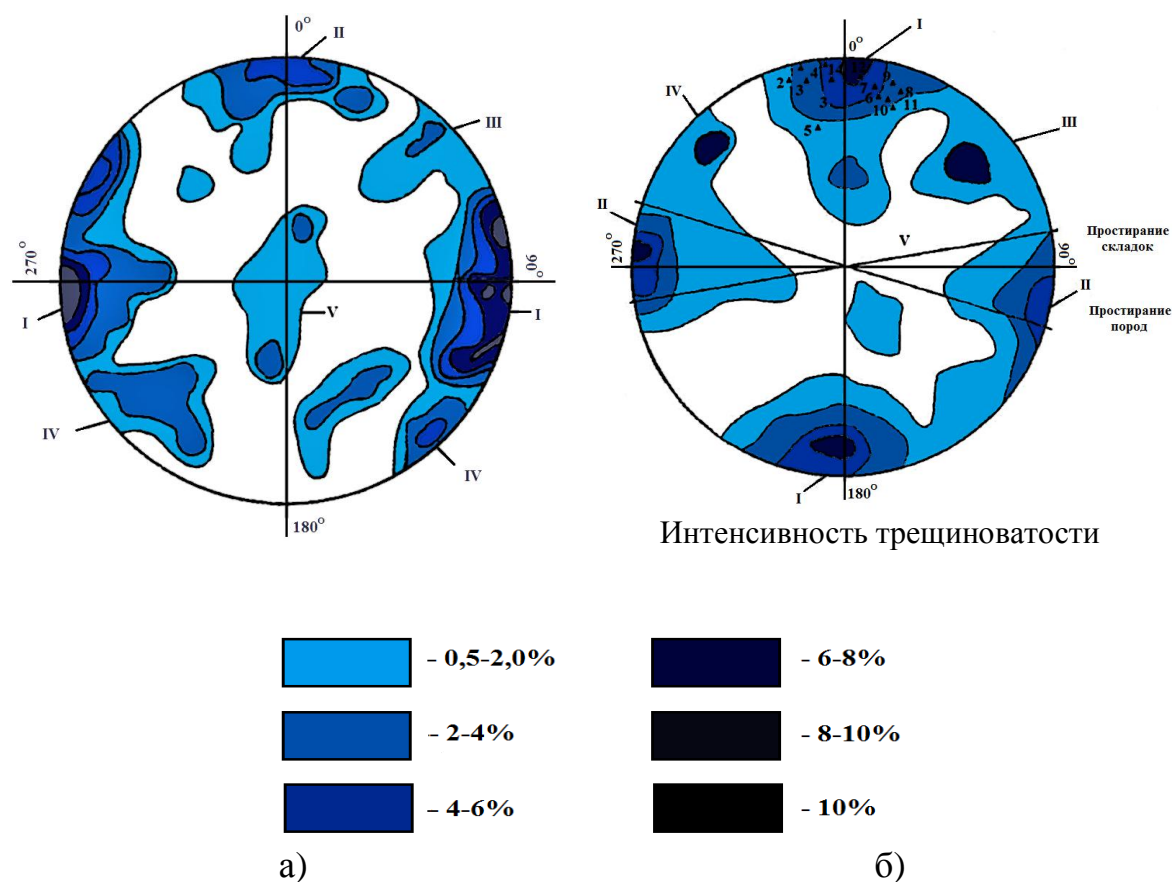


Рисунок 3 – Сводная диаграмма ориентировки трещиноватости пород в зонах поперечных разрывов(а) и продольных разрывов (б)

Расстояние между трещинами и их раскрытие усреднялось для участков длиной 10 м. Как следует из полученных результатов среднее расстояние между трещинами составляет 10 – 20 см, затем увеличивается до 0,5 – 0,6 м. Усредненное раскрытие трещин составляет 1 – 2 мм. Причем раскрытие сместителя нарушения достигало 5 см.

Густота трещин висячего и лежачего бока нарушения не совпадали и имела разброс значений. Построение закономерности изменения густоты трещин в содизъюнктивных зонах осуществлялось по среднему значению. Установлено, что основное изменение густоты трещин в 4 – 5 раз происходит на расстоянии 20 – 25 м от нарушения, достигая величины $18 - 20 \text{ м}^{-1}$.

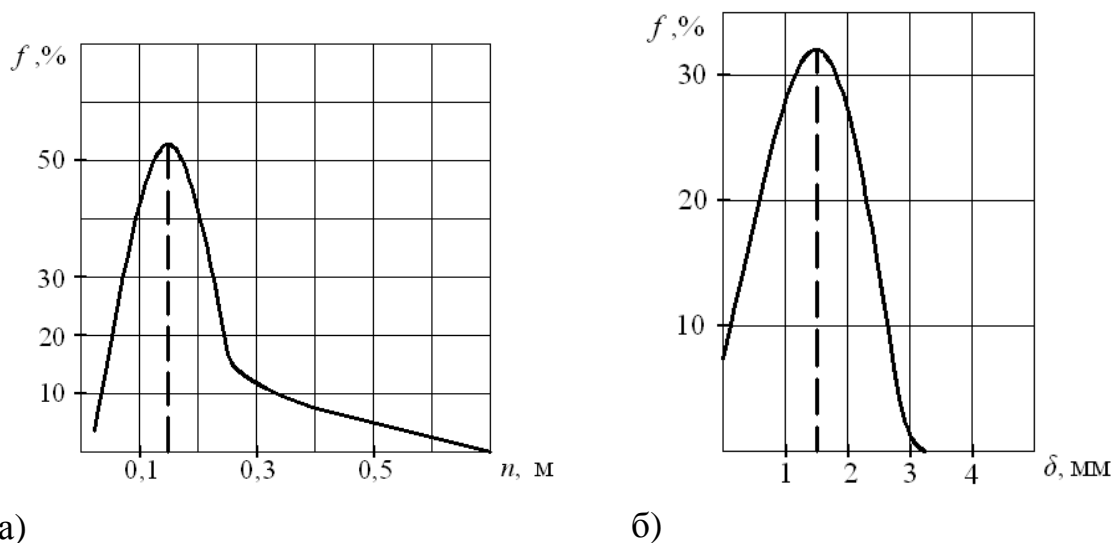


Рисунок 4 – Распределение расстояний между трещинами (а) и их раскрытия (б) в содизъюнктивных зонах

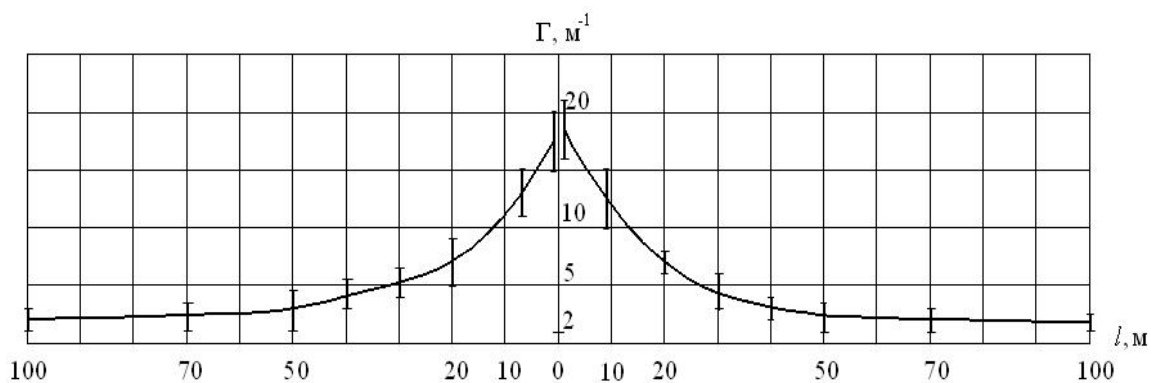


Рисунок 5 – Изменение густоты трещин в породах кровли при пересечении дизъюнктивного нарушения

Общий вид аппроксимирующего уравнения запишем в виде экспоненциальной функции:

$$\Gamma(l) = a \cdot \exp(\pm b \cdot l) + c ,$$

где Γ – густота трещин, м^{-1} ;

l – расстояние до/от дизъюнктивного нарушения, м;

a , b и c – параметры аппроксимации (причем, c соответствует значению густоты трещин в массиве).

Получаем эмпирические коэффициенты:

$$\Gamma(l) = 18,22 \cdot \exp(\pm 0,06 \cdot l) + 2,30 , \quad r^2 = 0,96 .$$

Отсюда следует, что аппроксимирующее уравнение для коэффициента нарушенности содизъюнктивной зоны имеет вид:

$$k_3(l) = 7,91 \cdot \exp(\pm 0,06 \cdot l) + 1,00.$$

Следовательно, в общем виде новая функциональная зависимость коэффициента структурного ослабления для породного массива в содизъюнктивной зоне имеет вид:

$$k_c = k_w \cdot k_t \cdot k_3 \cdot \frac{R_M}{R_c},$$

где k_w – коэффициент обводненности выработки;

k_t – коэффициент времени эксплуатации выработки;

R_M , R_c – прочность пород на сжатие в массиве и для образцов.

Таким образом, в результате проведенных инструментальных измерений трещиноватости в выработках установлена новая закономерность распределения густоты трещин, которая позволяет построить функцию изменения коэффициента структурного ослабления пород в содизъюнктивных зонах.

Библиографический список

1. Шашенко А.Н. *Некоторые задачи статической геомеханики* / Шашенко А.Н., Тулуб С.Б., Сдвижникова О.О. – К.: Пульсари, 2002. – 304 с.
2. *Устойчивость горизонтальных горных выработок глубоких шахт в обводнённых породах: монография* / [Должиков П.Н., Кипко А.Э., Кобзарь Ю.И., Должиков Ю.П.]. – Донецк: Норд-Пресс, 2010. – 191 с.
3. Смородин Г.М. Разрывные нарушения в пределах Ровенецкого поднятия в Донбассе / Смородин Г.М. // Уголь Украины, 1984. - №4. – С. 38-39.
4. Литвинский Г.Г. Измерение структурных неоднородностей массива при сооружении выработок / Г.Г. Литвинский, В.А. Касьянов // Технология, механизация и организация строительства горных выработок. – Кемерово: КПИ, 1988. – С. 100-107.
5. Гайко Г.И. Исследования трещиноватости пород кровли штрека при движении фронта лавы / Г.И. Гайко, Т. Майхерчик // Науковий вісник НГА України, 2002. - №5. – С. 24-26.

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

Харин Е. Н.
(Луганский областной совет Украина),
д.т.н. Антощенко Н. И.,
магистр Сятковский С. С.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

О МЕТОДИКЕ РАСЧЕТА МЕТАНООБИЛЬНОСТИ ОЧИСТНЫХ ВЫРАБОТОК И ВЫЕМОЧНЫХ УЧАСТКОВ УГОЛЬНЫХ ШАХТ ПО ФАКТИЧЕСКОМУ ГАЗОВЫДЕЛЕНИЮ

Приведені результати теоретичних досліджень і аналіз експериментальних даних. Встановлені межі збільшення видобутку вугілля при яких залежність, що рекомендується нормативним документом добре описує газовиділення у виробки. Зміна газовиділення в дегазаційні свердловини і загального газовиділення істотно відрізняються від залежності, що рекомендується.

Ключові слова: *очисна виробка, виїмкова діляниця, прогноз метанообильности, нормативні документи, газовиділення, видобуток вугілля.*

Приведены результаты теоретических исследований и анализ экспериментальных данных. Установлены пределы увеличения добычи угля при которых рекомендуемая нормативным документом зависимость хорошо описывает газовыделение в выработки. Изменение газовой выделения в дегазационные скважины и общего газовой выделения существенно отличаются от рекомендуемой зависимости.

Ключевые слова: *очистная выработка, выемочный участок, прогноз метанообильности, нормативные документы, газовойделение, добыча угля.*

В настоящее время наиболее точным считается прогноз метанообильности очистных выработок и выемочных участков, разработанный на основе результатов фактического газовойделения [1]. Принято, что при прочих равных условиях, отношение прогнозируемой величины газовойделения к фактическому ее уровню равно отношению планируемой среднесуточной добычи угля к фактическому ее значению в степени 0,6. Для всего многообразия горно-геологических и горно-технических условий Донбасса используется зависимость с применением одного постоянного коэффициента. Такой подход может, очевидно, приводить к существенным отклонениям расчетных значений газовойделения от за-

меренных в шахтных условиях. Погрешность прогноза газовыделения связана в этом случае с наличием разного количества источников метановыделения и их неодинаковым участием в общем газовом балансе выемочного участка. Изменение добычи угля должно приводить к неодинаковому изменению уровня газовыделения, как из каждого источника, так и к разным результатам расчета суммарного газовыделения при эксплуатации выемочного участка.

Применение дегазации скважинами, пробуренными из подземных выработок и с земной поверхности, вызывает существенное увеличение газовыделения. В нормативном документе отсутствуют рекомендации применения рассматриваемой зависимости для прогноза изменения метановыделения при наличии дегазационных скважин. От достоверного решения рассматриваемых вопросов в значительной степени зависит эффективность разрабатываемых мероприятий по безопасной отработке газоносных угольных пластов, что свидетельствует об актуальности и необходимости их всестороннего изучения.

Целью работы является установление соответствия рекомендуемых [1] зависимостей для расчета газообильности при наличии дегазационных скважин в подрабатываемых породах.

Идея состоит в рассмотрении зависимости метановыделения в горные выработки и дегазационные скважины при изменении добычи угля за длительный период эксплуатации выемочных участков. Зависимость метановыделения из подработанных угольных пластов и пород от уровня добычи угля наиболее полно проявляется при рассмотрении среднемесячных показателей [2]. Это обусловлено существенно большей длительностью процессов сдвижения подработанных пород и десорбции газа из сближенных пластов по сравнению с продолжительностью газовыделения непосредственно в рабочем пространстве лавы при выполнении технологических операций по отбойке угля.

К анализу привлекли среднемесячные экспериментальные данные, полученные в условиях шахты «Краснолиманская» [3], имени А. Ф. Засядько [4] и имени газеты «Известия». Метановыделение из подрабатываемых пластов и пород в газовом балансе выемочных участков этих шахт составляло более 70%. Другие сведения об условиях эксплуатации выемочных участков приведены в таблице 1.

Шахтой «Краснолиманская» дегазация сближенных пластов скважинами, пробуренными из подземных выработок, осуществлялась только последние три месяца. Наблюдение за уровнем газовыделения производилось в выработках выемочного участка и дегазационных скважинах. В условиях других шахт дегазация осуществлялась на протяжении всего времени отработки выемочных участков.

Таблица 1 - Сведения о горно–геологических и горно– технических условиях отработки выемочных участков

Шахта, лава, пласт	Горно–геологические и горно–технические условия					Диапазон изменения средне – месячной добычи А, т/сут	Длительность наблюдений, мес.
	мощность пласта m, м	длина лавы L, м	выход летучих веществ v^{daf} , %	газоносность x , м ³ /т.с.б.м	марка угля		
«Крано-лиманская», 3-я южная, l_3	2,0	204	37,3	6*	Г	467-4186	6
им. А.Ф.Засядько, 16-я восточная, m_3	1,6	270	30,0	20	Г	402-2826	19
им. Газеты «Известия», 8-я западная лава, l_2^6	0,9	200	5,0	30	А	0-1327	11
им. Газеты «Известия», 9-я западная лава, l_2^6	0,9	240	5,0	30	А	0-937	14

* - газоносность на кромке свежеобнаженного забоя.

Шахтой им. А. Ф. Засядько применялась комплексная дегазация, в том числе скважинами, пробуренными как из подземных выработок, так и с земной поверхности. К обработке приняты данные об общем газовыделении в крыле шахтного поля, которое равнялось сумме метановыделения в горные выработки, скважины и изолированного отвода метановоздушных смесей за пределы выемочного участка.

При отработке выемочных участков шахтой имени газеты «Известия» дегазация подработанных пластов и пород производилась только скважинами, пробуренными из горных выработок.

В связи с отсутствием рекомендаций по применению фактического значения добычи угля и соответствующего ему уровня метановыделения [1], в качестве исходных данных к расчету приняты фактические минимальные и максимальные величины добычи угля и соответствующие им газовыделения.

Такая методика подбора исходных экспериментальных данных для расчета позволила произвести их совместную статистическую обработку и проверить соответствие рассматриваемой зависимости изменению метановыделения как при снижении добычи угля, так и при ее увеличении. Это также позволило увеличить количество обрабатываемых экспериментальных данных в два раза для каждой выборки.

Увеличение добычи угля сопровождается ростом газовыделения. Исходным параметром для этого случая проверки соответствия прогнозных значений метановыделения фактическим бралось минимальное значение добычи угля для каждого выемочного участка (A_{ϕ}^{\min}). Отношение планируемой добычи угля (A_i) к (A_{ϕ}^{\min}) больше единицы и не имеет верхнего ограничения.

Снижение же добычи угля приводит к уменьшению газовыделения. Исходным параметром для прогноза сокращения газовыделения для этих случаев принимали максимальную добычу угля (A_{ϕ}^{\max}), зафиксированную при отработке выемочных участков. Отношение (A_i / A_{ϕ}^{\max}), определенное таким способом, может изменяться в диапазоне от нуля до единицы.

Оценку соответствия прогнозируемых значений метановыделения экспериментально измеренным, производили для двух указанных диапазонов изменения (A_i / A_{ϕ}^{\min}) и (A_i / A_{ϕ}^{\max}). В первом интервале изменение относительной добычи угля происходило от нуля до единицы, а во втором от единицы и более.

Для условий шахты имени газеты «Известия» совместную обработку экспериментальных данных произвели для двух участков. Учитывая, что при отсутствии добычи невозможно рассматриваемым способом производить прогноз газовыделения, к расчету принята среднемесячная добыча 48 т/сут. Это была минимальная добыча, при которой зафиксировано газовыделение в выработки и скважины выемочных участков. Кроме максимальной добычи (1327 т/сут) к анализу привлечены данные, соответствующие среднемесячной добыче 382 т/сут. При таком уровне добычи зафиксировано газовыделение как в выработки и скважины выемочных участков, так и за их пределами. Это позволило оценить возможность применения рассматриваемого способа прогноза газовыделения для случая проявления активизации сдвижения пород за пределами выемочных участков.

На участке 8-й западной лавы некоторый период времени отработка пласта l_2^e производилась в надработанной пластом l_4 зоне. Расстояние между пластами l_2^e и l_4 составляло около 70м. Надработка существенно повлияла на снижение абсолютного газовыделения в выработки и скважины. По этой причине при анализе учитывали влияние надработки на соотношения добычи угля и газовыделения.

Имеющиеся экспериментальные данные позволили рассмотреть влияние уровня добычи угля на изменение газовыделения в выработки выемочных участков шахт «Краснолиманская» и имени газеты «Извес-

тия» (рис. 1). Произвели сравнения экспериментальных данных с прогнозируемыми согласно зависимости

$$\frac{\bar{I}_i}{\bar{I}_\phi} = \left(\frac{\bar{A}_i}{\bar{A}_\phi} \right)^{0,6}, \quad (1)$$

где \bar{I}_i - прогнозируемое газовыделение в выработки при планируемой добыче угля \bar{A}_i ;

\bar{I}_ϕ - фактическое газовыделение в выработки при добыче угля \bar{A}_ϕ , принятой в качестве исходной величины.

Для прогноза газовыделения в условиях шахты «Краснолиманская» в качестве исходных параметров приняты соответственно минимальная ($\bar{A}_\phi^{\min} = 467$ т/сут) и максимальная ($\bar{A}_\phi^{\max} = 4186$ т/сут) добыча угля (см. табл. 1).

Для условий шахты им. газеты «Известия» по указанным выше причинам принято $A_\phi^{\min} = 48$ т/сут и $A_\phi^{\max} = 1327$ т/сут, а также дополнительно рассмотрен прогноз газовыделения согласно уравнению (1) при исходном значении $A_\phi = 382$ т/сут.

Наиболее близко зависимость (1) описывает изменения газовыделения в выработки шахты «Краснолиманская». Корреляционное отношение составило 0,96. Надежность полученных результатов подтверждается критерием Фишера при уровне значимости 0,95. Относительная ошибка аппроксимации составила 5,1%, что свидетельствует о возможности применения рекомендуемой зависимости [1] для рассматриваемых условий как при планировании увеличения добычи угля, так и при ее уменьшении.

Для условий шахты им. газеты «Известия» при исходных параметрах добычи угля 382 и 1327 т/сут ошибка аппроксимации составила 47% при ведении очистных работ в ненадработанной пластом I₄ зонах. В надработанной зоне ошибка аппроксимации была примерно такой же и составляла 45,9%. Значение корреляционных отношений для этих случаев соответственно составляет 0,93 и 0,87.

Меньшие отклонения были получены при совместном рассмотрении данных, полученных в условиях обеих шахт, и отношении $\frac{\bar{A}_\phi^i}{\bar{A}_\phi^\phi} \leq 2,5$

для шахты им. газеты «Известия». Для этого случая ошибка аппроксимации составила 38,3%, а корреляционное отношение 0,92. Это свидетельствует, что используемая зависимость (1) удовлетворительно описывает изменение уровня газовыделения при отработке антрацитовых пластов и увеличении добычи не более чем в 2,5 раза.

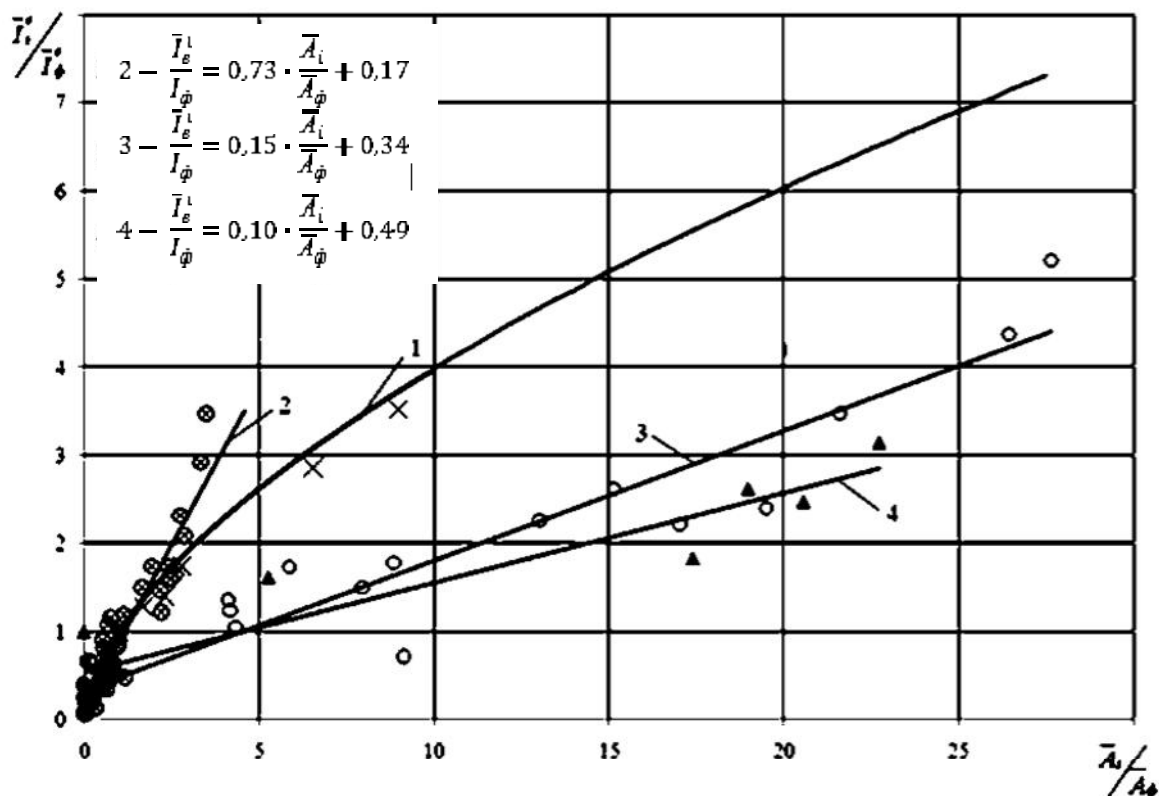


Рисунок 1 – Изменение газовыделения в выработку выемочных участков шахт «Краснолиманская» и имени газеты «Известия»

- 1- кривая изменения зависимости согласно нормативному документу [1];
- 2- прямолинейная зависимость для условий шахты им. газеты «Известия» при исходном параметре $\bar{A}_\phi^{\min} = 382$ т/сут;
- 3,4 – прямолинейные зависимости для условий шахты им. газеты «Известия» при исходном параметре $\bar{A}_\phi^{\min} = 48$ т/сут соответственно в ненадработанной и надработанной зонах;
- × – экспериментальные данные, полученные в условиях шахты «Краснолиманская»;
- ⊗ – экспериментальные данные, полученные в условиях шахты имени газеты «Известия» при исходных параметрах $\bar{A}_\phi^{\min} = 382$ т/сут и $\bar{A}_\phi^{\max} = 1327$ т/сут;
- О, ▲- экспериментальные данные, полученные в условиях шахты имени газеты «Известия» при исходных параметрах $\bar{A}_\phi^{\min} = 48$ т/сут и $\bar{A}_\phi^{\max} = 1327$ т/сут соответственно в ненадработанной и надработанной зонах.

При отработке пластов меньшей степени метаморфизма рассматриваемую зависимость можно использовать при увеличении добычи угля до 10 раз.

Для антрацитовых пластов зависимость $\frac{\bar{I}_\epsilon^i}{\bar{I}_\epsilon^\phi} = f\left(\frac{\bar{A}_i}{A_\phi}\right)$ в более широком диапазоне изменения отношения (\bar{A}_i / A_ϕ) хорошо описывается прямолинейной зависимостью 2 (рис.1). Коэффициент корреляции для этого случая был равен 0,94, а среднее квадратическое отклонение составило 38,2%.

Близость полученных результатов в условиях разных шахт и незначительном изменении добычи угля объясняется практически одинаковыми исходными ее значениями. В условиях шахты «Краснолиманская» $\bar{A}_\phi^{\min} = 467$ т/сут, а для шахты им. газеты «Известия» этот показатель был принят 382 т/сут.

При несущественном увеличении указанных исходных параметров (до 2,5 раз) увеличение газовыделения происходит примерно по одинаковым зависимостям. При большем изменении добычи угля наблюдались их отличия. Для условий шахты «Краснолиманская» изменение метановыделения происходило по криволинейной зависимости, а для шахты имени газеты «Известия» - по прямолинейной, это очевидно, вызвано разными прочностными свойствами вмещающих пород [5].

Если в качестве исходного параметра для расчета газовыделения использовать незначительный уровень добычи, то получаемые результаты вообще не сопоставимы с прогнозом согласно уравнению (1). При исходном параметре $\bar{A}_\phi^{\min} = 48$ т/сут в условиях шахты им. газеты «Известия» расположение прямолинейных зависимостей (3,4) существенно отличалось от нормативной кривой 1 (см. рис.1). При малом исходном уровне добычи угля проявилось влияние наработки на изменения соотношения газовыделения. Это выразилось в разных коэффициентах регрессии прямолинейных зависимостей. В наработанной зоне зависимость описывалась уравнением

$$\frac{\bar{I}_\epsilon^i}{\bar{I}_\epsilon^\phi} = 0,10 \frac{\bar{A}_i}{A_\phi} + 0,49, \quad (2)$$

а в ненаработанной

$$\frac{\bar{I}_\epsilon^i}{\bar{I}_\epsilon^\phi} = 0,15 \frac{\bar{A}_i}{A_\phi} + 0,34. \quad (3)$$

В данном случае надработка повлияла на уменьшение соотношения $\frac{\bar{I}_\phi^i}{\bar{I}_\phi}$ в 1,5 раза. Теснота связи уравнений 2 и 3 с экспериментальными данными характеризуется довольно высокими значениями коэффициентов корреляции, которые соответственно были равны 0,95 и 0,96.

Влияние исходных параметров \bar{A}_ϕ^{\min} на результаты прогноза метановыделения в дегазационные скважины приведены на рис. 2. Они показали полное несоответствие рекомендуемой зависимости (1) экспериментальным данным. С другой стороны, по аналогии с прогнозом в горные выработки, подтвердилось влияние исходных значений \bar{A}_{\min}^i и надработки на конечные результаты прогноза метановыделения в скважины. Большие отклонения экспериментальных данных от осредняющих прямых вызваны разным количеством эксплуатируемых дегазационных скважин, их параметрами, расположением по отношению к очистному забою и вентиляционным струям, производительностью дегазационных систем и т.д.

По этой причине эти факторы необходимо учитывать наряду с изменением добычи угля при прогнозе метановыделения в дегазационные скважины, а следовательно и при определении суммарного газовыделения в пределах выемочного участка.

Изменение добычи угля на выемочном участке за счет активизации сдвижения пород приводит к изменению метановыделения в пределах всего шахтного поля. Подтверждением этому являются экспериментальные данные (рис.3), полученные в условиях шахт им. газеты «Известия» и имени А.Ф. Засядько. Они имеют значительные отклонения от рекомендуемой для прогноза метановыделения кривой (1).

Как и в предыдущих случаях анализа газовыделения в выработки и скважины подтвердилось влияние исходной величины параметра \bar{A}_ϕ^{\min} и надработки на характер изменения зависимости. Совместная обработка для шахт им. газеты «Известия» и имени А.Ф. Засядько показывает, что влияние исходного параметра A_ϕ^{\min} существенно сокращается, если его значение превышает 380-400 т/сут. Это подтверждается совместной статистической обработкой данных (шахта им. газеты «Известия» $\bar{A}_\phi^{\min}=382$ т/сут, $A_\phi^{\max}=1327$ т/сут, шахта имени А.Ф. Засядько $\bar{A}_\phi^{\min}=402$ т/сут, $A_\phi^{\max}=2826$ т/сут). Для общей прямолинейной зависимости коэффициент корреляции равнялся 0,96, а среднеквадратическое отклонение составило 64,2%.

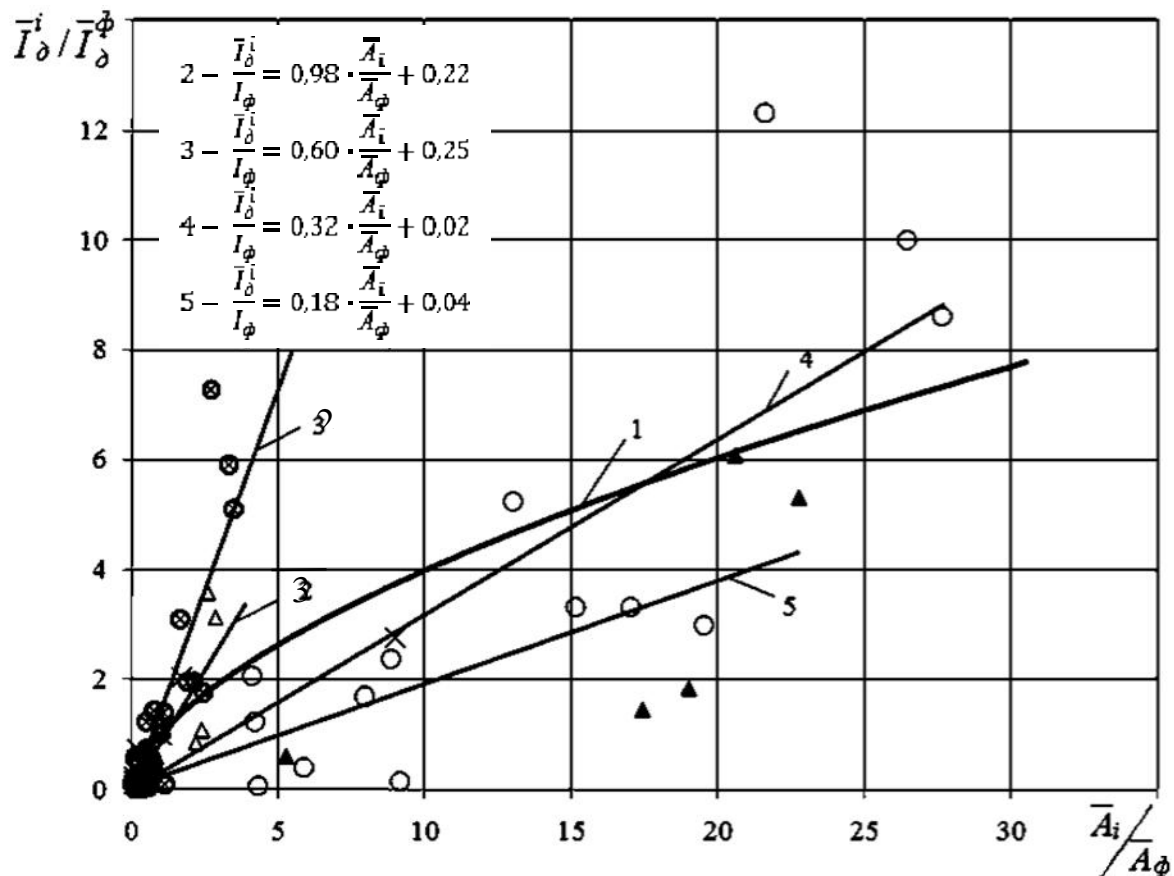


Рисунок 2 – Изменение газовыделения в дегазационные скважины, пробуренные из горных выработок шахт «Краснолиманская» и им. газеты «Известия»

$\bar{I}_\delta^i / \bar{I}_\delta^\phi$ - соотношение прогнозируемой среднемесячной величины газовыделения в скважины (\bar{I}_δ^i) и экспериментально определенной \bar{I}_δ^ϕ при фактической добыче \bar{A}_ϕ ;

2,3 – прямолинейные зависимости для условий шахты им. газеты «Известия» при исходном параметре $\bar{A}_\phi^{\min} = 382$ т/сут соответственно в надработанной и ненадработанной зонах;

4,5 - прямолинейные зависимости для условий шахты им. газеты «Известия» при исходном параметре $\bar{A}_\phi^{\min} = 48$ т/сут соответственно в ненадработанной и надработанной зонах;

× - экспериментальные данные, полученные в условиях шахты Краснолиманская;

⊗, Δ - экспериментальные данные, полученные в условиях шахты им. газеты «Известия» при исходных параметрах $\bar{A}_\phi^{\min} = 382$ т/сут и $\bar{A}_\phi^{\max} = 1327$ т/сут соответственно в надработанной и ненадработанной зонах;

▲, ○ - то же при исходных параметрах $\bar{A}_\phi^{\min} = 48$ т/сут и $\bar{A}_\phi^{\max} = 1327$ т/сут. Остальные обозначения см. рис.1.

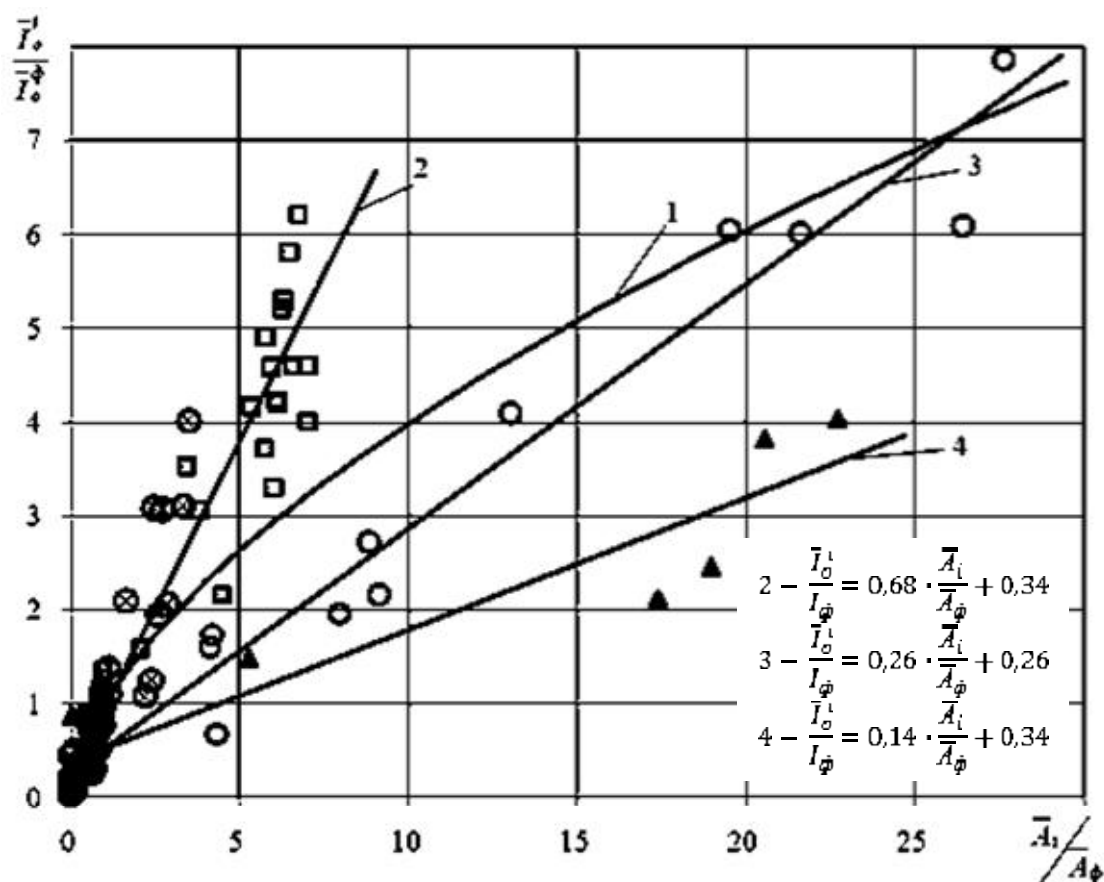


Рисунок 3 – Изменение общего газовыделения в пределах шахтных полей с учетом влияния активизации сдвижения подработанных пород

- $\frac{\bar{I}_o^i}{\bar{I}_o^\phi}$ - соотношение прогнозируемой общей величины газовыделения в пределах шахтного поля \bar{I}_o^i и экспериментально определенной \bar{I}_o^ϕ при фактической добыче \bar{A}_ϕ ;
- 2 – совместная прямолинейная зависимость для шахт им. А.Ф. Засядько ($\bar{A}_\phi^{\min} = 402$ т/сут, $\bar{A}_\phi^{\max} = 2826$ т/сут) и им. газеты «Известия» ($\bar{A}_\phi^{\min} = 382$ т/сут, $\bar{A}_\phi^{\max} = 1327$ т/сут) ;
- экспериментальные данные, полученные в условиях шахты им. А.Ф. Засядько.

Остальные обозначения см. рис.1 .

Проведенные исследования позволили сделать важные для практики и науки выводы:

- рекомендуемая нормативным документом зависимость хорошо описывает газовыделение в выработки при выемке пластов с углями марки Г и изменении добычи до 10 раз. Эта зависимость удовлетворительно описывает изменение газовыделения при отработке антрацитовых пластов и увеличении добычи угля в 2,5 раза. В этих случаях величина исходного уровня добычи угля для расчета газовыделения соответственно составляла 467 и 382 т/сут;

- использование в качестве исходного параметра малых значений добычи угля (48 т/сут) в условиях шахты имени газеты «Известия» привело к существенному отклонению в меньшую сторону прогнозных величин метановыделения в выработки. Изменение газовыделения происходило по близкому к прямолинейному закону. При незначительной добычи угля проявилось различие в соотношении метановыделения в ненадработанной и надработанной зонах;

- газовыделение в дегазационные скважины ни в одном из рассмотренных случаев не соответствует зависимости, рекомендуемой нормативным документом. Надработка разрабатываемого пласта привела к снижению относительного метановыделения в скважины;

- изменение общего газовыделения, в том числе и вызванного активизацией сдвижения пород за пределами выемочных участков, существенно отличается от рекомендуемой зависимости.

Библиографический список

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

2. *Геомеханические процессы и прогноз динамики газовыделения при ведении очистных работ в угольных шахтах / Н. И. Антощенко, В. Н. Окалелов, В. И. Павлов [и др.]. – Алчевск: ДонГТУ – 2010. – 449с.*

3. *Ярембаш И. Ф. Метановыделение в лаве с нагрузкой более 5000 т в сутки / И. Ф. Ярембаш, В. И. Бескровный, С. П. Фищенко, А. Е. Блудов // Уголь Украины. – 1969. - №4. – С. 37 – 39.*

4. *Бокий Б. В. Перспектива извлечения метана из техногенных скоплений / Б. В. Бокий, О. И. Касимов / Уголь Украины. – 2005. - №5. – С. 17 – 21.*

5. *Антощенко Н.И. О точности применяемых методов прогноза газовыделения при отработке газоносных угольных пластов / Н.И. Антощенко, С.Л. Сятковский// Сб. научных трудов МакННН. Способы и средства создания безопасных и здоровых условий труда в угольных шахтах. - Вып.18. - Макеевка, Донбасс. – 2006. – С. 34-45.*

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Окалеловым В.Н.

*к.т.н. Амосов В.А.,
Марусей О.В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

СИЛОВЫЕ ПАРАМЕТРЫ УСТРОЙСТВА ДЛЯ РЕМОНТА ВАГОНЕТОК ШАХТНОГО ТРАНСПОРТА

Наведені результати досліджень, що дозволяють істотно підвищити термін експлуатації вагонеток шахтного транспорту шляхом відновлення в умовах шахти кузовів вагонеток рейкового транспорту.

Ключові слова: *Рейковий транспорт, глуха вагонетка, деформація кузова, гідравлічна установка, контактні напруження.*

Приведены результаты исследований, которые позволяют существенным образом повысить срок эксплуатации вагонеток шахтного транспорта путем восстановления в условиях шахты кузовов вагонеток рельсового транспорта.

Ключевые слова: *Рельсовый транспорт, глухая вагонетка, деформация кузова, гидравлическая установка, контактные напряжения.*

Рельсовый транспорт является на ряде угольных шахт и рудников основным видом доставки материалов, оборудования и полезных ископаемых. Наибольшее распространение получили вагонетки с глухим кузовом типа ВГ-2,5; ВГ-3,3. Кузов грузовой вагонетки сваривается из стальных листов толщиной 4÷9 мм. Верхняя часть кузова с внешней стороны окантовывается обвязкой из стальной полосы. Для увеличения жесткости кузова в некоторых конструкциях вагонеток применены ребра жесткости.

Несмотря на все мероприятия по упрочнению кузова, в реальных условиях эксплуатации вагонетки выходят из строя под воздействием ударных нагрузок. Разрушение элементов кузова вагонетки и его деформация с нарушением геометрической формы делает эксплуатацию вагонетки практически невозможной. Более того, эксплуатация вагонеток с деформированным кузовом запрещена Правилами безопасности [1].

Наиболее распространенные деформации представляют собой выпуклости или вогнутости стенок кузова вагонетки. Реже встречаются нарушения диагонали, а также деформации более сложной конфигурации. Исследуя характер деформации, можно сказать, что большая их часть не выходит за допустимые пределы изменения первоначальных

размеров вагонетки. Все вагонетки шахтного подвижного состава через некоторый срок эксплуатации подлежат ремонту, так как приобретение нового оборудования в современных условиях сопряжено с существенными затратами денежных средств. Поэтому актуальными становятся работы, связанные с совершенствованием методов ремонта имеющегося в наличии оборудования.

В основном предусматриваются два вида ремонта кузовов: текущий и капитальный. Текущий ремонт проводится в шахтных мастерских и предусматривает устранение небольших повреждений. Капитальный ремонт проводится на рудоремонтных заводах. Кузов вагонетки выравнивается с помощью специальных приспособлений, которые должны обеспечивать приложение распорных и сжимающих нагрузок, действующих вдоль, поперек и по диагонали кузова. Рабочий при выравнивании (рихтовке) кузова вагонетки не должен прилагать больших усилий. Устройство должно иметь необходимый ход подвижных элементов в момент их выдвижения при рихтовке, быть простым в устройстве, удобным в пользовании, иметь небольшую массу.

Применяемые на шахтах для правки кузовов ручные приспособления имеют ряд недостатков, основными из которых являются: большая продолжительность правки кузова и высокая трудоемкость работы при высокой доле тяжелого ручного труда, что снижает его эффективность.

Кроме того, приспособления, разработанные силами механических мастерских шахт, применяются в основном для правки деформированных кромок кузова вагонеток и не приспособлены для удаления вмятин.

Отсутствуют методические разработки и обоснования конструктивных, силовых и энергетических параметров таких устройств, что вызывает затруднения с подбором оборудования и выбором режимов его работы.

Таким образом, для выполнения всех видов ремонта необходимо разработать специальные приспособления, которые способствовали бы улучшению качества ремонта и снижению его трудоемкости.

Публикации по расчету силовых параметров устройств для рихтовки кузовов отсутствуют.

Целью работы является разработка универсального устройства для правки и рихтовки кузовов вагонеток, позволяющего обеспечить полную механизацию процесса выравнивания с приложением как распорных, так и сжимающих усилий. Необходимо также разработать методику определения его силовых параметров.

На рисунке 1 представлена установка для механической правки кузовов шахтных вагонеток, имеющих выпуклости и вмятины на лобовых и боковых стенках кузовов, а также перекосы на углах.

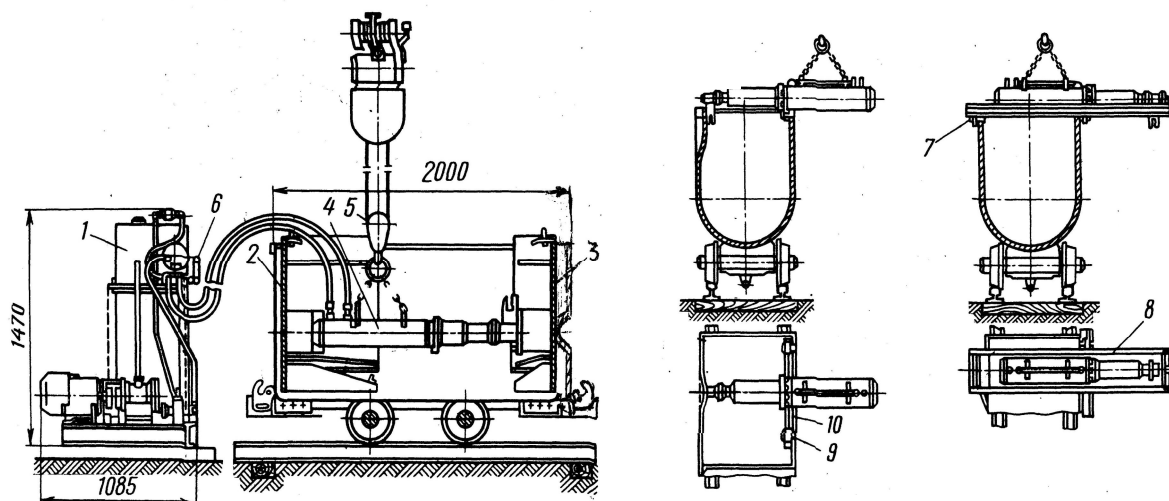


Рисунок 1 – Установка для механической правки кузовов шахтных вагонеток

Установка состоит из маслостанции 1, левой 2 и правой 3 упорных плит, гидроцилиндра 4, электрической тали 5, золотника управления 6, захвата 7, реек 8 и 10, насоса 9. Маслостанция смонтирована на раме и включает в себя электродвигатель, насос, бак для рабочей жидкости, реверсивный гидрораспределитель и рукава высокого давления. Лобовины выполнены из листового проката, а к цилиндру приварены проушины для строповки. Таль подвешивается на балке над рельсовыми путями и служит для перемещения гидроцилиндра и лобовин. Для правки кузова в продольном направлении деформированная вагонетка устанавливается над талью и между торцами вагонетки помещают гидроцилиндр, который под давлением масла штоком с насадкой выправляет деформированные участки. Для правки кузова в поперечном направлении применяется гидроцилиндр с двумя рейками для упора.

В отличие от известных устройств и приспособлений предлагаемая установка позволяет механизировать правку кузова глухих вагонеток – выравнивать деформированный контур кузова, выправлять вмятины и выпучивания на лобовых и боковых стенках кузова.

Достаточную величину нагружения P , развиваемую штоком гидродомкрата, рекомендуется определять, исходя из наибольшего контактного напряжения на площадке контакта σ_{MAX} [2]. Примем, что сила

давления P равномерно распределена по поверхности контакта и нормальна к ней. Возможные варианты контакта – сжатие шаров и давление шара на плоскость представлены на рисунках 2 и 3. Шары являются имитацией рабочих поверхностей сферической насадки штока гидроцилиндра и выпуклости на стенке кузова вагонетки, а также плоской поверхности насадки штока цилиндра и выпуклости стенки кузова вагонетки. Пусть два шара 1 и 2 (рис. 2) радиусами R_1 и R_2 и с модулями упругости материала E_1 и E_2 касаются в точке C и имеют общую нормаль Z , а также общую касательную плоскость AB . Сила P направлена по нормали Z . Из теории контактных напряжений следует, что образующаяся в результате местных упругих деформаций площадка касания может иметь круглую форму с радиусом a (рис. 2).

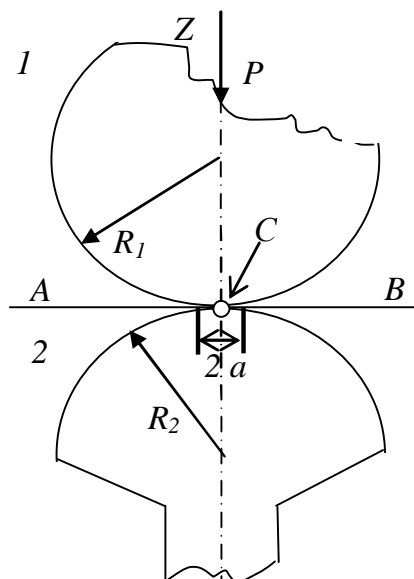


Рисунок 2 – Сжатие шаров

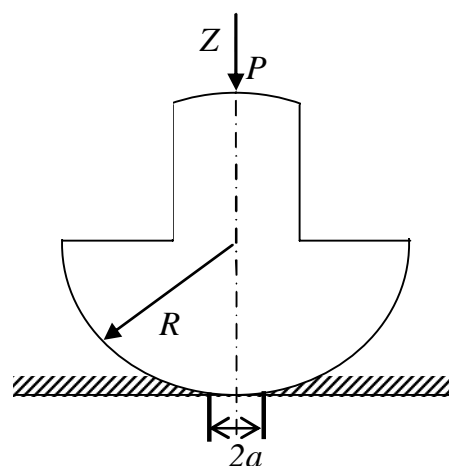


Рисунок 3 – Давление шара на плоскость

Наибольшее напряжение σ_{MAX} , возникающее в центре площадки касания :

– при сжатии шаров [2]

$$\sigma_{MAX} = 0,388 \cdot \sqrt[3]{4P \cdot \frac{E_1^2 \cdot E_2^2}{(E_1^2 + E_2^2)^2} \cdot \frac{(R_1 + R_2)^2}{R_1^2 \cdot R_2^2}}, \quad (1)$$

– при давлении шара на плоскость (рис. 3)

$$\sigma_{MAX} = 0,388 \cdot \sqrt[3]{4P \cdot \frac{E_1^2 \cdot E_2^2}{(E_1^2 + E_2^2)^2} \cdot \frac{1}{R^2}} . \quad (2)$$

Выражения (1) и (2) можно упростить, приняв $E_1 = E_2 = E$. Тогда формулы (1) и (2) представляются соответственно в виде :

$$\sigma_{MAX} = 0,388 \cdot \sqrt[3]{P \cdot E^2 \cdot \left(\frac{R_1 + R_2}{R_1 \cdot R_2} \right)^2} , \quad (3)$$

$$\sigma_{MAX} = 0,388 \cdot \sqrt[3]{P \cdot E^2 \cdot \frac{1}{R^2}} . \quad (4)$$

Условие прочности при контактных напряжениях в центре площадки контакта имеет вид [2]

$$\sigma_{MAX} \leq \frac{1}{m} \cdot \sigma_{КОНТ} , \quad (5)$$

где m – коэффициент, зависящий от формы площадки, при круглой форме $m = 0,62$;

$\sigma_{КОНТ}$ – допускаемое максимальное напряжение на площадке контакта.

Используя формулы (3) и (4), с учетом (5) определим силу давления P :

– при сжатии шаров (рис. 2)

$$P = 27,613 \cdot \frac{\sigma_{КОНТ}^3}{E^2} \cdot \left(\frac{R_1 \cdot R_2}{R_1 + R_2} \right)^2 , \quad (6)$$

– при давлении шара на плоскость (рис. 3)

$$P = 27,613 \cdot \frac{\sigma_{КОНТ}^3}{E^2} \cdot R^2 . \quad (7)$$

Расчет и выбор гидравлического оборудования выполняется с учетом рекомендаций [3, 4].

Необходимое давление гидронасоса при диаметре поршня гидроцилиндра D_{II}

$$p = \frac{4 \cdot P}{\pi \cdot D_{II}^2} . \quad (8)$$

Мощность электродвигателя гидроустановки при расходе рабочей жидкости Q

$$N = \frac{p \cdot Q}{\eta_{НГ}} , \quad (9)$$

где $\eta_{НГ}$ – К.П.Д. насоса и гидравлической системы, $\eta_{НГ} = 0,7$.

Расчеты, выполненные для материала с модулем упругости $E = 2,02 \cdot 10^5$ МПа (Сталь 30) и допускаемым максимальным напряжением $\sigma_{MAX} = 1050$ МПа [2] по формулам (7), (8) и (9), показали, что необходимое давление, развиваемое насосом установки, не превысит 10 МПа, мощность электродвигателя насоса $N = 4$ кВт, диаметр поршня гидроцилиндра $D_{II} = 0,1$ м, расход рабочей жидкости насоса $Q = 0,3 \cdot 10^{-3}$ м³/с.

Выводы и направления дальнейших исследований.

1. Разработанное гидравлическое устройство для выравнивания кузова шахтных вагонеток позволяет полностью механизировать процесс рихтовки, снизить затраты ручного труда, повысить качество ремонта и может быть реализовано в условиях механического цеха шахты.

2. Предложена методика расчета силовых параметров устройства, которая может быть использована при конструировании силовых механизмов горной техники.

3. Технические решения и методические разработки, представленные в работе, позволят продлить срок службы вагонеток рельсового транспорта и существенно повысить его эффективность.

4. В дальнейшем необходимо исследовать зависимости силовых параметров устройства от качественных характеристик контактирующих материалов и их геометрических форм.

Библиографический список

1. *Правила безпеки у вугільних шахтах України.* – К., 2006. - 497 с.
2. *Писаренко Г. С. Справочник по сопротивлению материалов / Г.С. Писаренко, А.П. Яковлев, В.В. Матвеев.* – К. : Наукова думка, 1988. - 736 с.

3. Пономаренко Ю.Ф. Расчет и конструирование гидроприводов механизированных крепей / Ю.Ф. Пономаренко, А.А. Баландин, И.Т. Богатырев и др. ; под ред. Ю.Ф. Пономаренко. – М. : Машиностроение, 1981. – 328 с.

4. Вакина В. В. Машиностроительная гидравлика. Примеры расчетов / В. В. Вакина, Н.Д. Денисенко, А.Л. Столяров. – К. : Вища школа, 1987. – 208 с.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Корнеевым С.В.

Заев В.В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

ФИЗИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ТЕПЛООБМЕНА В ПОДЗЕМНОМ ГАЗОГЕНЕРАТОРЕ

Представлена методика и результаты моделирования процесса теплообмена трубного става теплоотводящей скважины и высокотемпературной среды подземного газогенератора при утилизации тепловой энергии сжигания угольного пласта.

Ключевые слова: *подземная газификация угля, подземный газогенератор, тепловая энергия, утилизация, высокотемпературная зона, теплообмен, огневой забой.*

Представлена методика і результати моделювання процесу теплообміну трубного ставу тепловідвідної свердловини і високотемпературного середовища підземного газогенератора при утилізації теплової енергії спалювання вугільного пласта.

Ключові слова: *підземна газифікація вугілля, підземний газогенератор, тепла енергія, утилізація, високотемпературна зона, ядро горіння, теплообмін, вогневий вибій.*

Введение. Значительное повышение эффективности подземной термохимической переработки угольных пластов может быть достигнуто в случае максимального использования тепловой энергии, выделяемой при горении угля. В настоящее время от 30 до 50 % этой энергии идет на бесполезный разогрев вмещающих пород подземного газогенератора и не используется productively [1]. В ДонГТУ разработаны способы утилизации тепловой энергии [2, 3], предполагающие циркуляцию жидкого теплоносителя (воды) в трубных ставах, размещенных в почве газифицируемого угольного пласта. Тепловая энергия утилизируется в основном в высокотемпературной зоне горения пласта и транспортируется на гидропаровые турбины для генерации электроэнергии.

Для определения параметров теплообмена были проведены лабораторные исследования, целью которых являлось определение расхода теплоносителя, циркулирующего в пределах высокотемпературной зоны горения пласта, на изменение его температурных характеристик, а так же учет влияния при этом изменения температурного поля на участке теплообмена. Оценивалась степень влияния температуры окружаю-

щей среды в зоне теплообмена, а так же расхода теплоносителя, циркулирующего в трубном ставе на изменение его тепловых характеристик при постоянных характеристиках других влияющих параметров (длина трубопровода находящегося в зоне нагрева, тип теплоносителя и др.).

Схема испытательного стенда и методика исследований.

Для решения поставленной задачи был разработан лабораторный стенд (рис. 1), в котором соотношение диаметров трубных ставов составляло 1:10. Стенд состоит из таких основных элементов: трубный став 1; питательная сеть (источник воды) 2; мерная колба 3, для замера расхода воды; нагревательный модуль 4, датчика температуры 5 размещенного в зоне нагрева, термометры 6 и 7 регистрирующие температуру воды соответственно до и после зоны нагрева.

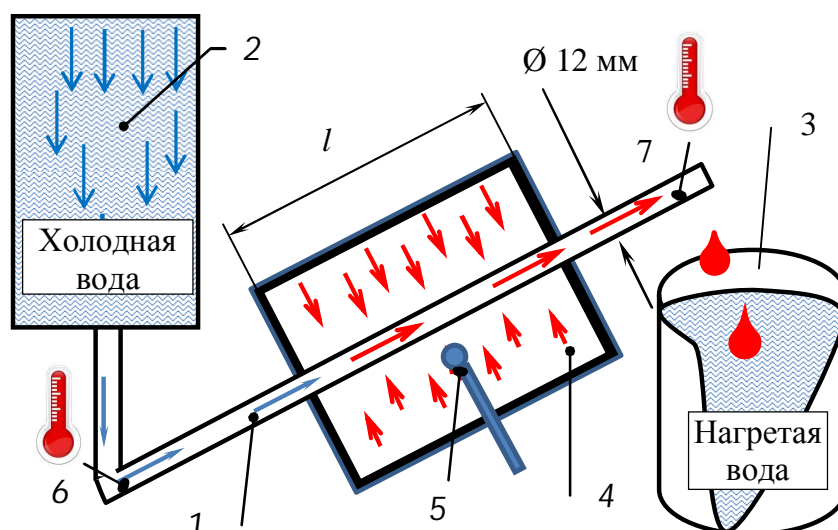


Рисунок 1 – Схема стенда для проведения физического моделирования теплообмена:

- 1 – трубный став; 2 – питательная сеть (источник воды);
- 3 – мерная колба; 4 – нагревательный модуль;
- 5 – температурный датчик в виде термопары;
- 6 и 7 – спиртовые термометры.

Детальная конструкция и основные размеры нагревательного модуля, создающего высокотемпературную среду подземного газогенератора, в которой находится трубный став, показана на рисунке 2. Стенд состоит из цилиндрической емкости 1 (100×118 мм), в которой находится электрическая нагревательная спираль 2 (диаметром $\varnothing 6$ мм и сопротивлением $R_{\text{сп}} = 80$ Ом). При этом ширина зоны нагрева составляла 100 мм (количество витков на трубе 10 шт.). Нагревательный элемент

был отделен от модели трубного става диэлектрическим изолятором 3 выполненным из керамики.

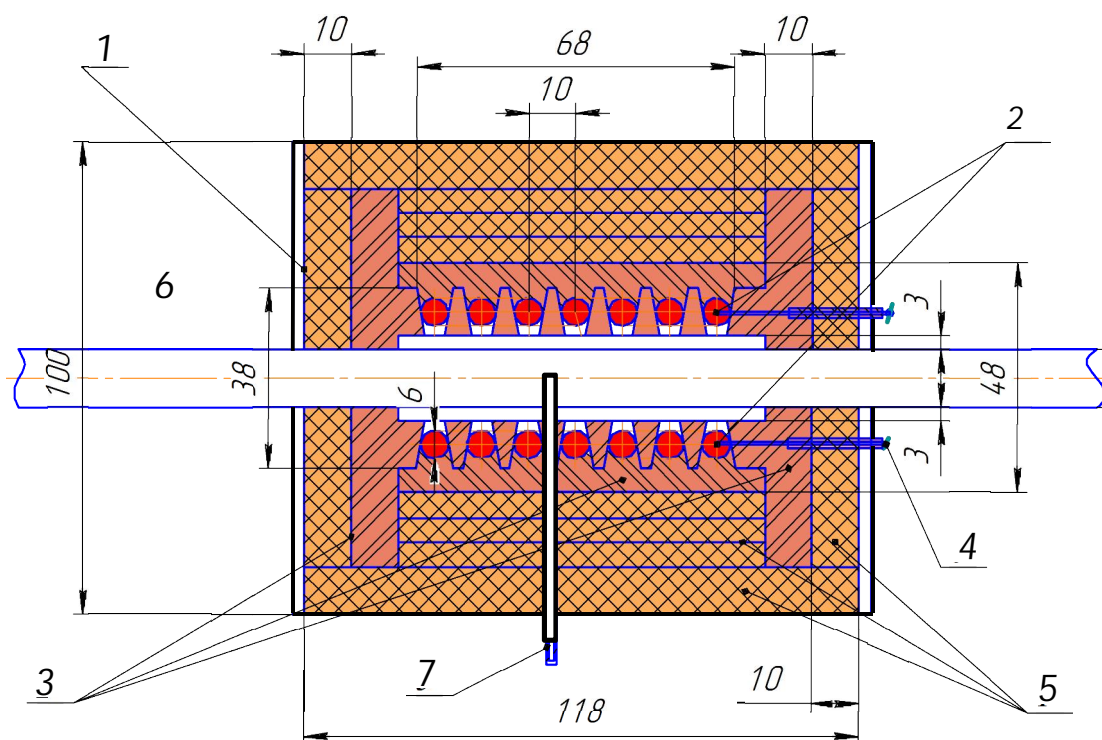


Рисунок 2 – Конструкция нагревательного модуля, создающего высокотемпературную среду:

1 – цилиндрическая емкость; 2 – электрический нагревательный элемент; 3 – керамический изолятор; 4 – клеммы; 5 – асбестовая прокладка; 6 – трубный став; 7 – керамическая трубка.

Напряжение подавалось на клеммы 4. В качестве источника питания использовался лабораторный электропит (ЩЭ) мощностью 240 В. Дополнительно между внутренней стенкой емкости и нагревательным элементом была установлена прокладка 5 из асбестовой ткани, предотвращающая утечки тепла и непредвиденное замыкание на корпус. Через стенку емкости к нагревательному элементу и трубному ставу 6 проложен канал 7 (керамическая трубка), предназначенный для пропускания по нему хромель - копелевой термопары (температурный диапазон 0 – 1100 °С в длительном режиме), для измерения температуры внутренней среды нагрева.

Модель трубного става представлена металлической трубкой из нержавеющей стали наружным диаметром \varnothing 12 мм, толщиной стенки 0,4 мм и общей длиной 584 мм. Став посредством гибкого шланга подключен к питательной сети для подачи воды, ее температура на

входе в модель составляла 9 – 10 °С. Для замера расхода воды использовался хронометр и мерная колба объемом 250 мл. Для замера температуры теплоносителя на выходе использовалась дополнительная хромель-копелевая термопара, показания которой дублировались спиртовым термометром.

Методика проведения испытаний на лабораторном стенде заключалась в следующем. По трубному ставу подавалась холодная вода, температура и расход которой фиксировались. После стабилизации расхода воды и достижения заданных температур нагревательного элемента на контрольной термопаре и термометре снимались показания температуры теплоносителя. В качестве прибора, считывающего показания с термопар, использовался мульти-функциональный прибор DT - 838 (Digital Multimeter). Скорость подачи теплоносителя регулировалась объемом подачи в единицу времени, в качестве измерителей использовалась мерная колба и хронометр. Температура зоны нагрева, в которой осуществлялся теплообмен, регулировалась посредством изменения напряжения на клеммах лабораторного электрического щита (ЩЭ). Результаты замеров фиксировались в лабораторном журнале.

Обработка результатов измерений проводилась по известным методикам планирования и обработки экспериментальных данных, достаточно подробно описанным в [4, 5]. Для снижения трудоемкости и времени, при обработке полученных данных, использовались программные комплексы: Microsoft Word, Exsel и Mathcad.

Таким образом, была разработана модель, отражающая процесс утилизации тепла подземного газогенератора с помощью теплоносителя, циркулирующего в трубном ставе.

Результаты лабораторных исследований и их обработка. При измерении выходных параметров лабораторной модели теплообмена трубного става и высокотемпературной зоны горения пласта, основными влияющими факторами является: Q – расход теплоносителя в единицу времени, изменялся в промежутке от 100 до 200 мл / мин (от 0,1 до 0,2 л / мин); T – температура зоны теплообмена, низшая составляла 362 °С, а максимальная 547 °С и размер (длина) участка теплообмена 0,1 м. Для определения степени влияния этих факторов, был задействован способ планирования двухфакторного эксперимента [4, 5]. Так как скорость движения теплоносителя и геометрические размеры трубного става объединены расходом воды, то можно варьировать только два фактора: расход теплоносителя и температуру зоны теплообмена, что обеспечило полный двухфакторный эксперимент. В ходе проведения эксперимента управляли следующими параметрами: расходом воды для заданного диаметра и длины трубопровода, а так же – температурой нагрева вокруг трубного става на фиксированном участке теплообмена. Каж-

дый опыт повторялся по 6 раз, при этом определялась ошибка измерений, и вычислялись средние значения показаний. Результаты, полученные в ходе исследования и матрица эксперимента, приведены в таблице 1.

Таблица 1 - Результаты полнофакторного эксперимента

Опыты	Влияющие факторы				
	X_1		X_2		Y
	Температура зоны нагрева $T_{з.н.}, ^\circ\text{C}$		Расход теплоносителя $Q, \text{мл / мин}$		Изменение температуры теплоносителя, $\Delta T, ^\circ\text{C}$
1	-1	362	-1	100	4
2	+1	547	-1	100	12
3	-1	362	+1	200	2
4	+1	547	+1	200	4

Из таблицы видно, что каждому влияющему фактору соответствует код, так X_1 это температура зоны нагрева, которая принимает минимальное (-1) и максимальное свое значение (+1), под X_2 понимается расход теплоносителя в ед. времени, который так же имеет минимальное (-1) и максимальное значение (+1). Матрица эксперимента построена таким образом, что в ней присутствуют все сочетания факторов X_1 и X_2 . Результатом измерений температуры Y до зоны нагрева и после нее получена разность температур $\Delta T, ^\circ\text{C}$ начальной и конечной температуры воды. Для наглядности данные представленные в таблице в алгебраическом виде изображены геометрически на рисунке 3.

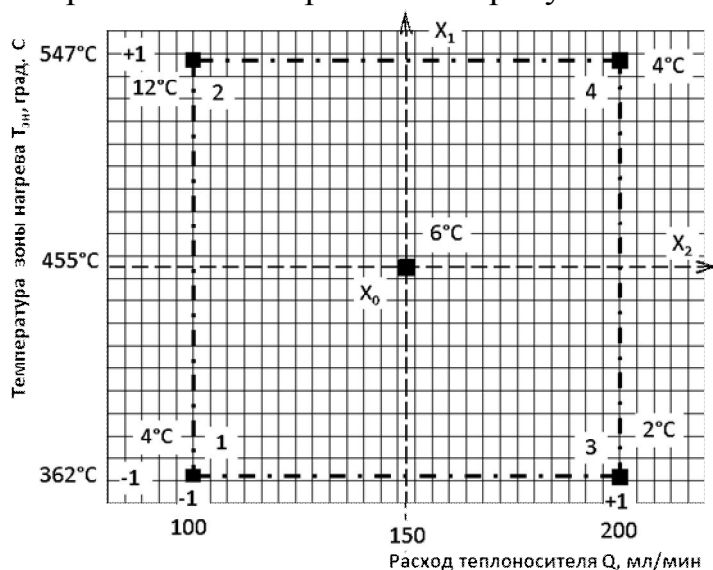


Рисунок 3 - Геометрическая интерпретация полного факторного эксперимента

Средние значения температуры (в высокотемпературной среде X_0) составляло $T = 455\text{ }^{\circ}\text{C}$ и соответственно расхода $Q = 150\text{ мл / мин}$, а изменение температуры с начальной на конечную $\Delta T = 6\text{ }^{\circ}\text{C}$. Так как факторы имеют небольшой разброс можно принять линейную математическую модель процесса в виде уравнения

$$y = b_0 + b_1 \cdot x_1 + b_2 \cdot x_2,$$

где x_1 – температура окружающей среды, град $^{\circ}\text{C}$;

x_2 – расход теплоносителя, мл / мин.

По результатам полного факторного эксперимента, приведенным в таблице, было определены неизвестные коэффициенты модели и получено уравнение изменения температуры воды:

$$\Delta t = 5,5 + 2,5T_{3H} + 2,5Q_T.$$

Коэффициенты при независимых переменных указывают удельный вес влияния исследуемых факторов. Так как в нашем случае эти коэффициенты одинаковы по величине, то можно сделать вывод, что температура зоны теплообмена и расход теплоносителя оказали одинаковое влияние на процесс нагрева воды. Знак перед коэффициентом показывает направление влияния фактора. Так, изменение температуры воды в трубопроводе одинаково изменится как при увеличении температуры окружающей среды, так и при уменьшении расходы воды в равное количество раз.

По результатам исследований были получены зависимости отражающие влияние температуры зоны нагрева рис. 4 и расхода воды рис. 5 на тепловые характеристики теплоносителя.

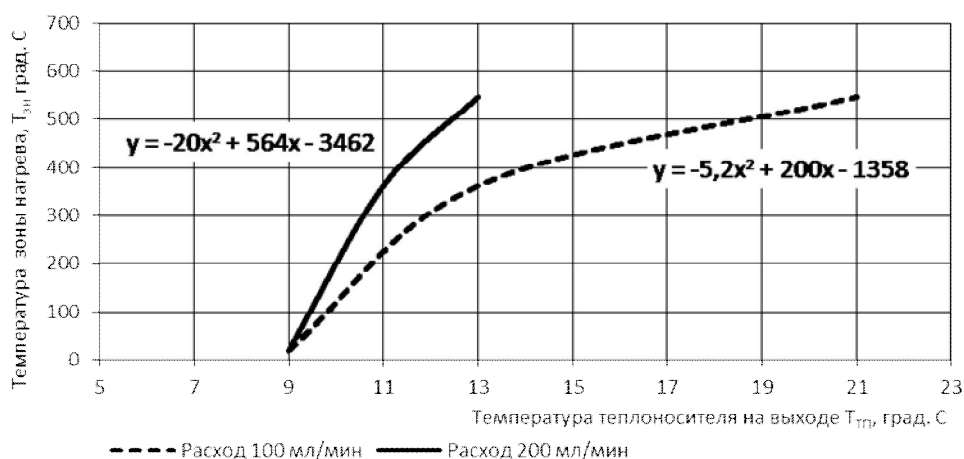


Рисунок 4 – Графики изменения температуры теплоносителя в зависимости от температуры зоны нагрева

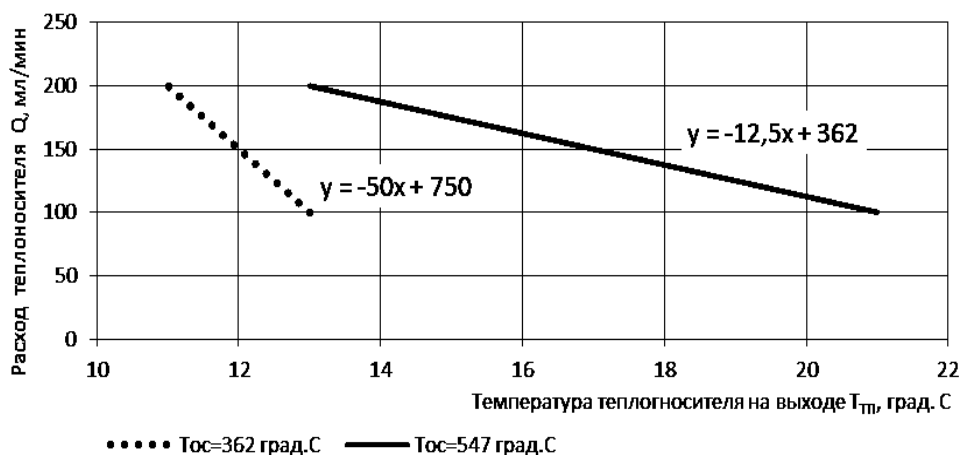


Рисунок 5 – Графики изменения температуры теплоносителя в зависимости от расхода теплоносителя

Как видно из графиков, прохождение теплоносителя (воды) в зоне нагрева (теплообмена) длиной 100 мм обеспечивает повышение температуры воды на 4 – 12 °С в зависимости от принятых расходов (скорости движения) теплоносителя, которая изменяется от 0,1 до 0,2 л/мин. При этом увеличение расхода (скорости подачи) теплоносителя в 2 раза, привело к сокращению температуры на выходе почти в 3 раза. Это позволяет заключить, что расход (скорость движения) теплоносителя является наиболее эффективным фактором управления технологическими характеристиками процесса утилизации. Не смотря на то, что фактор температуры зоны нагрева оказывает такое же влияние, управлять им в реальных условиях подземного газогенератора значительно сложнее: подача окислителя осуществляется на большой объем выгазованного пространства, что сокращает возможности управления скоростью химических реакций. Это обуславливает необходимость расчета подачи теплоносителя, расход которого становится основным технологическим фактором управления процессом теплообмена.

Перевод полученных значений от модели к натуре (где площадь температурного контакта выше в 100 раз, объем подачи в 1000 раз, а ламинарный режим движения теплоносителя сменяется турбулентным) показывает, что при расходе 0,1 м³/мин температура нагрева на метровом участке трубного става составит около 10 °С. При снижении на порядок расхода воды (скорости подачи) нагрев даст 100 °С на 1 м трубы при этом скорость движения теплоносителя по трубе составит около 2 см/с. Как показали расчеты трубного става [6] результаты проведенного моделирования сопоставимы с результатами аналитических исследований.

Таким образом, моделирование процесса теплообмена доказывает практическую осуществимость разработанного способа утилизации те-

пловой энергии образованной при подземной газификации угля, позволяет получить приближенные значения технологических параметров (температура и размер зоны теплообмена, расход теплоносителя и др.) и оценить степень влияния основных факторов.

Автор признателен проф. Гайко Г.И., доц. Касьянову В.А. за консультативную помощь при проведении исследований.

Библиографический список

1. Теория и практика термохимической технологии добычи и переработки угля / Под общ. ред. О.В. Колоколова. – Днепропетровск: НГА Украины, 2000. – 281с.

2. Gayko G. Development of methods for utilization of thermal energy in the underground gasification of coal mining / Gayko G., Zayev V. // School of underground mining Technical and Geoinformational Systems in Mining CRC Press Taylor & Francis Group Boca Raton: London, New York, Leiden, 2011. – P.33 – 36.

3. Гайко Г.И. Новий спосіб отримання електроенергії при підземній газифікації (спаленні) вугільних пластів / Г. И. Гайко, В. В. Заєв // Донецький вісник НТШ. Т. 29. – Донецьк: Східний видавничий дім, 2010. – С. 64 – 67.

4. Адлер Ю.П. Планирование эксперимента при поиске оптимальных условий / Ю.П. Адлер, Е.В. Маркова, Ю.В. Грановский. – М.: Наука, 1976. – 279 с.

5. Фрумкин Р.А. Основы научных исследований/ Р.А. Фрумкин // Учебное пособие для вузов. - Алчевск: ДГМИ, ИПЦ «Ладо», 2001.

6. Гайко Г.И. Обоснование параметров коллекторной топливно-энергетической системы, основанной на термохимической переработке угольных пластов / Г.И. Гайко, В.А. Касьянов // Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета. Вып. 24. – Алчевск: ДонГТУ, 2007 – С. 71 - 80.

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

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

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ СКОРОСТИ ПОДВИГАНИЯ ОЧИСТНОГО ЗАБОЯ НА НДС КРОВЛИ В ЛАВЕ

*Наведені результати досліджень впливу швидкості просування
очистного вибою на напружено-деформований стан покрівлі.*

Ключові слова: *повзучість, відносні деформації, еквівалентні на-
пруження.*

*Приведены результаты исследований влияния скорости подвигания
очистного забоя на напряженно-деформированное состояние кровли.*

Ключевые слова: *ползучесть, относительные деформации, экви-
валентные напряжения.*

Широко известно, что с увеличением глубины разработки уголь-ных пластов происходит ухудшение состояния кровли в лаве, представ-ленной аргиллитами, алевролитами. Одним из факторов, влияющих на состояние кровли в очистном забое, является его скорость подвигания. Исследование влияния скорости подвигания очистного забоя на НДС кровли с целью установления закономерностей образования зон потерь устойчивости и вывалообразования из кровли является актуальной за-дачей геомеханики. Решением рассматриваемой задачи занимались ряд авторов. Так, в работе [1], авторами исследовано распределение повре-ждений и области разрушения в кровле при различных скоростях под-вигания очистного забоя с учетом эволюции углепородного массива. Влияние скорости подвигания на характер и величину опорного давле-ния впереди очистного забоя исследовано автором в работе [2]. Дина-мика разрушения пород над призабойным и в выработанном простран-стве рассматривается в работе [3]. Было установлено, что при высоких скоростях подвигания лавы призабойная область не претерпевает зна-чительных разрушений. Недостатком перечисленных работ является то, что исследуемые модели плоские, что не дает возможность учесть по-ложение забоя выемки вдоль лавы.

Цель работы - исследование изменения напряженно-деформированного состояния кровли в зависимости от скорости подви-гания лавы.

Объект исследования - нижний слой кровли призабойного пространства.

Предмет исследования - напряженно-деформированное состояние поверхности кровли в очистном забое.

Для достижения поставленной цели решена задача методом конечных элементов с учетом наследственной ползучести, в которой использован метод переменных модулей, предложенных авторами в работе [4]. Сущность заключается в том, что влияние времени учитывается путем замены деформационных характеристик массива временными функциями. В этом случае, деформационные характеристики определяются по формулам:

$$\bar{E} = \frac{E_0}{1 + \varphi(t)}, \text{ МПа;} \quad (1)$$

$$\bar{G} = G \frac{2(1 + \mu)}{1 + 3\varphi(t)}, \text{ МПа;} \quad (2)$$

$$\bar{\mu} = 0,5 - \frac{0,5 - \mu}{1 - \varphi(t)}, \quad (3)$$

где \bar{E} , \bar{G} , $\bar{\mu}$ - модуль упругости, модуль деформации и коэффициент Пуассона в момент времени t , соответственно;

$\varphi(t)$ - функция ползучести горных пород, учитывающая изменение свойств угольного массива во времени, определяемая по формуле

$$\varphi(t) = \frac{\delta t^{1-\alpha}}{1 - \alpha}, \quad (4)$$

где α , δ - параметры ползучести горных пород, значения которых приняты согласно [5].

Метод переменных модулей предполагает замену деформационных характеристик временными функциями для всего массива, однако изменение свойств во времени необходимо учитывать только в зоне влияния очистной выработки. В работе [4], авторами предложен ввод в формулу функции ползучести дополнительного коэффициента концентрации напряжений k_b , определяемого по формуле

$$k_b = \left| \frac{\tau_{\text{oct}} - \tau_{\text{oct}}^0}{\tau_{\text{oct}}^0} \right|, \quad (5)$$

где τ_{oct} - октаэдрические касательные напряжения в массиве вокруг очистной выработки, МПа, вычисляемые через компоненты напряжений по формуле

$$\tau_{oct} = \frac{1}{3} \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)}, \text{ МПа}, \quad (6)$$

τ_{oct}^0 - октаэдрические касательные напряжения в нетронутом массиве, МПа, вычисляемые также по формуле (6).

Задача решена с применением программного комплекса *Ansys*. Моделирование добавления и удаления элементов (снятие полосы угля) осуществлялось с помощью операторов *EALIVE* и *EKILL*, осуществляя рождение и смерть элементов (*element birth and death*). Скорость продвижения варьировалась в пределах $v_{оч} = 2,4 \dots 5,8$ м/сут. В модели использованы средние горно-геологические условия: глубина разработки - 660 м, вынимаемая мощность пласта 1,2 м, предел прочности пород кровли на сжатие 40 МПа. На рисунке 1 представлены изополя октаэдрических напряжений, рассчитанных согласно формуле 6.

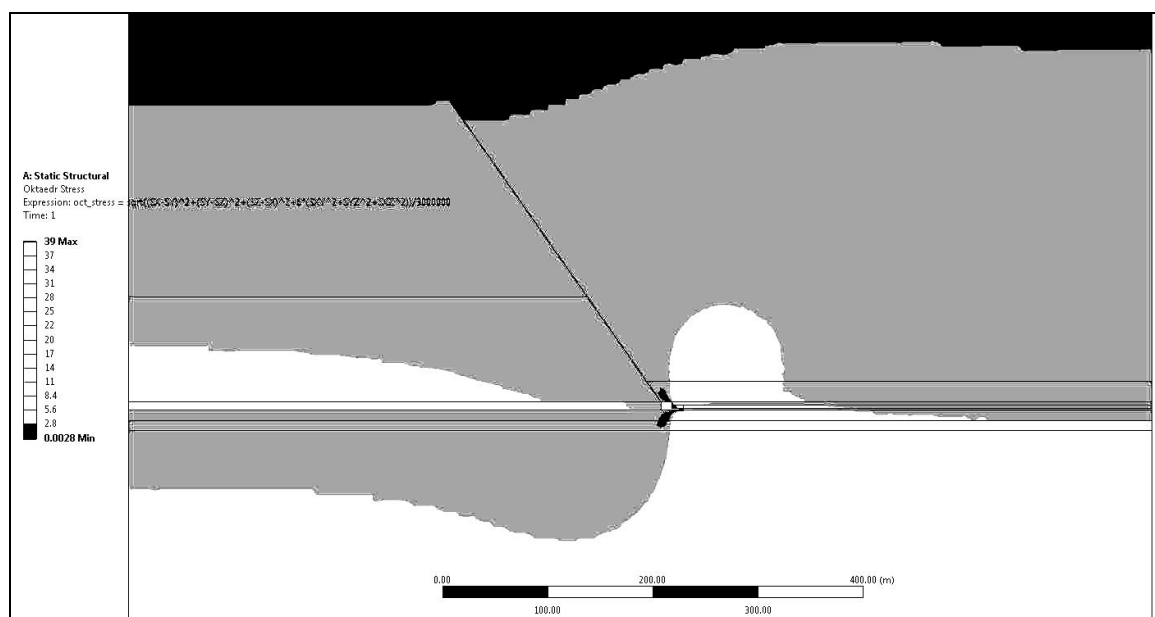


Рисунок 1 - Изополя октаэдрических касательных напряжений в массиве

Как видно из рисунка, рост касательных напряжений наблюдается в кровле, впереди очистного забоя и затухают на расстоянии 80...100 м от него. Также касательные напряжение возрастают в выработанном пространстве, по мере уплотнения пород. Распределение коэффициента концентрации упругих напряжений приведено на рисунке 2. Участки с

коэффициентом $k_b < 0,2$ на рисунке представлены серым цветом и программой не учитывались при изменении свойств пород.

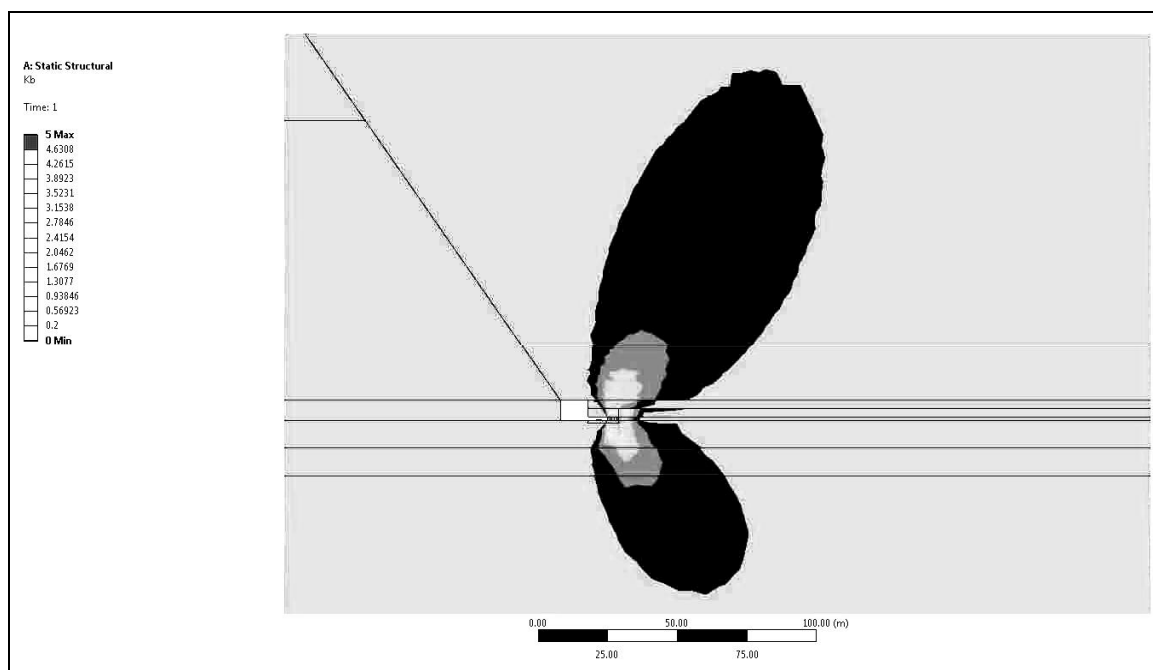


Рисунок 2 - Изополя коэффициента концентрации пластических напряжений

Как видно из рисунка 2, изополя коэффициента концентрации представлены в виде двух эллипсов, распространяющихся в кровлю и почву от угольного забоя.

Величина распространения зоны концентрации в кровлю пласта 120 м, в почву 70 м, впереди забоя около 80 м. Наибольшие значения k_b возникают непосредственно вблизи очистного забоя, достигая величин $k_b = 3,5...4,6$ и по мере отдаления интенсивно затухают. Для учета скорости подвигания основная задача разбита на 5 связанных подзадач. В первой задаче происходит нагружение углепородного массива собственным весом. По результатам первой задачи производится вычисление коэффициента k_b , рассчитываются временные функции модуля упругости \bar{E} , коэффициента Пуассона $\bar{\mu}$ и модуля сдвига \bar{G} . Каждому элементу присваиваются свойства с учетом продолжительности первого технологического цикла. Производится расчет второй задачи. При средней скорости подвигания лавы $v_{оч} = 4,8$ м/сут изменение свойств боковых пород происходит за 16 суток до подхода забоя. В связи с тем, что протекание реологических процессов началось после отхода лавы от разрезной печи, что не учитывается в разработанной модели, то для того, чтобы повысить достоверность результатов решаются еще три задачи (аналогичные второй), в которых дополнительно извлекаются поло-

сы угля. В качестве критерия прочности приняты эквивалентные напряжения, рассчитанные согласно теории О. Мора.

На рисунке 3 представлены изополя эквивалентных напряжений при остановленном очистном забое ($v_{оч} = 0$ м/сут).

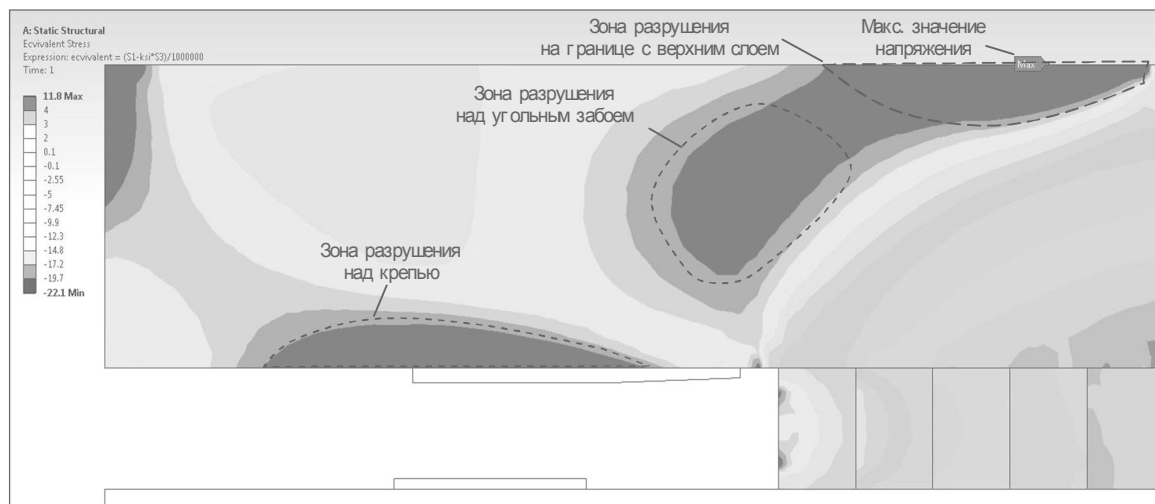


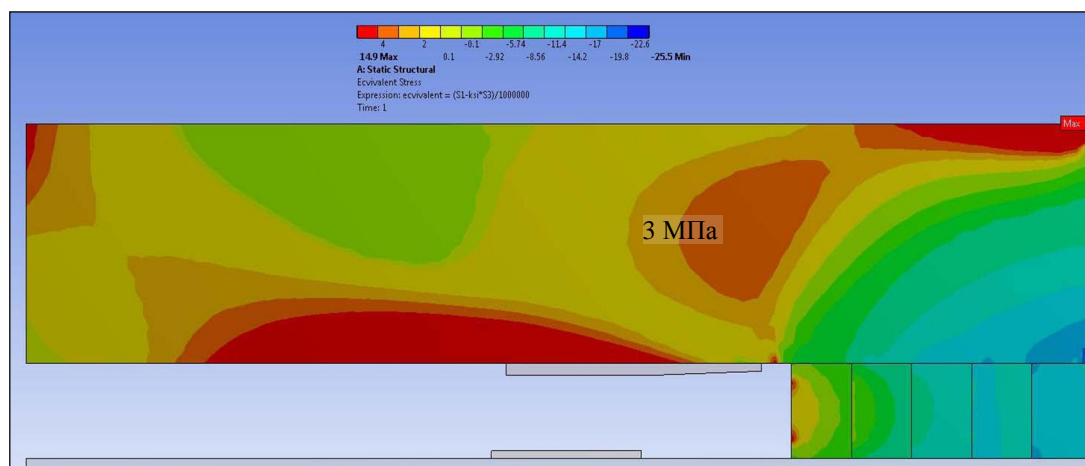
Рисунок 3 - Изополя эквивалентных напряжений при остановленном очистном забое

Как видно из рисунка 3 зоны разрушения (изолиния 4 МПа), образуются над крепью очистного забоя, а также в кровле над угольным забоем, распространяясь до границы с устойчивой кровлей. Разрушение происходит в основном от действия растягивающих напряжений.

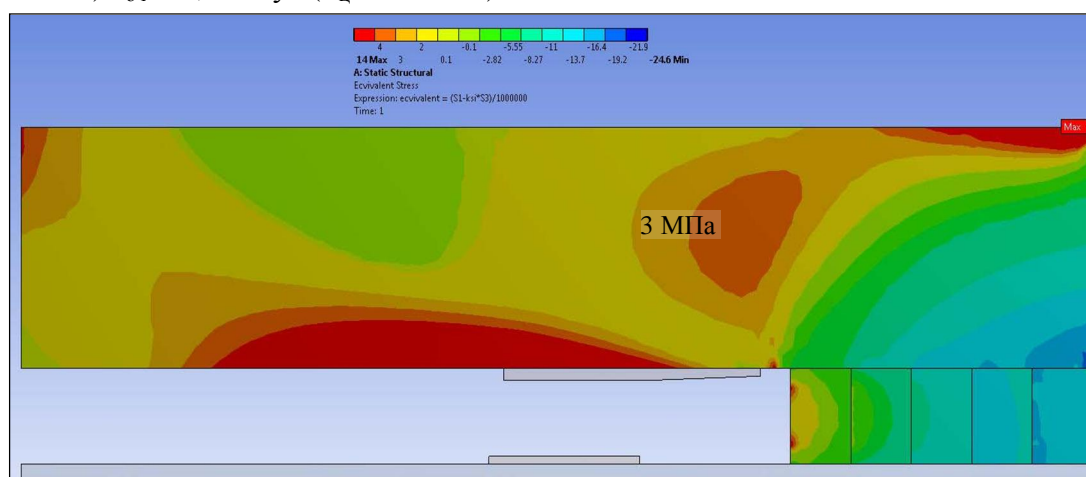
На рисунке 4 приведены изополя эквивалентных напряжений при различных скоростях подвигания очистного забоя. Из рисунка видно, что увеличение скорости подвигания лавы приводит к снижению максимальных растягивающих напряжений на границе с вышележащим слоем, что уменьшит расслоение пород, а также к снижению максимальных сжимающих напряжений, возникающих на границе кровли с пластом, что уменьшит отжим угля. Зона разрушения пород нижнего слоя кровли над угольным забоем не образуется, однако разрушение пород возможно при меньшей прочности пород ($\sigma_p \leq 3$ МПа).

Далее рассмотрено влияние положения забоя выемки комбайном от замерной станции $l_{зк}$ на относительные деформации поверхности кровли перпендикулярно очистному забою.

а) $v_{\text{оч}} = 2,4 \text{ м/сут}$ ($T_{\text{ц}} = 28800 \text{ с}$)



б) $v_{\text{оч}} = 4,8 \text{ м/сут}$ ($T_{\text{ц}} = 14400 \text{ с}$)



в) $v_{\text{оч}} = 7,2 \text{ м/сут}$ ($T_{\text{ц}} = 9600 \text{ с}$)

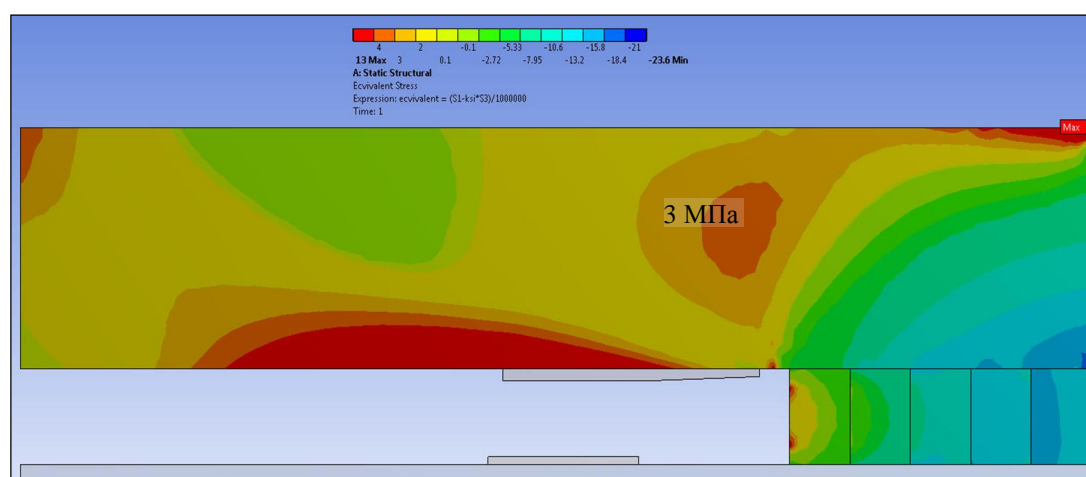


Рисунок 4 - Изополя эквивалентных напряжений при различной скорости подвигания очистного забоя

На рисунке 5 представлены зависимости, полученные: при решении упругопластической задачи, при решении задачи с учетом наследственной ползучести и полученные по результатам натурных исследований для шахты 19 партсъезда ГП Луганскуголь (значения факторов близки к средним).

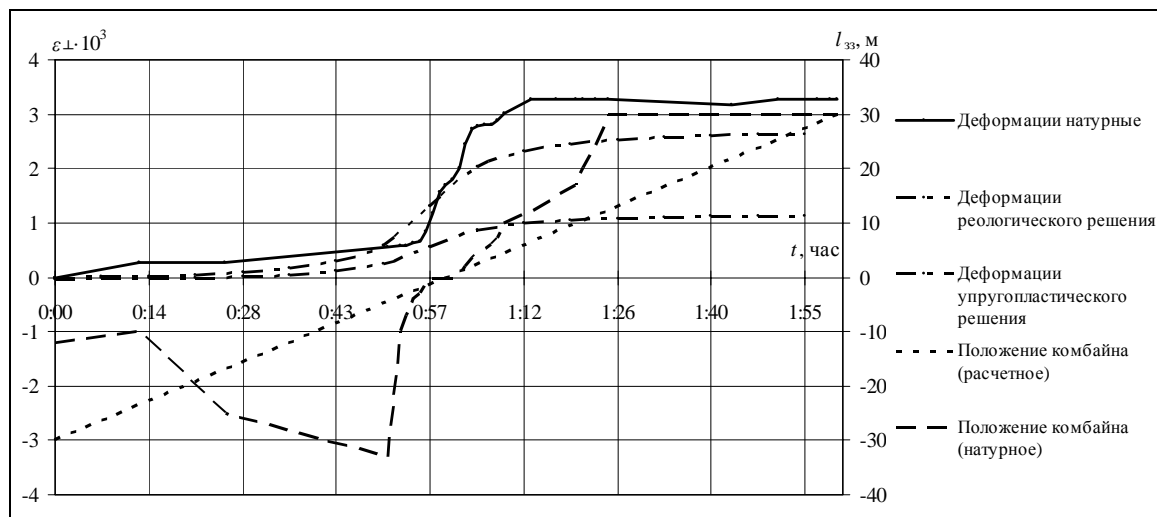


Рисунок 5 - Графики зависимостей относительных деформаций поверхности кровли

Исходя из рисунка 5, при решении упругопластической задачи деформирование поверхности кровли начинается при подходе комбайна на расстояние 9 м до замерной станции и продолжается на протяжении отхода комбайна на 10 м. Максимальные относительные деформации перпендикулярно ЛОЗ составили $1,1 \cdot 10^{-3}$.

При решении задачи с учетом наследственной ползучести пород процесс деформирования кровли начинается за 15 м до подхода и заканчивается за 15 м после отхода выемочного комбайна. Сравнивая кривые деформирования можно сделать вывод, что решение задачи с учетом ползучести более точно соответствует натурным результатам. Расхождение значений относительных деформаций при этом составляет 19%, что можно считать удовлетворительным показателем.

Также расчетами установлено, что при увеличении скорости подвигания очистного забоя в 2 и 3 раза, относительные деформации уменьшаются до значений $2,05 \cdot 10^{-3}$ и $1,96 \cdot 10^{-3}$ соответственно, что в процентном отношении составило 73% и 68%, по отношению к деформации $2,8 \cdot 10^{-3}$ при $v_{оч} = 2,4$ м/сут.

Выводы:

Решением задачи с применением наследственной ползучести установлено, что увеличение скорости подвигания очистного забоя при-

водит к снижению эквивалентных напряжений в кровле пласта и, как следствие, улучшению ее состояния. Увеличение скорости подвигания забоя с 2,4 до 4,8 (в два раза) и до 7,2 (в три раза) приводит к снижению относительных деформаций поверхности кровли перпендикулярно очистному забою на 27% и 32% соответственно. Сравнение рассчитанных относительных деформаций с натурными значениями показало расхождение в 19%, что можно считать удовлетворительным показателем.

Библиографический список

1. Макаров П.В. Моделирование обрушения кровли над выработанным пространством / П.В. Макаров, И.Ю. Смолин, Е.П. Евтушенко, А.А. Трубицын, Н.В. Трубицина, С.П. Ворошилов // Физ. мезомех. - 2008. - Т.11. - №1. - С. 44 - 50.

2. Халимендигов Е.Н. Оценка влияния скорости подвигания очистного забоя на состояние призабойной зоны по результатам ретроспективного геомеханического анализа / Евгений Николаевич Халимендигов // Науковий вісник НГУ. - 2009. - №8. - С. 29 - 31.

3. Мустафин М.Г. Влияние скорости подвигания очистного забоя на динамику разрушения пород кровли угольного пласта / Мурат Газизович Мустафин // Горный информационно-аналитический бюллетень. - М.: МГУ. - 2008. - №1. - С. 17-22.

4. Павлова Л.Д. Моделирование циклического характера обрушения горных пород при проведении выработки с последовательным накоплением повреждений / Л.Д. Павлова, В.Н. Фрянов // Известия Томского политехнического университета. - 2004. - Т. 307. - №2. - С.76 - 79.

5. Комисаров С.Н. Управление массивом горных пород вокруг очистных выработок / С.Н. Комисаров. - М.: Недра, 1983. - 237 с.

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

*Рутковский М.А.
(ГВУЗ "НГУ", г. Днепропетровск, Украина)*

ОБОСНОВАНИЕ ПРИМЕНЕНИЯ ОСЕСИММЕТРИЧНОЙ МОДЕЛИ ДЛЯ РАСЧЕТА ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ БАРАБАНОВ СО СПИРАЛЬНОЙ КАНАВКОЙ

На основі зіставлення результатів кінцево-елементного й математичного моделювання обґрунтована можливість заміни моделі барабана зі спіральною канавкою на осесимметричну модель з набором кільцевих канавок.

Ключові слова: *підйомна машина, обичайка, спіральна канавка, оболонка.*

На основе сопоставления результатов конечно-элементного и математического моделирования обоснована возможность замены модели барабана со спиральной канавкой на осесимметричную модель с набором кольцевых канавок.

Ключевые слова: *подъемная машина, обечайка, спиральная канавка, оболочка.*

Проблема и ее связь с научными и практическими заданиями.

Шахтные подъемные машины, выпускаемые отечественными предприятиями, уступают зарубежным аналогам по качеству, надежности и стоимости. Для повышения их конкурентоспособности необходимо помимо совершенствования технологии изготовления обеспечить снижение металлоемкости и повышение прочности канатоведущих органов. Поэтому исследование напряженно-деформированного состояния барабанов подъемных машин является актуальной научной задачей.

Анализ исследований и публикаций.

Барабан шахтной подъемной машины имеет сложную пространственную конструкцию, кроме того, на его обечайке нарезается спиральная канавка для наматывания тягового каната. Комплекс методических рекомендаций по выбору рациональных параметров барабанов шахтных подъемных машин и расчету их напряженно-деформированного состояния, предложенный отечественными проектными организациями и исследователями, пока не обеспечивает необходимой достоверности результатов. Недостаточно обосновано допущение о возможности замены при расчетах модели барабана со спираль-

ной канавкой, на осесимметричную модель с набором кольцевых канавок [1,2].

В настоящее время для расчета напряженного состояния сложных геометрических объектов применяются программные средства, реализующие метод конечных элементов. Однако численные методы позволяют найти только частное решение задачи с конкретными значениями параметров и исходных данных. Аналитическое же решение дает возможность качественно изучить особенности модели, исследовать влияние начальных условий на характер решения, провести оптимизацию параметров. Поэтому важно получить аналитическое решение напряженно-деформированного состояния барабана, что позволит избежать рутинной работы по моделированию многочисленных вариантов конструкций барабана с различным приложением нагрузок и закреплений, решению множества задач методом конечно-элементного анализа и аппроксимации полученных данных расчета.

Постановка задачи. Целью настоящей статьи является обоснование возможности применения осесимметричной модели цилиндрического барабана с набором кольцевых канавок для расчета барабанов с нарезанной спиральной канавкой и получение аналитического решения напряженно-деформированного состояния барабана шахтной подъемной машины.

Изложение материала и его результаты.

В работе [3] на основе метода усреднения автором получено уравнение равновесия конструктивно-ортотропной профилированной оболочки:

$$D_a \frac{d^4 w}{dx^4} + \frac{B_a}{R^2} w = q, \quad (1)$$

где D_a и B_a - изгибная и кольцевая жесткости

$$D_a = k \frac{E\tau}{(1-\mu^2)} \left(\int_0^\tau \left(\frac{h^3}{96} + \frac{f_z(x)h^2}{16} + \frac{f_z^2(x)h}{8} + \frac{f_z^3(x)}{12} \right) dx \right)^{-1}; \quad (2)$$

$$B_a = \frac{E}{\tau} \int_0^\tau \left(\frac{h}{2} + f_z(x) \right) dx, \quad (3)$$

где k - коэффициент редуцирования:

$$k = 1,34723 - 0,50156 \cdot \varepsilon - 0,29519 \cdot \zeta + 0,61212 \cdot \varepsilon^2 + 0,01659 \cdot \varepsilon \cdot \zeta + \\ + 0,07385 \cdot \zeta^2 - 0,19478 \cdot \varepsilon^3 - 0,02106 \cdot \varepsilon^2 \cdot \zeta + 0,00692 \cdot \varepsilon \cdot \zeta^2 - 0,00626 \cdot \zeta^3. \quad (4)$$

Изменяемость оболочки, как балки на упругом основании [3]:

$$\beta = \sqrt[4]{\frac{B_a}{4R^2 D_a}}. \quad (5)$$

Тогда уравнение равновесия профилированной оболочки (1) примет вид:

$$\frac{d^4 w}{dx^4} + 4\beta^4 w = \frac{q}{D_a}. \quad (6)$$

Решения этого уравнения в общем виде:

$$w(x) = e^{\beta x} (C_1 \sin(\beta x) + C_2 \cos(\beta x)) + \\ + e^{-\beta x} (C_3 \sin(\beta x) + C_4 \cos(\beta x)) + f(x); \quad (7)$$

$$\varphi(x) = \beta \left[(C_1 e^{\beta x} - C_4 e^{-\beta x}) (\cos(\beta x) + \sin(\beta x)) + \right. \\ \left. + (C_2 e^{\beta x} + C_3 e^{-\beta x}) (\cos(\beta x) - \sin(\beta x)) \right]; \quad (8)$$

$$M(x) = 2D\beta^2 \left[(C_3 e^{-\beta x} - C_1 e^{\beta x}) \cos(\beta x) + (C_2 e^{\beta x} - C_4 e^{-\beta x}) \sin(\beta x) \right]; \quad (9)$$

$$Q(x) = 2D\beta^3 \left[(C_2 e^{\beta x} - C_3 e^{-\beta x}) (\cos(\beta x) + \sin(\beta x)) - \right. \\ \left. - (C_1 e^{\beta x} - C_4 e^{-\beta x}) (\cos(\beta x) - \sin(\beta x)) \right]; \quad (10)$$

где $f(x) = \frac{qR^2}{Eh}$ – частное решение уравнения (1);

C_1, C_2, C_3, C_4 – постоянные интегрирования, которые определяются из граничных условий на концах оболочки.

Для оболочки с крайними лобовинами приняты следующие граничные условия:

$$w_{\text{л}}(0) = 0; \varphi_{\text{л}}(0) = 0; M_n(l) = 0; Q_n(l) = 0.$$

Подставив граничные условия в выражения (6-10) получим систему уравнений:

$$\begin{cases} C_2 + C_4 = \frac{qR^2}{Eh}; \\ 2D\beta^2(C_3 - C_1) = 0; \\ e^{\beta l}(C_1 \sin(\beta l) + C_2 \cos(\beta l)) + e^{-\beta l}(C_3 \sin(\beta l) + C_4 \cos(\beta l)) = \frac{qR^2}{Eh}; \\ 2D\beta^2[(C_3 e^{-\beta l} - C_1 e^{\beta l})\cos(\beta l) + (C_2 e^{\beta l} - C_4 e^{-\beta l})\sin(\beta l)] = 0. \end{cases} \quad (11)$$

Для определения функции прогиба оболочки $w(x)$ найденные из системы уравнений (11) постоянные интегрирования C_1, C_2, C_3 и C_4 подставляются в выражение (7).

Напряжения по Мизесу в общем виде:

$$\sigma = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{xz}^2)}. \quad (12)$$

В случае осесимметричного изгиба цилиндрической пластинки это выражение примет вид:

$$\sigma(x) = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_x(x) - \sigma_{\varphi}(x))^2 + \sigma_{\varphi}^2(x) + \sigma_x^2(x)}, \quad (13)$$

где $\sigma_x(x)$ – нормальные напряжения вдоль оси x :

$$\sigma_x(x) = -\frac{E}{1-\mu^2} \frac{d^2 w}{dx^2} D_a \left(\frac{f_z(x)}{2} - \frac{h}{4} - f_z(x) \right);$$

$\sigma_{\varphi}(x)$ – нормальные напряжения в окружном направлении:

$$\sigma_{\varphi}(x) = -\frac{w}{R} - D_a \mu \frac{E}{1-\mu^2} \frac{d^2 w}{dx^2} \left(\frac{f_z(x)}{2} - \frac{h}{4} - f_z(x) \right);$$

h – толщина оболочки обечайки;

$f_z(x)$ – функция профиля канавки;

R – радиус обечайки.

Таким образом, получены аналитические зависимости деформаций (7) и напряжений (13), распределенные по длине обечайки барабана x .

Для оценки точности полученных выражений и обоснования применения их для анализа напряженно-деформированного состояния барабана с нарезанной спиральной канавкой было проведено моделирование конструкции барабана в пакете SolidWorks Simulation.

Задача решалась при следующих исходных данных: диаметр барабанов – 6000 мм, ширина барабана – 2790 мм, диаметр центрального отверстия – 2010 мм, толщина обечайки – 55 мм, толщина лобовин – 30 мм, диаметр канавки – 62 мм, количество кольцевых канавок – 45, количество монтажных отверстий в лобовине – 8.

В качестве граничных условий применялись: 1) запрет перемещений центральных отверстий лобовин; 2) равномерное распределение давления на канавки (2 МПа). При конечно-элементном анализе использовалась стандартная сетка, состоящая из тетраэдных конечных элементов с глобальным размером 15 мм и допуском 0,75 мм.

На рисунке 1 представлен результат решения задачи по определению напряженного состояния в двойном цилиндрическом барабане с нарезанной спиральной канавкой, проведенный в пакете SolidWorks Simulation.

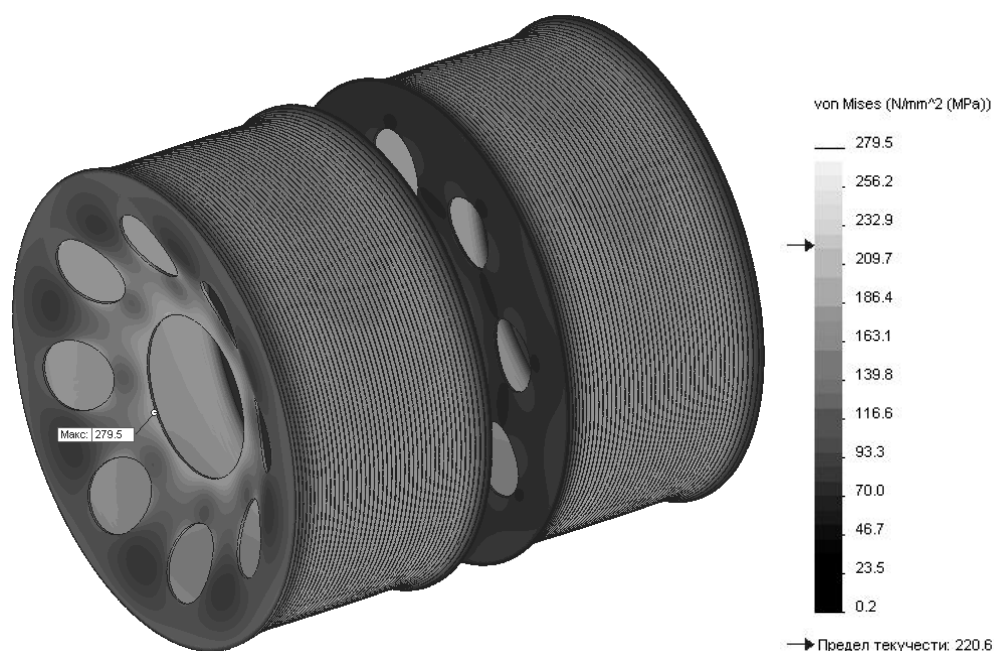


Рисунок 1 – Интенсивность напряжений в двойном цилиндрическом барабане с нарезанной спиральной канавкой

На рисунках 2 и 3 приведены графики распределения интенсивности напряжений и радиального прогиба по ширине барабана, рассчитанные аналитически по приведенной выше методике для осесимметричной модели цилиндрического барабана с набором кольцевых канавок, а также полученные численно для модели барабана с нарезанной спиральной канавкой, выполненные с применением метода конечных элементов в пакете SolidWorks Simulation.

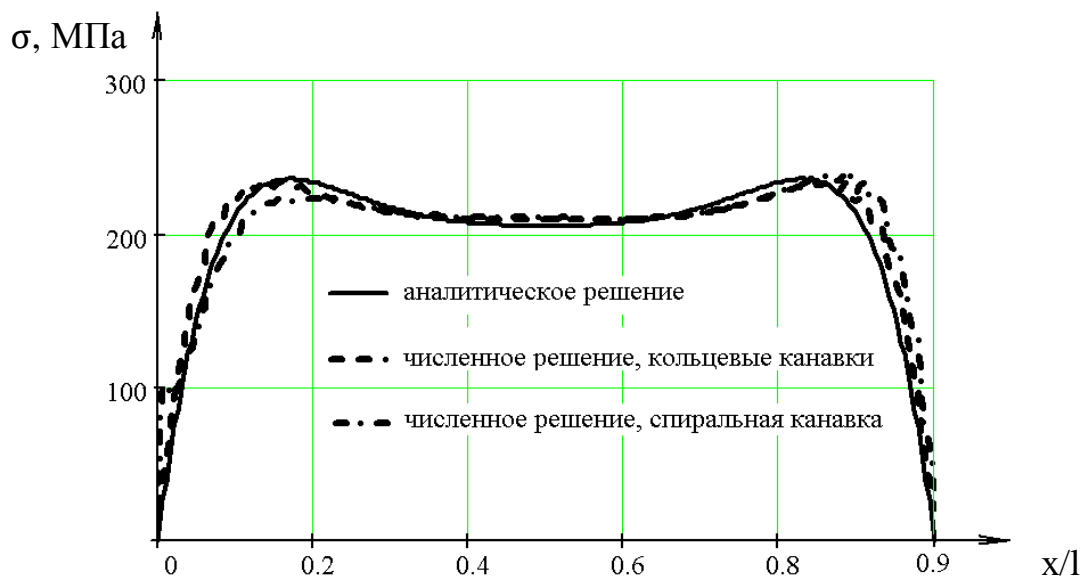


Рисунок 2 - Интенсивность напряжений в обечайке барабана

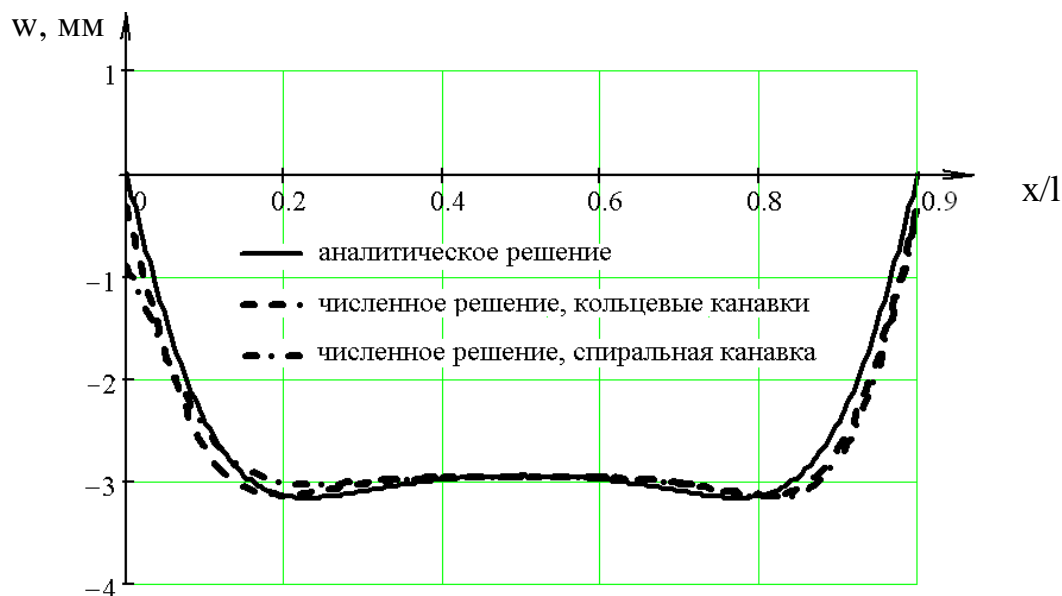


Рисунок 3 - Радиальный прогиб обечайки барабана

Как видно из представленных графиков, упрощенная модель барабана с кольцевыми канавками дает решение, хорошо согласующееся с результатами расчетов, полученными для барабана со спиральной канавкой. Расхождение результатов не превышает 4-6%, что подтверждает возможность при расчетах напряженно-деформированного состояния барабана заменить модель барабана со спиральной канавкой на осесимметричную модель с набором кольцевых канавок.

Вывод

Аналитическая модель барабана с осесимметричными кольцевыми канавками дает решение, хорошо согласующееся с результатами анализа МКЭ барабана со спиральной канавкой, что подтверждает применимость упрощенной осесимметричной модели для расчетов барабанов такого типа.

Библиографический список

1. Заболотный К.С. *Научное обоснование технических решений по повышению канатоемкости и уменьшению габаритов шахтных подъемных машин с цилиндрическими барабанами: автореф. дис. на соискание науч. степени д-ра техн. наук: спец. 05.15.16. "Горные машины"* / К.С. Заболотный. – Днепропетровск, 1997. – 44с.

2. Заболотный, К.С. *Обоснование компьютерной модели барабана и расчетных нагрузок шахтной подъемной машины* / К.С. Заболотный, А.Л. Жупиев, Е.Н. Соснина // *Геотехническая механика: Межведомственный сб. науч. трудов / Ин-т геотехнической механики им. Н.С. Полякова НАН Украины.* – Днепропетровск, 2011. – Вып. 92. – С. 275–278.

3. Рутковский М.А. *Определение изгибной и кольцевой жесткостей профилированной обечайки барабана шахтной подъемной машины* / М.А. Рутковский // *Сборник научных трудов Донбасского государственного-технического университета/ ДонГТУ – Алчевск, 2012 – Вып.36 – С. 116–125.*

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Корнеевым С.В.

МЕТАЛЛУРГИЯ

к.т.н. Боровик П.В.,

к.т.н. Куберский С.В.,

Максаев Е.Н.

(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина, borovikpv@mail.ru)

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ НЕПРЕРЫВНОЛИТОГО СЛЯБА В ПРОЦЕССЕ РАЗЛИВКИ

Приведений опис математичної моделі напружено-деформованого стану сляба в процесі безперервного розливання. Описані особливості моделювання процесу. Приведені результати моделювання для оцінки можливих дефектів в процесі безперервного розливання.

Ключові слова: *безперервне розливання, сляб, дефект, напружено-деформований стан.*

Приведено описание математической модели напряженно-деформированного состояния сляба в процессе непрерывной разливки. Описаны особенности моделирования процесса. Приведены результаты моделирования для оценки возможных дефектов в процессе непрерывной разливки.

Ключевые слова: *непрерывная разливка, сляб, дефект, напряженно-деформированное состояние.*

Непрерывнолитые заготовки занимают значительную долю в общем объеме экспортного рынка металлопродукции Украины. Расширение производственного потенциала металлургической отрасли неразрывно связано с улучшением технико-экономических показателей за счет снижения ресурсо- и энергозатрат, а также повышения эксплуатационных и качественных показателей металлопродукции. В тоже время эффективность процесса непрерывной разливки существенно зависит от технологических параметров жидкого металла обеспечиваемых внепечной подготовкой к разливке, а также организации и строгого соблюдения заданных параметров и условий поведения металла в промежуточном ковше, кристаллизаторе и зоне вторичного охлаждения.

Высокое качество непрерывнолитого металла в значительной степени зависит от возможности прогнозирования и управления процессами дефектообразования на основании сведений о параметрах разливки и химическом составе стали.

Поэтому, создание эффективных математических моделей способных прогнозировать напряженно-деформированное состояние (НДС) твердой фазы слитка в любой точке технологической оси МНЛЗ является весьма актуальной научной задачей.

Среди разнообразия математических моделей процесса непрерывной разливки [1-3] отсутствуют модели, которые позволяли бы определить параметры НДС в различных точках заготовки и тем самым оценить вероятность образования дефектов с учетом деформирования твердой фазы металла в процессе литья.

Авторы работ [4, 5] для прогнозирования НДС непрерывнолитых заготовок в процессе последующей обработки давлением использовали метод конечных элементов (МКЭ) [6, 7]. При этом предложенная модель в более полной мере позволяет учесть неоднородность химических и механических свойств по сечению слитка и оценить склонность к образованию дефектов поверхности и внутренней структуры.

Для математического моделирования НДС непрерывнолитого металла в любой точке технологической оси МНЛЗ важное значение имеет целый ряд технологических параметров, таких как температурно-скоростной режим разливки, организация вторичного охлаждения и настройка ее элементов, толщина слитка, химический состав разливаемого металла, а также его изменение по сечению в процессе формирования непрерывнолитых заготовок.

Целью данной работы является разработка на базе МКЭ математической модели НДС твердой фазы непрерывнолитого слитка при установившемся процессе разливки и оценка ее работоспособности.

Для достижения данной цели осуществлялось математическое моделирование МКЭ на базе программного комплекса ABAQUS. В основу модели положен подход Эйлера с применением процедуры адаптации сетки в формулировке Лагранжа-Эйлера [7], которая позволяет в процессе моделирования корректировать конфигурацию сетки, постепенно приближая решение к точному.

Модель (рис. 1) содержит одну вторую симметричную часть и состоит из недеформируемых (абсолютно упругих) роликов и деформируемого бруса, моделирующего только затвердевшую часть слитка. Сетка бруса состоит из трехмерных изопараметрических элементов с редуцированной схемой интегрирования.

Ролики моделируются как аналитические недеформируемые цилиндрические поверхности.

Симметричные граничные условия накладываются на поверхность XY бруса при $Z=0$ (см. рис. 1).

Непрерывнолитой слиток в соответствии с его внутренней структурой можно разделить на две части:

- 1) содержащая твердую (корочка) и жидкую фазу;
- 2) содержащая твердую структуру по всему поперечному сечению.

Таким образом, в первой части слитка брус выполнен полым, т.е. рассматривается только корочка слитка, а вместо жидкой фазы на внутреннюю поверхность корочки наложено давление, соответствующее ферростатическому. Во второй части брус имеет сплошную структуру.

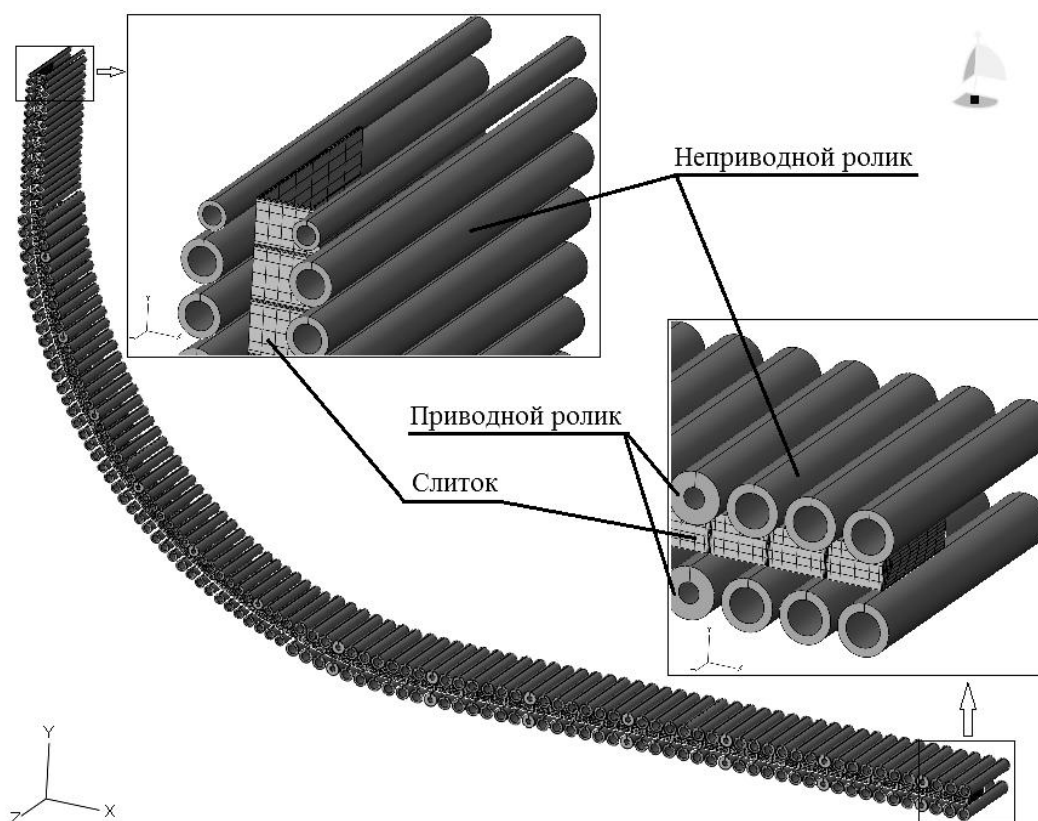


Рисунок 1 – Общий вид модели вдоль всей технологической оси МНЛЗ

Количество элементов по толщине корочки принято постоянным. Однако в ее структуру внесены ряд модификаций (рис. 2), позволяющих учесть специфические особенности решаемой задачи, а именно:

- 1) при переходе от жидкой к твердой фазе в структуру сетки введены дополнительные элементы, формирующие дно жидкой фазы, а далее полностью затвердевший металл, путем заполнения внутренней части слитка между сформировавшейся корочкой;
- 2) эффект нарастания корочки моделируется путем введения дополнительных элементов на участке между роликами, при этом сделано допущение что по длине слитка в пределах между дополнительными элементами толщина корочки не изменяется;

3) соизмеримый с толщиной слитка размер роликов, а также весьма малая степень сближения (уменьшения зазора) роликов вдоль ручья, требует значительного уменьшения размеров элементов, что неоправданно увеличивает объемы и время вычислений, поэтому применяется сгущение сетки в области контакта ролика и слитка с наложением ограничений на перестроение сетки в этой области.

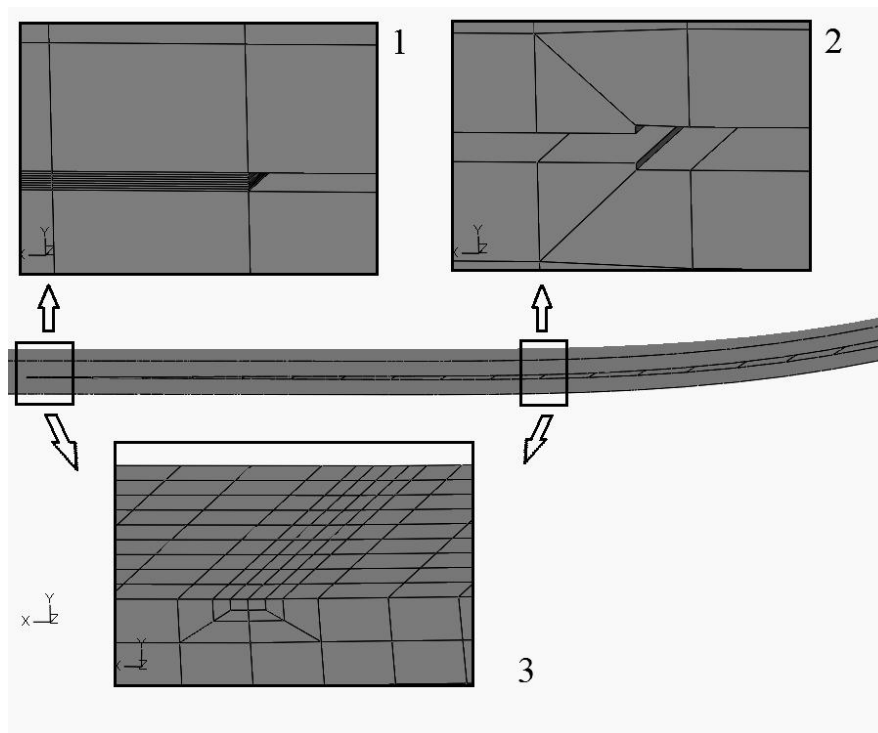


Рисунок 2 – Модификации сетки, позволяющие учесть ряд специфических особенностей решаемой задачи

Материал бруса моделируется как упруго-пластический материал с изотропным упрочнением. При этом учитывалась неоднородность распределения температуры по длине и сечению заготовки.

При разработке модели была предусмотрена возможность рассмотрения только части технологической оси МНЛЗ, т.е. выбора интересующего участка, при условии, что в плоскостях начала и конца его необходимо обеспечить условие равновесия с учетом нагружения слитка до и после выбранного участка.

В основу модели контактного взаимодействия был положен закон трения Амонтона-Кулона, как отношение напряжения трения (касательного) к внешнему контактному давлению между контактирующими телами с учетом зависимости коэффициента трения от температуры.

Для оценки возможных дефектов в данной работе использовали независимые модели повреждения базирующиеся на величине истощения ресурса пластичности в соответствии с диаграммой пластичности [7].

Для оценки работоспособности модели необходимо было получить решение, по результатам которого можно было бы оценить напряженно-деформированное состояние сляба в процессе вытягивания на машине непрерывного литья заготовок.

В качестве моделируемого материала применяли автолистовую низкоуглеродистую сталь 1006 с химическим составом, представленным в таблице 1. Выбранный для моделирования химический состав стали 1006 приведен в таблице 2. При этом распределение химических элементов по всему объему бруса предполагалось равномерным.

Таблица 1 – Химический состав стали 1006

Содержание элементов, %								
C	Si	Mn	Cr	Ni	Cu	Al	P	S
0,02-0,06	≤0,03	0,2-0,3	≤0,05	≤0,05	≤0,06	0,02-0,06	≤0,02	≤0,015

Таблица 2 – Химический состав стали 1006 выбранный для моделирования

Содержание элементов, %								
C	Si	Mn	Cr	Ni	Cu	Al	P	S
0,04	0,014	0,22	0,0286	0,0137	0,0183	0,0338	0,0067	0,0099

Напряжения текучести материала при различной температуре и скорости деформации $\dot{\varepsilon}$ в зависимости от величины пластической деформации ε определяли по известной методике Л.В. Андреюка [8].

В основу модели была заложена роликовая проводка машины непрерывного литья заготовок ПАО «Алчевский металлургический комбинат» (ПАО «АМК»).

Моделирование осуществляли для сляба сечением 230×1540 мм, разливаемого со скоростью 1,3 м/мин.

Коэффициент трения определяли для указанной марки стали в зависимости от температуры, используя известную методику [9].

Зазор между роликами, поле распределения температур и толщина корочки слитка в различных сечениях по длине ручья, устанавливались в соответствии с данными АСУТП непрерывной разливки действующими на МНЛЗ ПАО «АМК».

В качестве моделируемого участка при исследовании был выбран участок между 3 роликом 7-го сегмента и 1 роликом 10-го сегмента (рис. 3).

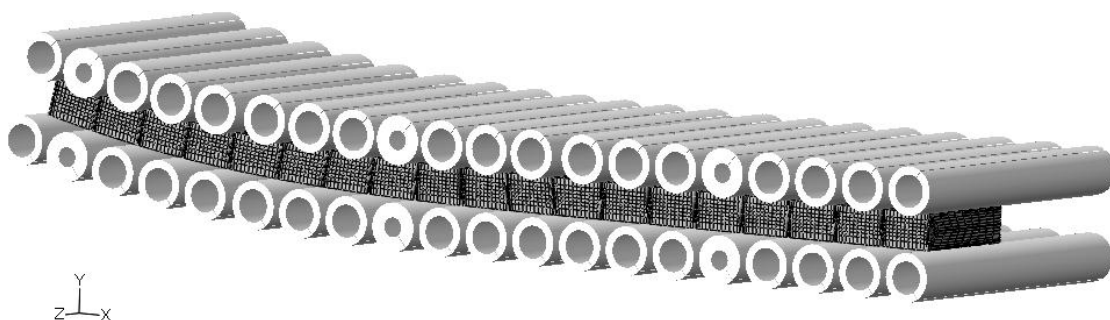


Рисунок 3 – Исходная конфигурация модели исследуемого участка

Рабочее давление в гидроцилиндрах приводных роликов составляло 60 бар. Температура солидуса для выбранной марки стали – 1440 °С. Уровень мениска в кристаллизаторе 13960 мм. Для учета весовых характеристик учитывали ускорение свободного падения $9,81 \text{ м/с}^2$.

В ходе моделирования, после достижения установившегося состояния были получены ряд показателей с целью оценки НДС сляба в процессе разливки, а также оценки возможных дефектов в теле сляба. Так на рисунке 4 представлено распределение интенсивности напряжений в теле сляба в процессе непрерывной разливки.

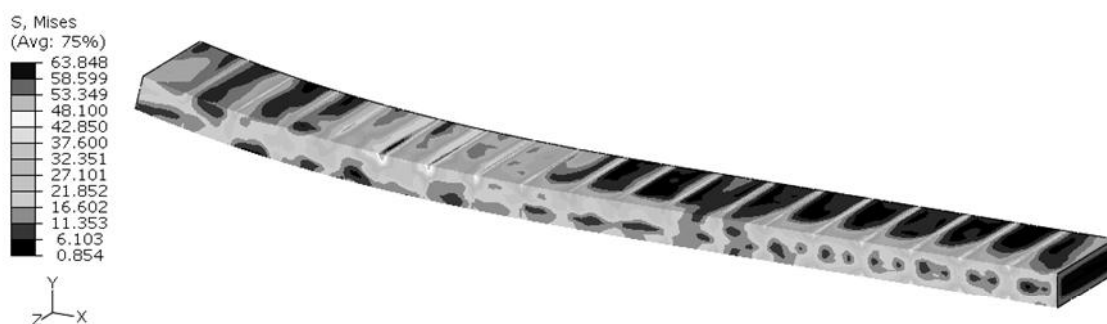


Рисунок 4 – Пример распределения интенсивности напряжений в слябе на исследуемом участке

Для оценки возможных дефектов, в качестве основных показателей НДС сляба в процессе разливки были выбраны эквивалентная пластическая деформация и показатель напряженного состояния. Эпюры указанных величин представлены на рисунках 5 и 6.

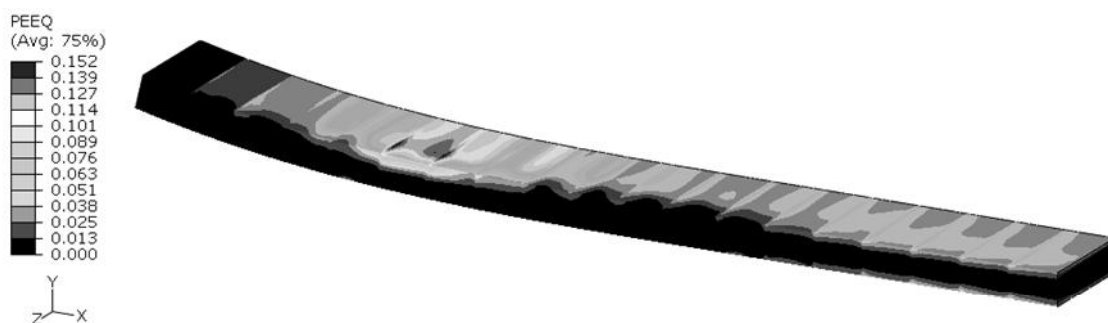


Рисунок 5 – Пример распределения пластических деформаций в слябе на исследуемом участке

В том случае, если известна диаграмма пластичности, то можно получить распределение степени использования ресурса пластичности, как показано на рисунке 7

Обобщенный анализ полученных результатов позволяет утверждать, что на базе разработанной математической модели, при известных механических и пластических свойствах разливаемой марки стали, а также условиях реализации процесса, можно производить сопоставительный анализ напряженно-деформированного состояния непрерывно-литого сляба целиком, либо отдельных его участков при установившемся процессе разливки, с целью оценки степени вероятности возникновения дефектов.

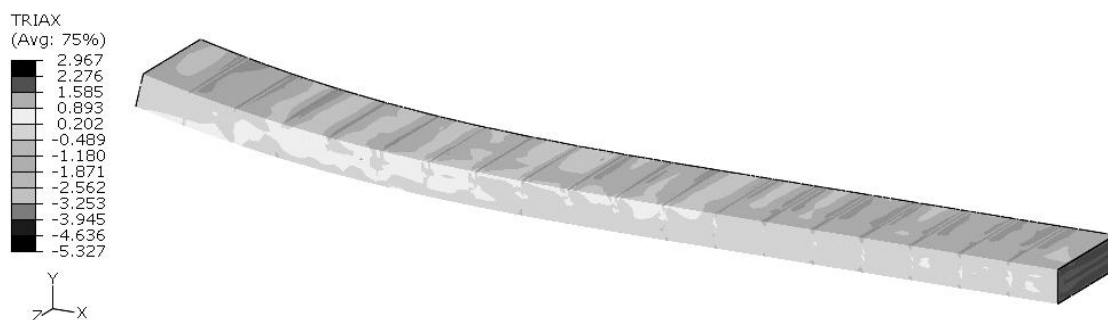


Рисунок 6 – Пример распределения показателя напряженного состояния в слябе на исследуемом участке

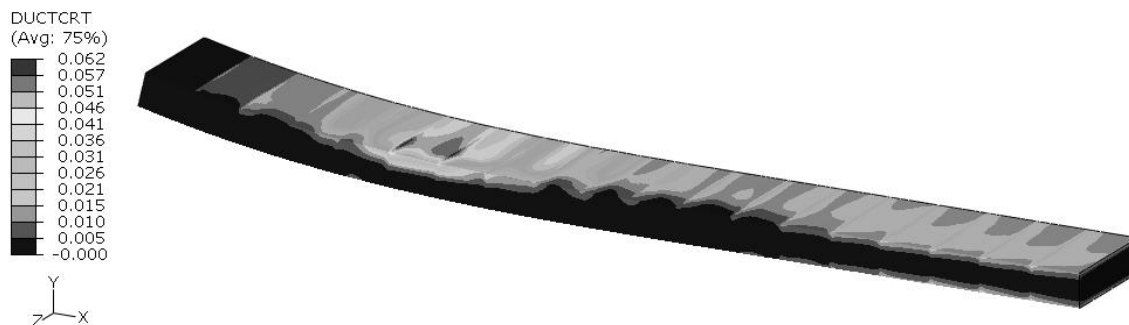


Рисунок 7 – Пример распределения показателя использования ресурса пластичности в слябе на исследуемом участке

Результаты работы могут быть использованы при исследованиях НДС затвердевшей части непрерывнолитого слитка при установившемся процессе разлива, с целью оценки влияния различных технологических параметров на вероятность возникновения дефектов, а также выявления факторов способствующих повышению качества готового сляба.

Дальнейшие исследования будут направлены на адаптацию разработанной модели к условиям АСУТП непрерывной разлива МНЛЗ ПАО «АМК».

Библиографический список

1. Паршин В.М. Интеллектуальные системы управления качеством непрерывнолитой заготовки / В.М. Паршин, А.Д. Чертов // *Сталь*. - 2005. - № 20. - С.37-43.
2. Юрковский Н.А. Расчетный анализ влияния параметров непрерывной разлива на порообразование слитка / Н.А. Юрковский, Л.В. Буланов // *Сталь*. - 2005. - №9. - С.14-16.
3. Логунова О.С. Исследование качественных зависимостей образования внутренних дефектов и теплового состояния непрерывнолитых заготовок / О.С. Логунова // *Сталь*. - 2008. - №10. - С.60-63.
4. Луценко В.А. Влияние особенностей структуры непрерывнолитых слябов на математическое моделирование неуставившегося процесса горячей прокатки / В.А. Луценко, П.В. Боровик, Н.Н. Заблодский, С.В. Куберский, Й. Чизмадиа, Ж. Чеппели, В. Гонда // *Обработка материалов давлением: сб. науч. тр.* – Краматорск, 2010. – №1(22). – С. 209-213
5. Луценко В.А. Моделирование неуставившегося процесса горячей прокатки непрерывнолитых слябов с учетом ликваций / В.А. Луценко, П.В. Боровик, Н.Н. Заблодский, С.В. Куберский // *Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском*

матеріалів у машинобудуванні: зб. наук. пр. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В. Даля, 2010. – С. 9-16

6. Liu G. R. *The Finite Element Method: A Practical Course* / G. R. Liu, S. S. Quek. – 2003. – 348 с.

7. Боровик П.В. *Новые подходы к математическому моделированию технологических процессов обработки давлением: монография* / П. В. Боровик, Д. А. Усатюк. – Алчевск : ДонДТУ, 2011. – 299 с.

8. Коновалов Ю.В. *Расчет параметров листовой прокатки: справочник* / Ю. В. Коновалов, А. Л. Остапенко, В. И. Пономарев. – М. : Металлургия, 1986. – 430 с.

9. Грудев А. П. *Трение и смазки при обработке металлов давлением: справ. изд.* / А. П. Грудев, Ю. В. Зильберг, В. Т. Тилик. – М. : Металлургия, 1982. – 312 с.

Рекомендована к печати к.т.н., проф. Ульяницьким В.Н.

*к.т.н. Крымов В.Н.
(ГВУЗ ДонНТУ, г. Донецк, Украина, roldon@mail.ru)*

КАРБОНИТРАЦИЯ ДЕТАЛЕЙ ПАРОСИЛОВЫХ УСТАНОВОК

Вивчений вплив параметрів карбонітрації в порошкових сумішах на будову й властивості зміцненого шару на сталі 25Х2МФ. Встановлено, що карбонітрація може застосовуватися як альтернатива газовому азотуванню при виготовленні деталей енергетичного обладнання.

Ключові слова: карбонітрація, рентгенівський аналіз, мікротвердість, поверхневе зміцнення.

Изучено влияние параметров карбонитрации в порошковых смесях на строение и свойства упрочненного слоя на стали 25Х2МФ. Установлено, что карбонитрация может применяться как альтернатива газовому азотированию при изготовлении деталей энергетического оборудования.

Ключевые слова: карбонитрация, рентгеновский анализ, микротвердость, поверхностное упрочнение.

Целый ряд деталей паросиловых установок в работе испытывают не только коррозионные и тепловые нагрузки, но и изнашивающие воздействия. Это штоки, плунжеры, шпиндели, работающие в контакте с уплотнениями. Такие детали требуют дополнительного поверхностного упрочнения. Как правило, изделия, изготовленные из теплостойких сталей перлитного класса, подвергают низкотемпературному азотированию. Однако не все изготовители подобных деталей имеют необходимое оборудование. В первую очередь, это относится к собственным ремонтным производствам электростанций. Поэтому обработку приходится выполнять на других предприятиях, что создает понятные неудобства.

Одним из выходов из такой ситуации может быть использование карбонитрации в порошковых смесях. Это технологически не сложная обработка, которая может быть выполнена в обычных термических печах, имеющих на любом машиностроительном предприятии.

Под карбонитрацией чаще всего подразумеваются азотонауглероживание в жидкой или газообразной среде [1-3]. Обработке в твердой порошковой смеси уделялось гораздо меньше внимания [4].

Целью данной работы являлось изучение возможности замены газового азотирования деталей из теплостойких сталей перлитного класса

карбонитрацией в порошковых смесях. Для этого должны быть подобраны оптимальные параметры карбонитрации, а также изучено строение и твердость упрочненного слоя.

Обработке подвергали пластинчатые образцы из стали 25Х2МФ толщиной 4 мм. Образцы термообрабатывали по обычному режиму: нормализация с 950 и отпуск 690 °С, после чего поверхность тонко шлифовали. Образцы упаковывали в контейнер со смесью, состоящей из измельченного карбюризатора и активного компонента, в качестве которого использовали желтую кровяную соль (ЖКС) или карбамид. Основными параметрами являлись температура и длительность обработки, а также содержание активного компонента в смеси. После карбонитрации поверхность образцов полировали. На обработанных образцах изготавливали поперечные шлифы, на которых изучали структуру и микротвердость. Фазовый состав упрочненного слоя исследовали на приборе «Дрон-3» в железном излучении. Размеры образцов до и после карбонитрации измеряли электронным микрометром с точностью до 1 мкм. Полную глубину гетерофазной зоны определяли по результатам измерения микротвердости, поскольку металлографическим травлением она почти не выявляется.

Структура упрочненного слоя, показанная на рисунке 1, схожа со структурой, полученной после газового азотирования, и представлена двумя зонами: карбонитридной и гетерофазной (диффузионной).

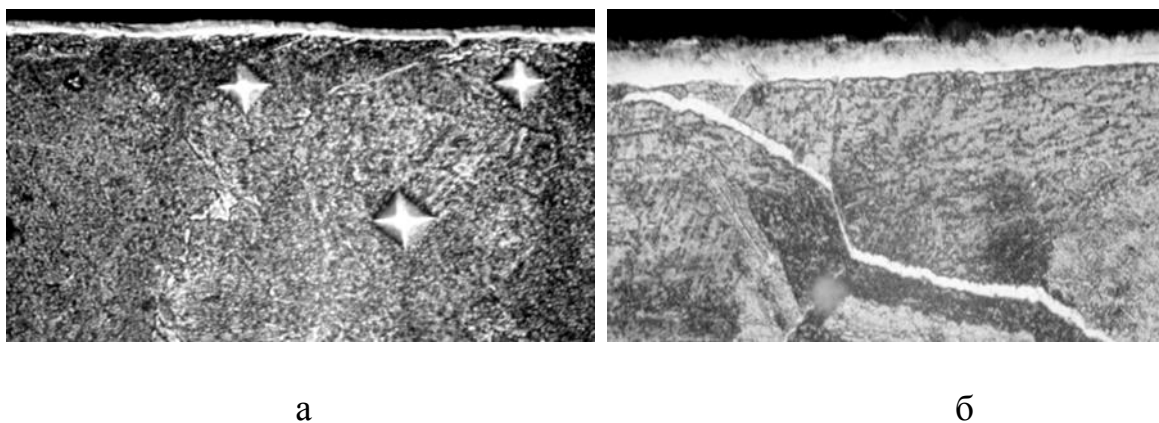


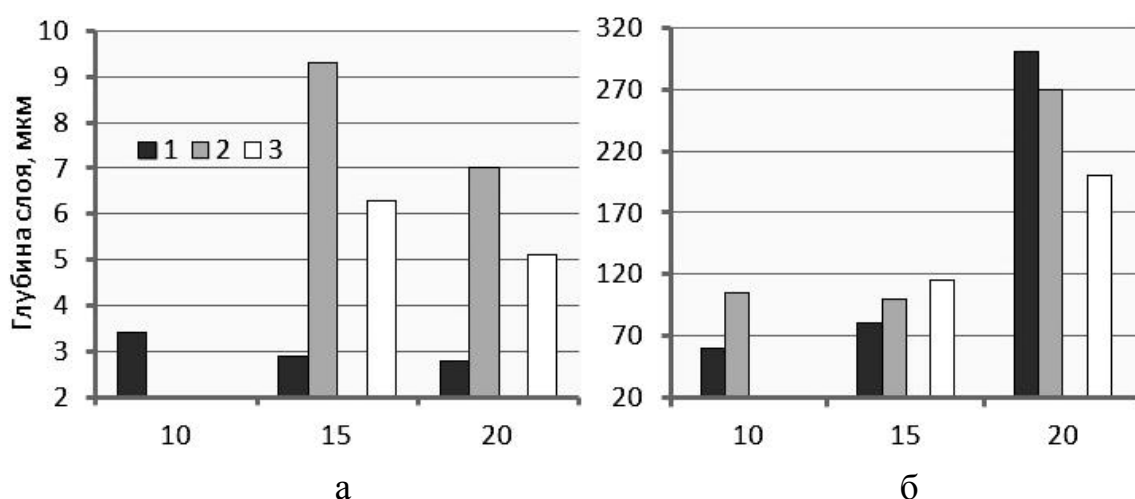
Рисунок 1 – Микроструктура стали после карбонитрации в смеси с ЖКС (а) и карбамидом (б), х500

Карбонитридный слой выявляется в виде тонкой не травящейся полоски на поверхности. Несмотря на образование сетки по границам бывшего аустенитного зерна слой карбонитридов имеет повышенную пластичность. Сколов и трещин, часто встречающихся в азотированном слое, замечено не было.

Зависимость толщины упрочненного слоя от параметров обработки, показанная на рисунке 2, довольно сложна и определяется, по-видимому, толщиной, а также скоростями образования и растворения внешнего карбонитридного слоя. Так с увеличением содержания ЖКС с 10 до 15% рост диффузионной зоны не происходит. Это объясняется тормозящим влиянием слоя карбонитридов [1]. Поскольку порошковая смесь в ходе обработки не пополняется активным компонентом, то с увеличением длительности выдержки происходит растворение карбонитридного слоя.

Твердости карбонитридной и гетерофазной зон заметно различаются. Твердость слоя карбонитридов колеблется в диапазоне 9500-11700 Н/мм², в то время как максимальная твердость гетерофазного достигает 5500-7500 Н/мм².

Скорость формирования карбонитрированного слоя в смеси с ЖКС при 550 °С в течении 20-часовой обработки составляет 6-10 мкм/ч.



1-510 °С, 8 часов;
2-550 °С, 8 часов;
3-550 °С, 20 часов;

Рисунок 2 – Зависимость толщины карбонитридного (а) и гетерофазного (б) слоя от содержания желтой кровяной соли в смеси

За практически приемлемое время не удастся получить слой, сравнимый по толщине со слоем, азотированным в заводских условиях. При этом результаты оказываются крайне нестабильными. Кроме того, ЖКС достаточно агрессивна к стали и увеличение ее содержания в смеси приводит к ухудшению качества поверхности за счет растворения

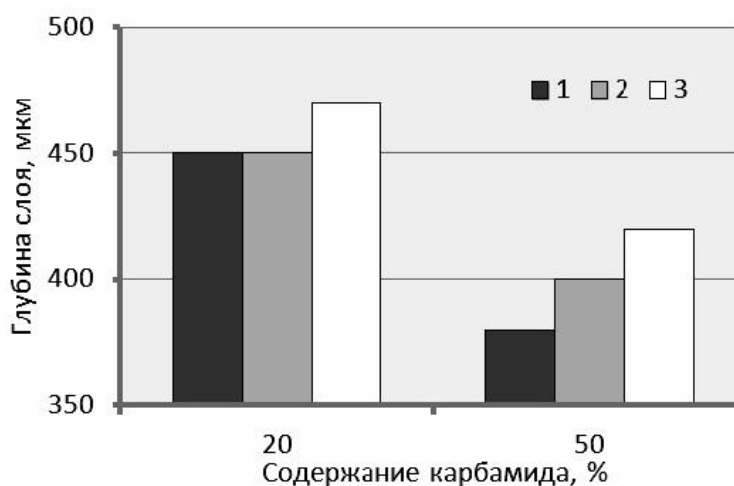
стали. По этим причинам дальнейшие опыты выполняли в смесях с карбамидом.

При использовании карбамида средняя скорость формирования карбонитрированного слоя в течении 24-часовой обработки при 550 °С увеличилась до 18 мкм/ч. Повышение содержания карбамида в смеси до 50% вызывает рост слоя карбонитридов на 40-50%, что приводит к снижению толщины гетерофазного слоя (см. рисунок 3). При этом возрастает частота появления карбонитридной сетки в гетерофазном слое.

В целом, при использовании карбамида толщина упрочненного слоя получается более стабильной. Это же касается и твердости слоя. Для большинства режимов микротвердость верхней части гетерофазного слоя составляет 7000-8000 Н/мм². Это на 700-1800 Н/мм² меньше твердости слоя после газового азотирования.

Полученные характеристики карбонитрированного слоя полностью удовлетворяют требованиям, предъявляемым к ряду деталей энергетического оборудования, например, поршням, штокам, шпинделям и т.п.

Фазовый состав карбонитрированной поверхности представлен цементитом, альфа-железом, γ' и ϵ -фазами. В гетерофазном слое ϵ -фаза отсутствует. Определение методами рентгеноструктурного анализа периодов решетки фаз (показаны в таблице 1) показало, что они отличаются от периодов чистых азотистых фаз.



Температура обработки, °С: 1-510;
2-550;
3-600

Рисунок 3 – Влияние содержания карбамида и температуры обработки на глубину карбонитрированного слоя; длительность обработки - 24 ч

Из таблицы 1 видно, что растворение в цементите азота приводит к увеличению параметров a и c и незначительному уменьшению b . Такие изменения согласуются с данными работы [1], в которой науглероживали ϵ -нитрид, что вызывало перестройку гексагональной решетки в ромбическую. Изменения периодов ромбической решетки были противоположными: a и c уменьшались, а b возрастал.

Таблица 1 – Периоды кристаллической решетки фаз в карбонитрированном слое, А

Фаза	Параметр решетки	Значения параметра	
		экспериментальные	литературные данные
Цементит	a	4,530	4,5235 [5]
	b	5,086	5,089
	c	6,856	6,735
Нитрид Fe_3N	a	2,708	2,695 [1]
	c	4,391	4,362
Нитрид Fe_4N	a	3,776	3,78*[2]

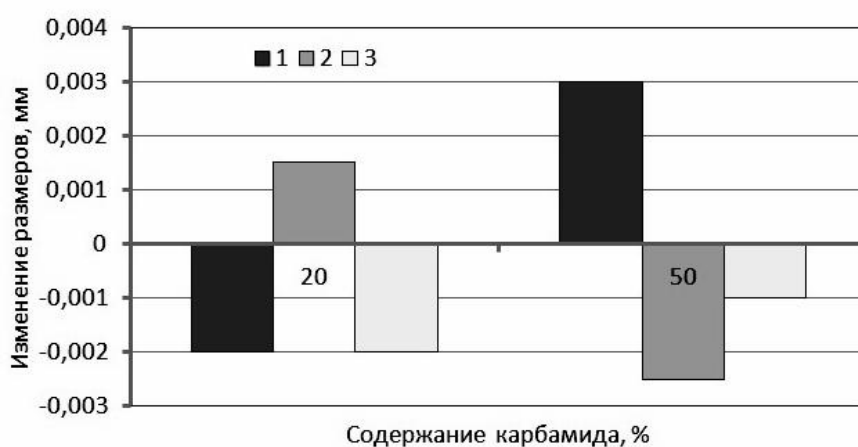
Примечание. * - с содержанием азота 5,5%

Неожиданно изменение параметров гексагональной решетки ϵ -нитрида. Вместо уменьшения размеров элементарной ячейки, которого следовало ожидать при одновременной диффузии азота и углерода [4], произошло увеличение обеих параметров. По-видимому, это связано с разделением во времени процессов образования нитрида и последующего насыщения его углеродом. Некоторое уменьшение периода решетки γ' -фазы вызвано, по-видимому, меньшим содержанием в нем азота.

Изменения размеров образцов после карбонитрации, показанные на рисунке 4, как и следовало ожидать, очень незначительны. Полировка, обычно являющаяся обязательной операцией после азотирования, вызывает некоторое уменьшение размера образца, что вызвано удалением неметаллической серой корки. Величина снимаемого при этом слоя сильно различается для разных режимов и варьируется от 2-3 до 10-15 мкм на сторону.

При использовании в смеси ЖКС наблюдали уменьшение размеров, достигавшее 50-70 мкм. Такое значительное изменение размера характерно для образцов, обрабатывавшихся при температуре 510 °С. Вероятно, это связано с растворением поверхности образца. При повышении температуры интенсивность растворения снижается и размеры образцов после карбонитрации даже возрастают. По-видимому, это объясняется термической диссоциацией ЖКС, которая сопровождается выде-

лением азота или аммиака при наличии паров воды. По литературным данным этот процесс протекает при температурах 600-650 °С [1].



Температура обработки, °С: 1-510; 2-550; 3-600

Рисунок 4 – Изменение размеров (на сторону) образцов из стали 25X2МФ после карбонитрации в смесях с карбамидом и полировки

При обработке в смеси с карбамидом также наблюдали растворение поверхности образца при взаимодействии с расплавом карбамида. Это проявляется в уменьшении размеров карбонитрированных образцов. Однако карбамид менее агрессивен по отношению к стали, чем ЖКС и уменьшение размера образца составляет 2-5 мкм.

Выводы.

1. Карбонитрацией в порошковой смеси может быть получен упрочненный слой, по своим параметрам соответствующий требованиям конструкторской документации к деталям паросиловых установок.

2. Строение карбонитрированного слоя на стали 25X2МФ сходно со строением азотированного. Наибольшая микротвердость гетерофазного слоя при карбонитрации лишь на 10-20% ниже, чем слоя внутреннего азотирования.

3. С точки зрения скорости образования упрочненного слоя и конечного состояния поверхности предпочтительны порошковые смеси на основе карбамида.

4. Изменение размеров образцов из стали 25X2МФ после карбонитрации составляет 2-3 мкм при ведении процесса в смеси с карбамидом.

Библиографический список

1. Прокошкин Д.А. Химико-термическая обработка металлов – карбонитрация / Д.А. Прокошкин. – М.: Металлургия, 1984. – 165 с.

2. Чаттерджи-Фишер Р. Азотирование и карбонитрирование: пер. с нем. / Р. Чаттерджи-Фишер, Ф.В. Эйзелл; пер. с нем под ред. Супова А.В. – М.: Металлургия, 1990. – 279 с.

3. Развитие процесса карбонитрации / С.Г. Цих, В.И. Гришин, А.В. Супов, В.Н. Лисицкий, Ю.А. Глебова. – МиТОМ. – 2010. - №9. – С. 7-12.

4. Теория и технология азотирования / Ю.М. Лахтин, Я.Д. Коган, Г.И. Шпис, З. Бемер. – М.: Металлургия, 1991. – 318 с.

5. Самсонов Г.В. Тугоплавкие соединения / Г.В. Самсонов, И.М. Винницкий. – М.: Металлургия, 1976. – 560 с.

Рекомендована к печати к.т.н., доц. Ершовым В.М.

*к.т.н. Боровик П.В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина, borovikpv@mail.ru)*

ВЛИЯНИЕ ДЕФОРМАЦИОННОГО НАГРЕВА НА РЕЗУЛЬТАТЫ МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРОЦЕССА РЕЗКИ НА НОЖНИЦАХ

Приведені результати теоретичних досліджень процесу гарячого різання на ножницях з врахуванням спільної деформаційно-температурної задачі. Проаналізований вплив деформаційного нагрівання на енергосилові параметри процесу різання на ножницях. Вказується на необхідність врахування деформаційного нагрівання з метою підвищення точності і розвитку методів розрахунку процесу різання на ножницях.

Ключові слова: ножниці, сила різання, деформаційне нагрівання.

Приведены результаты теоретических исследований процесса горячей резки на ножницах с учетом совместной деформационно-температурной задачи. Проанализировано влияние деформационного нагрева на энергосиловые параметры процесса резки на ножницах. Указывается на необходимость учета деформационного нагрева с целью повышения точности и развития методов расчета процесса резки на ножницах.

Ключевые слова: ножницы, сила резки, деформационный нагрев.

Процессы резки широко используются в технологических линиях прокатного производства и оказывают значительное влияние на качество конечного продукта. Таким образом, научные исследования, направленные на более глубокое изучение явлений происходящих при реализации процесса резки и оценку их влияния на энергосиловые параметры и конечный результат являются весьма актуальными.

Проводившиеся ранее теоретические и экспериментальные исследования процесса горячей резки имели своей целью расширение представления о протекании процесса и уточнение параметров, влияющих на энергосиловые характеристики и качество готовой продукции [1, 2].

Дальнейшие исследования в этом направлении, благодаря росту возможностей современной вычислительной техники, способствующей успешному развитию теоретических подходов, представляются возможными на базе численных математических моделей. В основу данных

моделей положены методы теории упругости и пластичности, а также вопросы механики разрушения, что, при достоверной информации о механических свойствах конкретного материала, позволяет в максимально полной степени отображать реальные физические процессы, протекающие в металле.

В настоящее время, при решении широкого спектра задач обработки давлением, особое место занимает метод конечных элементов (МКЭ) [3, 4].

Детальный анализ теоретических исследований и экспериментальных данных процесса горячей резки на ножницах [1,2] позволяет указать, что при достаточно высокой степени сходимости результатов экспериментов с теоретическими решениями существует необходимость учета большего количества факторов, оказывающих влияние на течение процесса резки.

Одним из таких аспектов являются термодинамические процессы, происходящие в ходе деформирования сплошной среды [5]. Очевидно, что процесс резки сопровождается изменением температуры в зоне реза и, как следствие, изменением механических свойств. Таким образом, существует необходимость оценки влияния тепла, выделяющегося при деформировании и разрушении материала, на энергосиловые параметры процесса резки.

Целью данной работы является оценка влияния деформационного нагрева материала на энергосиловые параметры процесса резки металла на ножницах путем совместного температурно-деформационного анализа на базе МКЭ.

Для достижения данной цели проводились теоретические исследования на базе программного комплекса ABAQUS, путем математического моделирования процесса резки горячего металла на ножницах с параллельным резом.

В результате была разработана конечно-элементная математическая модель, описывающая плоскую задачу резки параллельными ножами, учитывающая жесткость станины и термодинамические эффекты при деформации материала.

Модель (рис. 1) состоит из трех абсолютно жестких недеформируемых тел – прижим, верхний и нижний ножи, а также деформируемого бруса, моделирующего лист и отрезаемую кромку. С целью учета упругой деформации станины в модель введен упругий элемент, а для исключения значительных динамических колебаний – вязкий демпфер.

При этом движение сообщается одновременно нижнему ножу и прижиму, тогда как верхний нож может смещаться, только преодолевая жесткость (упругую деформацию) упругого элемента (станины).

Деформируемый брус представляет собой сетку из изопараметрических четырехугольных билинейных элементов с редуцированной схемой интегрирования, имеющих свойства сплошной деформируемой среды в условиях плоской деформации и позволяющих решать совместную деформационно-температурную задачу.

Учитывая, что процесс резки сопровождается большими пластическими деформациями, в ходе математического моделирования использовалась процедура адаптации сетки в формулировке Лагранжа-Эйлера [4]. Инструменты моделировались как аналитические недеформируемые поверхности.



Рисунок 1 – Общий вид модели резки параллельными ножами с учетом упругой деформации станины

В основу модели контактного взаимодействия был положен закон трения Амонтона-Кулона, как отношение напряжения трения (касательного) к внешнему контактному давлению между контактирующими телами.

На левую боковую поверхность бруса накладывалось ограничение по его перемещению вдоль оси X.

Разрушение материала моделировалось методом исключения элементов из расчета, после исчерпания ресурса пластичности в соответствии с диаграммой пластичности [4].

Исходными данными для расчета были приняты следующие: толщина разрезаемого листа – 10 мм, ширина отрезаемой кромки – 15 мм, номинальная температура процесса – 600, 700 и 800 °С, скорость резки – 28 мм/с.

В качестве исследуемого материала была выбрана сталь 09Г2, поскольку для этой марки стали в литературе [6] приведены данные о ее

пластичности в области близкой к исследуемому диапазону температур. Механические свойства для выбранной марки стали определяли по химическому составу в соответствии с известной методикой Л.В. Андреюка [7]. С целью учета температурных эффектов материалу были указаны соответствующие теплофизические свойства [8].

Учитывая, что на базе данной модели решается плоская задача, то жесткость станины ножниц участвующая в расчетах определялась как величина, приведенная к единице ширины разрезаемой заготовки, которая составила $C = 2000 \text{ (Н/мм)/мм}$.

По результатам моделирования были получены распределения температуры в очаге резки при различных начальных температурах разрезаемой заготовки (рис. 2). Как можно видеть из представленных распределений, независимо от исходной температуры, при реализации процесса в очаге резки наблюдается рост температуры. При этом максимальный рост наблюдается в области прилегающей к вершине верхнего ножа, поскольку именно в этом месте наблюдаются наибольшая интенсивность пластических деформаций.

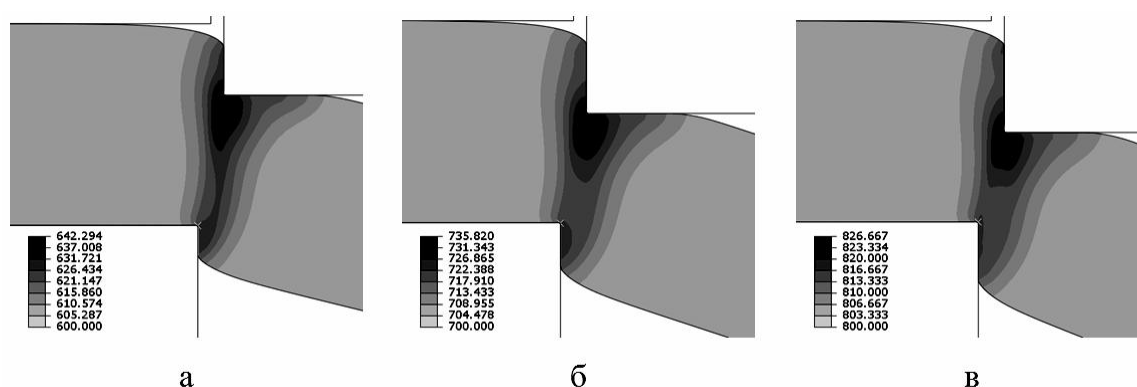


Рисунок 2 – Распределение температуры в очаге резки при моделировании процесса с учетом деформационного нагрева при начальной температуре заготовки: а – 600°C ; б – 700°C ; в – 800°C

Кроме того, можно отметить, что с уменьшением температуры начала процесса интенсивность ее роста повышается, при чем достигается данный эффект за более короткий промежуток времени. Оценивая величину роста температуры в очаге резки, которая для данных условий составила $\approx 27...43^{\circ}\text{C}$, и учитывая зависимость механических свойств материала от температуры (рис. 3), можно утверждать, что деформационный нагрев оказывает влияние на энергосиловые параметры процесса.

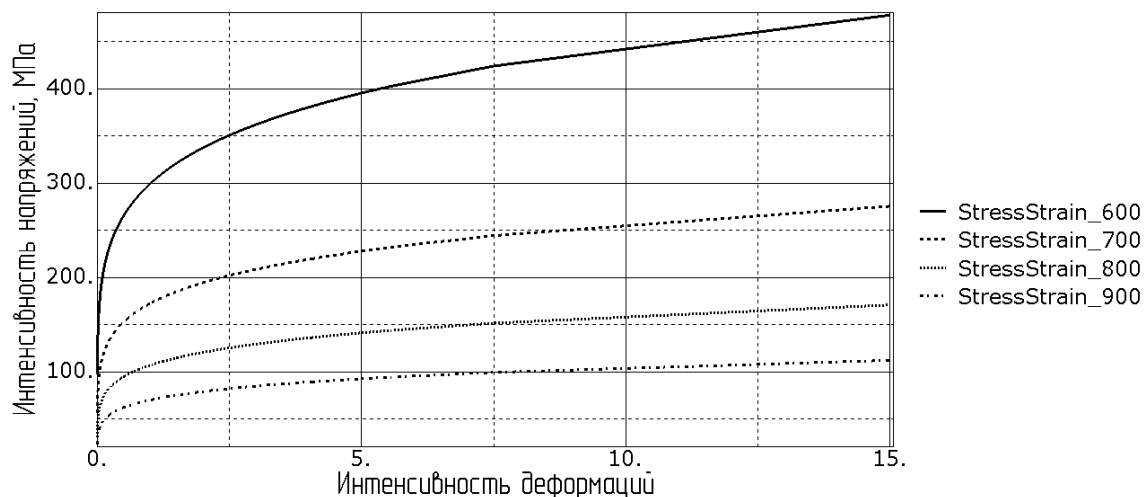


Рисунок 3 – Кривые напряжение-деформация для моделируемого материала при различных температурах [7]

Для оценки термодинамического влияния на энергосиловые параметры процесса были получены зависимости силы резки, приходящейся на 1 мм ширины разрезаемой заготовки в функции относительного внедрения ножей в металл (рис. 4). Для сравнения также были получены зависимости силы резки без учета деформационного нагрева.

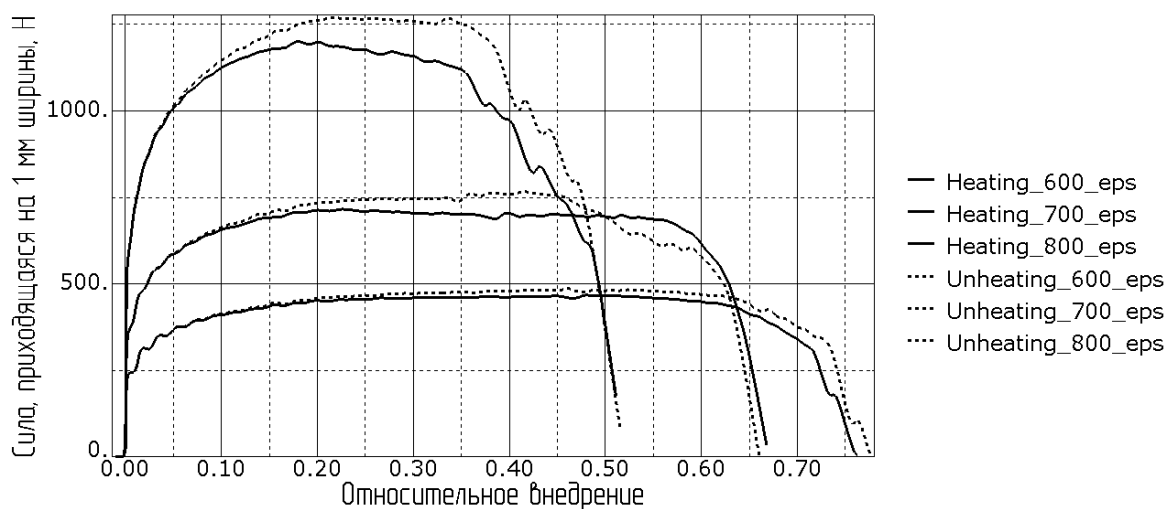


Рисунок 4 – Зависимости изменения силы резки от относительного внедрения ножей в металл с учетом деформационного нагрева (Heating) и без (Unheating), при различных температурах разрезаемой заготовки

Совместный анализ данных зависимостей показывает, что независимо от температуры зависимость силы резки от относительной глубины внедрения при учете деформационного нагрева несколько изменяет-

ся, при этом, для данных условий, наблюдается снижение максимального значения силы резки до 7%.

Таким образом, можно утверждать, что при моделировании процесса резки необходимо учитывать термодинамические эффекты, поскольку их влияние на энергосиловые параметры процесса являются достаточно существенным. Кроме того, это позволит расширить представление о протекании процесса резки и совершенствовать методы расчета.

По результатам работы можно сделать следующие выводы:

1. В очаге резки по ходу реализации процесса наблюдается рост температуры, при этом с уменьшением температуры начала процесса интенсивность ее роста повышается.

2. При учете деформационного нагрева наблюдается снижение максимального значения силы резки до 7%.

Результаты работы могут быть использованы при исследованиях и развитии методов расчета процесса резки на ножницах.

Библиографический список

1. Боровик П. В. Совершенствование технологии и оборудования процесса продольной резки толстых горячекатаных листов на дисковых ножницах : дис. на соискание учен. степени канд. техн. наук, спец. 05.03.05 / Боровик Павел Владимирович. – Краматорск, 2008. – 225 с.

2. Боровик П. В. Теоретический анализ процесса горячей резки на ножницах / П. В. Боровик // Сборник научных трудов ДГМА. Обработка металлов давлением / Краматорск, 2012, № 1 (30). – с. 218 – 222.

3. Liu G. R. *The Finite Element Method: A Practical Course* / G. R. Liu, S. S. Quek. – 2003. – 348 с.

4. Wisselink H. H. *Title: Analysis of Guillotining and Slitting, Finite Element Simulations. Ph.D-Thesis* / H. H. Wisselink. – Twente, The Netherlands, 2000.

5. Теоретические основы обработки металлов давлением : Монография : в 2-х т. / под редакцией Б. М. Илюковича. – Днепропетровск. : РВА "Дніпро-ВАЛ", 2001 – Т. 1. – 518 с.

6. Паршин В. А. Деформируемость и качество / В. А. Паршин, Е. Г. Зудов, В. Л. Колмогоров. – М. : Металлургия, 1979. – 192 с.

7. Коновалов Ю. В. Расчет параметров листовой прокатки: Справочник / Ю. В. Коновалов, А. Л. Остапенко, В. И. Пономарев. – М. : Металлургия, 1986. – 430 с.

8. Чиркин В. С. Теплофизические свойства материалов ядерной техники. / В. С. Чиркин. – М. : Атомиздат, 1967. – 474 с.

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

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

ИССЛЕДОВАНИЕ СКОРОСТНОГО РЕЖИМА ЖИДКОСТИ В НАПОРНОМ КАНАЛЕ ШАРОВОГО ОЧИСТИТЕЛЯ

Досліджено характер зміни повздовжньої швидкості рідини у напірних каналах гідродинамічних очисників рідини від твердих забруднень, утворених кульовими поверхнями.

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

Исследовано характер изменения продольной скорости в напорных каналах гидродинамических очистителей жидкости от твердых загрязнений, образованных шаровыми поверхностями.

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

Постановка проблемы и анализ последних достижений. Необходимость очистки технической воды на металлургических предприятиях не вызывает сомнений. В последние годы гидродинамическая очистка жидкостей от загрязнений по числу внедрения средств ее реализации занимает лидирующее положение. Реализуется она в мембранных аппаратах [1, 2] и гидродинамических очистителях [3], а конкретнее, в их напорных каналах, образованных двумя неподвижными плоскими, коническими, цилиндрическими или шаровыми поверхностями, как минимум одна из которых проницаемая. Функция напорных каналов заключается в формировании непрерывного потока жидкости вдоль проницаемой поверхности с определенной заранее скоростью, называемой продольной. Если в напорных мембранных аппаратах использование поверхностей, образующих напорные каналы, ограничено плоской и цилиндрической поверхностями, то в гидродинамических очистителях используются все выше упоминаемые поверхности. Но в начале 21-го века в гидродинамических очистителях наиболее полно себя зарекомендовали круговые цилиндрические поверхности [3], благодаря наличию у них неоспоримых преимуществ.

Анализ самоочищающихся очистителей, в том числе и с круговыми цилиндрами, показал, что более перспективными являются очистители с шаровыми поверхностями корпуса и фильтроэлемента. При этом особо следует отметить, что при значительно меньшей длине выхода из напорного канала в сравнении с очистителями с круговыми цилиндрами, в шаровых очистителях при одинаковой ширине канала достигается снижение потерь жидкости на регенерацию до 1-6 % в случае, если шаровая поверхность фильтроэлемента выполнена грушеобразной формы. Поэтому в данном случае представляет интерес очиститель с чисто шаровыми поверхностями корпуса и фильтроэлемента.

Постановка задачи. Целью данной работы является исследование скоростного режима течения жидкости в напорном канале шарового гидродинамического очистителя.

Результаты исследований. На рисунке 1 представлена конструкция исследуемого шарового гидродинамического очистителя.

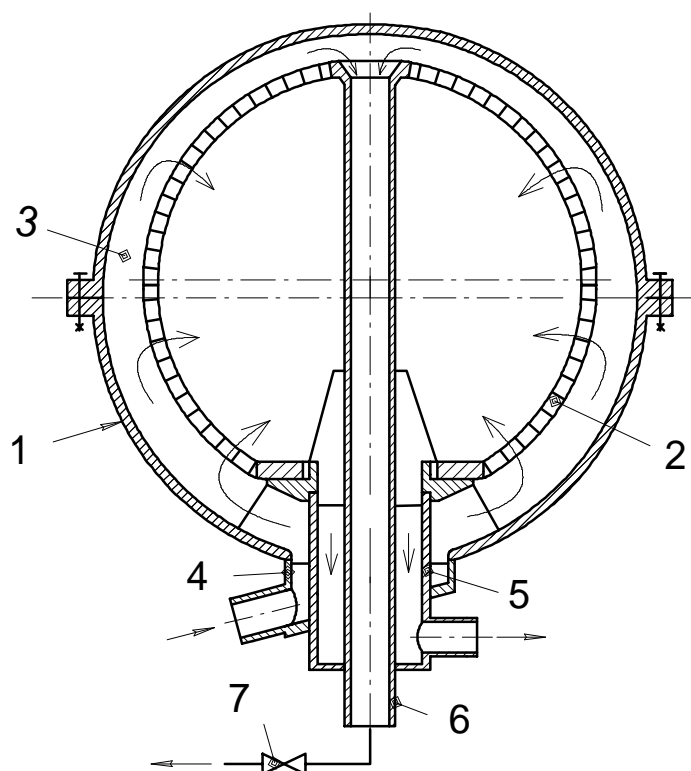


Рисунок 1 – Шаровой гидродинамический очиститель

Он состоит из корпуса 1 с шарообразной внутренней поверхностью, фильтроэлемента 2 с проницаемой шарообразной наружной поверхностью, расположенного в корпусе 1 и образующего с ним напорный канал 3, входного патрубка 4, в котором concentрично и с зазорами

расположены выпускной 5 и сливной 6 патрубки, последний из которых оборудован регулирующим дросселем 7.

Под давлением и непрерывным потоком очищаемую жидкость подают во входной патрубок 4, откуда она поступает в напорный канал 3, и движется в нем вокруг шарообразной поверхности фильтроэлемента 2. При таком движении жидкости, часть ее, в виде фильтрата, проникает во внутрь фильтроэлемента 2, освобождаясь от твердых частиц загрязнений, и через выпускной патрубок 5 удаляется из очистителя. Другая же часть жидкости в канале 3 обогащается загрязнениями и, вместе с ними, поступает во вход сливного патрубка 6, расположенного со стороны выхода канала 3, и по патрубку 6 и через дроссель 7 покидают очиститель. Дроссель 7 отрегулирован таким образом, что, большая часть жидкости становится фильтратом, а оставшая часть играет роль потока, смывающего загрязнения с фильтрующей поверхности и из корпуса очистителя.

Таким описанием данного очистителя и перечнем его преимуществ ограничивается общая информация о нем, поэтому любая дополнительная информация расширит представление о таком очистителе.

Основной неизученной проблемой в шаровом очистителе, как и в других гидродинамических очистителях, является поведение потока жидкости в нем, а именно, характер изменения продольной скорости жидкости или ее скоростной режим в его напорном канале, который по очевидным признакам отличается от напорных каналов других очистителей, в частности очистителя с круговыми цилиндрами [4] и очистителя с параллельными дисками и центральным сливом [5]. Характеризующими напорный канал признаками являются - расстояние между образующими напорный канал поверхностями и характер изменения площади проницаемой поверхности от его входа к выходу.

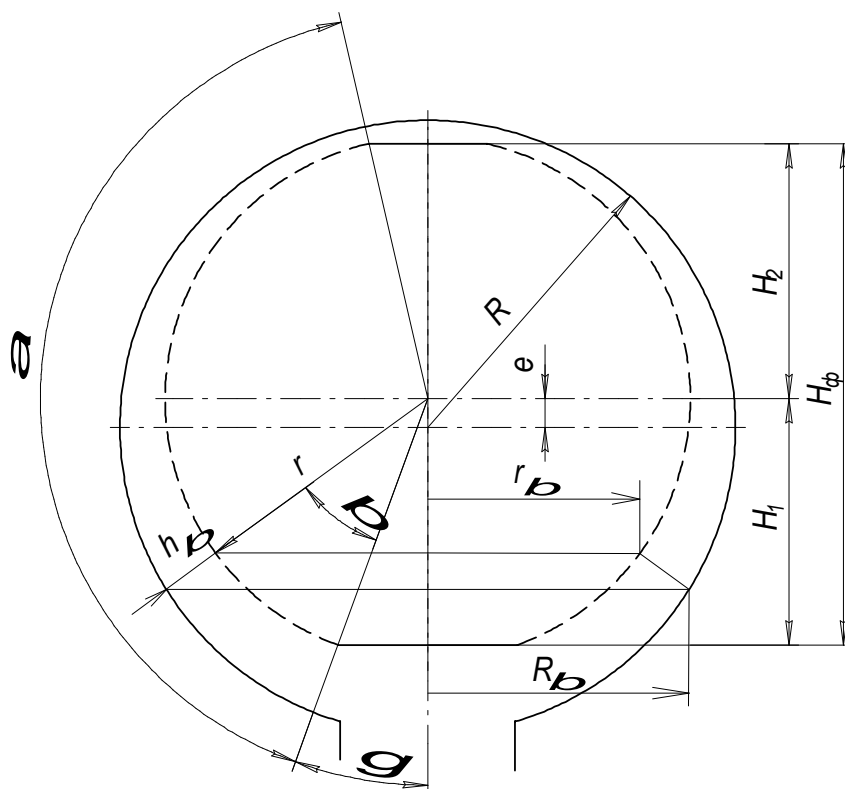
Так, в очистителе с круговыми цилиндрами расстояние между образующими напорный канал поверхностями от входа к его выходу уменьшается, причем не линейно, а изменение площади проницаемой поверхности в том же направлении – постоянное.

В очистителе с параллельными дисками и центральным сливом расстояние между образующими напорный канал поверхностями от входа к его выходу – постоянное, а изменение площади проницаемой поверхности в том же направлении – линейно уменьшается.

В рассматриваемом же очистителе как расстояние между образующими напорный канал поверхностями, так и изменение площади проницаемой поверхности от входа к его выходу меняются не линейно.

По логике изложенного продольная скорость жидкости в напорном канале рассматриваемого очистителя должна унаследовать некоторые признаки или качества напорного канала как первого, так и второго,

На рисунке 2 показана расчетная схема шарового очистителя, необходимая для получения выражения для определения продольной скорости жидкости в напорном канале, образованного шаровыми поверхностями.



Для получения такого выражения необходимо знать принцип изменения расхода жидкости и площади поперечного сечения напорного канала в направлении движения потока жидкости, то есть от входа в напорный канал к его выходу, конкретные значения которых определяются углом β (см. рис. 2).

$$S_{\phi} = 2 \cdot \pi \cdot r \cdot H_{\phi} = 2 \cdot \pi \cdot r^2 \cdot [\cos(\gamma) - \cos(\gamma + \alpha)], m^2 \quad (1)$$

где r – радиус фильтроэлемента, м;
 H_ϕ – высота фильтроэлемента, м;
 α – угол, определяющий длину напорного канала, м;
 γ – угол, определяющий начало напорного канала, град.
 При этом

$$H_\phi = H_1 + H_2 = r \cdot [\cos(\gamma) - \cos(\gamma + \alpha)], \text{ м.}$$

Из (1) так же очевидно, что при изменении угла β от 0 до α , боковая поверхность фильтроэлемента будет изменяться по закону

$$S_\beta = 2 \cdot \pi \cdot r^2 \cdot [\cos(\gamma) - \cos(\gamma + \beta)], \text{ м}^2$$

а расход жидкости в напорном канале в том же направлении при постоянной скорости фильтрации – по закону

$$Q_\beta = Q_1 - Q_0 \cdot \frac{S_\beta}{S_\phi} = Q_1 - Q_0 \cdot \frac{\cos(\gamma) - \cos(\gamma + \beta)}{\cos(\gamma) - \cos(\gamma + \alpha)}, \text{ м}^3/\text{с.}$$

где Q_1 – производительность очистителя по входу, $\text{м}^3/\text{с}$;
 Q_0 – производительность очистителя по фильтрату, $\text{м}^3/\text{с}$.

Сечение напорного канала представляет собой боковую поверхность усеченного конуса с радиусами оснований r_β и R_β и образующей h_β , площадь которой равна

$$F_\beta = \pi \cdot h_\beta \cdot (r_\beta + R_\beta), \text{ м}^2$$

тогда при $r_\beta = r \cdot \sin(\gamma + \beta)$ и $R_\beta = (r + h_\beta) \cdot \sin(\gamma + \beta)$ площадь сечения напорного канала в сечении, определяемом углом β , равна

$$F_\beta = \pi \cdot h_\beta \cdot \sin(\gamma + \beta) \cdot (2 \cdot r + h_\beta), \text{ м}^2.$$

Зная расход в текущем сечении напорного канала и площадь этого сечения, определяем продольную скорость жидкости в нем

$$v_{np} = \frac{Q_\beta}{F_\beta} = \frac{Q_1 - Q_0 \cdot \frac{\cos(\gamma) - \cos(\gamma + \beta)}{\cos(\gamma) - \cos(\gamma + \alpha)}}{\pi \cdot h_\beta \cdot \sin(\gamma + \beta) \cdot (2 \cdot r + h_\beta)}, \text{ м/с.}$$

Так как продольное сечение шарового очистителя не отличается от поперечного сечения очистителя с круговыми цилиндрами [4], то и схемы расчета у них одинаковые. При определении продольной скорости в очистителе с круговыми цилиндрами, было установлено, что с обоснованными допущениями высота напорного канала изменяется от входа к выходу из него по зависимости

$$h_{\beta} = R - r + e \cdot \cos(\gamma + \beta), \text{ м}$$

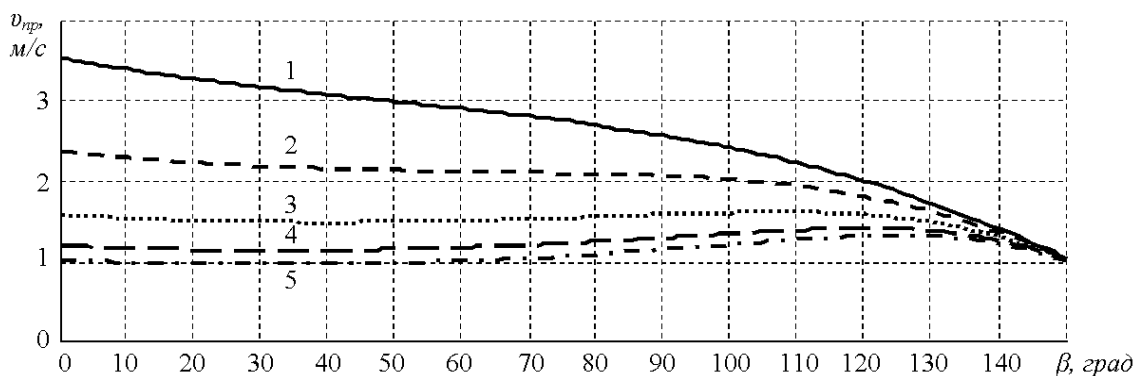
тогда закон изменения продольной скорости в напорном канале шарового очистителя принимает вид

$$v_{np} = \frac{Q_1 - Q_0 \cdot \frac{\cos(\gamma) - \cos(\gamma + \beta)}{\cos(\gamma) - \cos(\gamma + \alpha)}}{\pi \cdot \sin(\gamma + \beta) \cdot [R - r + e \cdot \cos(\gamma + \beta)] \cdot [R + r + e \cdot \cos(\gamma + \beta)]}, \text{ м/с.}$$

Зная закон изменения продольной скорости в напорном канале и задаваясь конкретными значениями входящих в него величин, получим наглядную картину этого изменения в цифровом или графическом выражении. Сравнение результатов найденного изменения продольной скорости в исследуемом напорном канале проводим с результатами изменения продольной скорости в напорном канале очистителя с круговыми цилиндрами, изложенными в работе [4] и для наглядности представленными на рисунке 3.

Поэтому, основные исходные данные для данного расчета приняты такими же, как и для сравниваемого очистителя, а именно: радиус $r = 0,710 \text{ м}$, угол $\gamma = 20^\circ$, угол $\alpha = 150^\circ$, при этом минимально допустимая скорость на выходе из напорного канала, обычно называемая сливной скоростью, во всех случаях конкретного расчета принята одинаковой и примерно равной $1,0 \text{ м/с}$ при постоянной ширине выхода напорного канала $h_k = 0,020 \text{ м}$, как и в работе [4].

Исходя из этих условий и условия, что выход фильтрата в обоих случаях одинаков, получаем остальные исходные данные: количество сливаемой части жидкости $Q_2 = 57 \text{ м}^3/\text{час} = 0,0157 \text{ м}^3/\text{с}$, производительность по фильтрату – $Q_0 = 1700 \text{ м}^3/\text{час} = 0,4722 \text{ м}^3/\text{с}$ и производительность по входу – $Q_1 = 1756 \text{ м}^3/\text{час} = 0,4879 \text{ м}^3/\text{с}$.



1 – $R = 0,740 \text{ м}$, $e = 0,010 \text{ м}$; 2 – $R = 0,750 \text{ м}$, $e = 0,020 \text{ м}$;
 3 – $R = 0,765 \text{ м}$, $e = 0,035 \text{ м}$; 4 – $R = 0,780 \text{ м}$, $e = 0,050 \text{ м}$;
 5 – $R = 0,790 \text{ м}$, $e = 0,060 \text{ м}$.

Рисунок 3 – Скоростные режимы жидкости в напорном канале очистителя с круговыми цилиндрами

Для установления оптимальной скорости жидкости на входе, называемой обычно входной скоростью, в напорный канал изменялась высота входа в него за счет изменения радиуса R корпуса очистителя и эксцентриситета e . Такое изменение проводилось до тех пор, пока входная скорость становилась примерно равной минимально допустимой сливной скорости напорного канала. Такие расчеты проводились для вариантов, изложенных в таблице 1.

Таблица 1 - Исходных данных для расчета продольной скорости

	Варианты								
	1	2	3	4	5	6	7	8	9
$e, \text{ м}$	0,010	0,020	0,035	0,050	0,060	0,080	0,100	0,120	0,135
$R, \text{ м}$	0,740	0,750	0,765	0,780	0,790	0,809	0,829	0,848	0,863

Результаты расчета приведены на рисунках 4 и 5.

На рисунке 3 представлены варианты 1-5 очистителя с круговыми цилиндрами, максимальная входная скорость жидкости в напорный канал которого не превышает 4 м/с , а из рисунков 4 и 5 очевидно, что такой скорости отвечают варианты 3÷9 шарового очистителя. Поэтому, из-за столь высокой входной скорости жидкости, шаровой очиститель в вариантах 1 ($e = 0,010 \text{ м}$) и 2 ($e = 0,020 \text{ м}$) является высоко затратным по давлению жидкости и не заслуживает внимания.

Кривые, расположенные сверху вниз, соответствуют возрастающим в арифметической последовательности номерам вариантов таблицы 1 в том же направлении, то есть самая нижняя из них на рисунке 4

соответствует варианту 5 ($e = 0,060$ м), а на рисунке 5 – варианту 9 ($e = 0,135$ м).

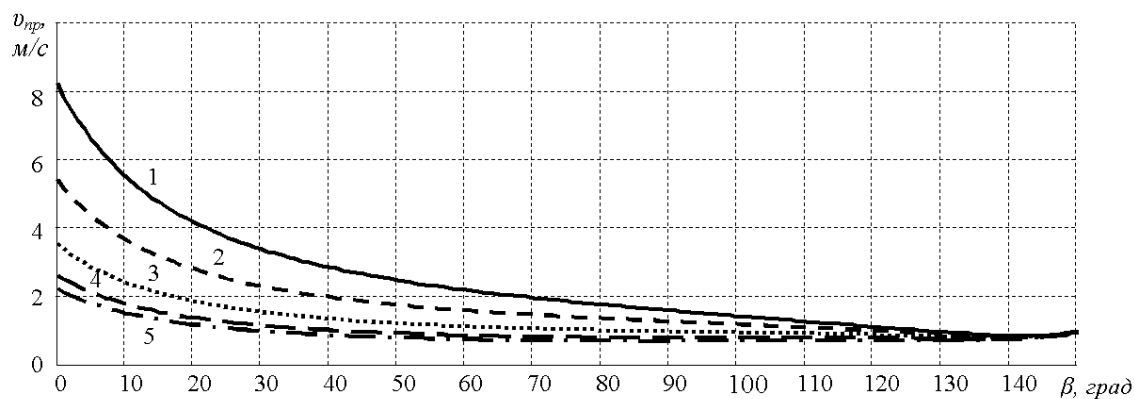


Рисунок 4 – Скоростные режимы жидкости в напорном канале шарового очистителя в вариантах 1÷5.

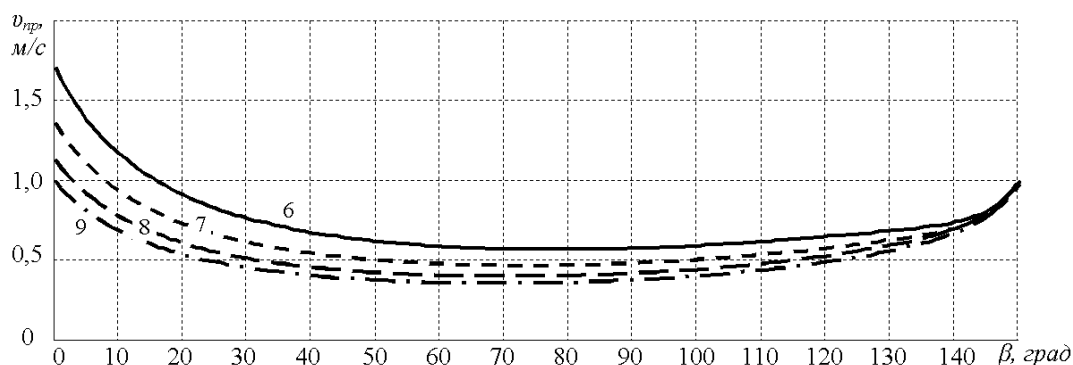


Рисунок 5 – Скоростные режимы жидкости в напорном канале шарового очистителя в вариантах 6÷9.

Из рисунка 5 видно, что характерной особенностью шарового очистителя во всех вариантах является уменьшение продольной скорости жидкости по длине напорного канала ниже значения допустимой сливной скорости максимум в 3 раза, в то время как в очистителе с круговыми цилиндрами такое имеет место максимум в 1,1 раза и то, только в варианте 5 (см. рис. 3), то есть когда входная и сливная скорости жидкости напорного канала одинаковые. Поэтому, если допустимое значение сливной скорости жидкости устанавливалось на стенде с очистителем другого типа, то при разработке очистителей жидкости, особенно шаровых, нужно допустимую сливную и входную скорости жидкости увеличить до значений, при которых полученная на длине напорного

канала минимальная скорость жидкости станет равной значению допустимой, предварительно определенной, скорости жидкости. Безусловно, со сравниваемым очистителем этот факт не в пользу исследуемого. Но он не является единственным в оценке качеств очистителей и если учесть и довольно положительные качества исследуемого очистителя, то потребность в исследуемом очистителе неизбежна. При этом решается вопрос, что важнее для конкретного случая очистки жидкости – возможность потери ее давления или расхода или вообще очистки ее при заданной крупности твердых загрязнений.

Оценивая самые нижние кривые графиков, представленных на рисунках 3 и 5, можно утверждать, что характер изменения скорости жидкости в первой половине напорного канала исследуемого очистителя заимствован у сравниваемого очистителя, а сравнивая же нижнюю кривую графика на рисунке 5 и кривую графика, представленного в работе [5], можно заключить, что характер изменения скорости жидкости во второй половине напорного канала исследуемого очистителя унаследован от очистителя с двумя параллельными дисками и сливом по центру одного из них. То есть, исследуемый очиститель унаследовал отрицательные признаки изменения продольной скорости жидкости в напорном канале от своих конкурентов. Устранить эти недостатки можно за счет выполнения боковой поверхности фильтроэлемента грушеобразной формы. Но при этом, более важным является то, что он унаследовал и положительные качества обоих конкурентов, что делает его более конкурентоспособным.

Таким образом, результаты исследования показывают, что скоростной режим жидкости в напорном канале шарового очистителя имеет характерные особенности, которые следует учитывать при разработке шаровых очистителей жидкости от твердых загрязнений. При этом не следует ориентироваться на допустимое значение сливной скорости жидкости из напорного канала, определяемой заранее опытным путем на стендах с очистителями другой конструкции для условий очистки конкретной жидкости, как это имеет место в очистителях типа «цилиндр в цилиндре». В этом случае следует предварительно расчетным путем определить минимальную продольную скорость на длине напорного канала шарового очистителя при заранее определенной минимально допустимой скорости жидкости, а затем входную и сливную скорости жидкости напорного канала увеличить до значений, обеспечивающих значение допустимой скорости жидкости на длине напорного канала. И в результате получить рабочий скоростной режим жидкости в напорном канале непрерывно работающего шарового очистителя, работоспособность которого контролируется значением сливной скорости.

Результаты данной работы будут полезны для технических работников и проектировщиков предприятий, занимающихся реализацией шаровых очистителей жидкости, студентов учебных заведений и других заинтересованных лиц.

Библиографический список

1. Промышленное применение мембранных процессов [Электронный ресурс] / Режим доступа : [http:// www.membrane.msk. ru/books/?id_b=13](http://www.membrane.msk.ru/books/?id_b=13).
2. Мембранные методы очистки воды [Электронный ресурс] / Режим доступа : <http://www.sibai.ru/membrannyye-metodyi-ochistki-vodyi.html>.
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. О скоростном режиме жидкости в напорном полукольцевом канале очистителя с круговыми цилиндрами // Сборник научных трудов ДонГТУ. Вып. 35 – Алчевск: ДонГТУ, 2011. – С.138-148.
5. Чебан В.Г. Повышение эффективности гидродинамической очистки жидкости в плоском напорном канале / В.Г. Чебан, С.С. Антоненко // Вісник Сумського державного університету. Серія «Технічні науки», № 3. - Суми: Видавництво СумДУ, 2010. – С.160-167.

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

*к.т.н. Романчук А.Н.,
к.т.н. Кравченко В.М.,
аспирант Романчук Я.А.
(ДонГТУ, г.Алчевск, Украина)*

АНАЛИЗ ДИНАМИКИ ИЗМЕНЕНИЯ СОСТАВА МЕТАЛЛА И ШЛАКА ПРИ ПЕРЕДУВЕ КОНВЕРТЕРНОЙ ПЛАВКИ

Наведені результати досліджень глибокого знеуглецювання металу в конверторах, отримані залежності які описують динаміку зміни хімічного складу конверторної ванни при вмісті вуглецю 0,08- 0,02%.

***Ключові слова:** десульфуріяція, дефосфоруція, метал, шлак, кисневий конвертор, передув.*

Приведены результаты исследований глубокого обезуглероживания металла в конверторах, получены зависимости описывающие динамику изменения химического состава конвертерной ванны при содержании углерода 0,08 - 0,02%.

***Ключевые слова:** десульфурация, дефосфорация, металл, шлак, передув.*

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

Транспорт является крупнейшим потребителем стали, в основном листовой. Автолистовые стали, особенно предназначенные для штамповки деталей относятся к сталям с содержанием примесей на минимально возможном уровне.

Анализ исследований и публикаций. Анализ отечественных и зарубежных исследований и разработок показывает, что большое внимание уделяется вопросам совершенствования технологии выплавки низкоуглеродистых сталей на завершающем этапе продувки металла кислородом. В работах [1-2] приведены теоретические и практические исследования динамики изменения химического состава конвертерной ванны в процессе продувки, в частности при достижении 1-й и 2-й критических концентраций углерода в металле. Вместе с тем изменение химического состава металла и шлака при содержании углерода 0,08-0,02% изучено не достаточно.

Постановка задачи. Исследовать влияние глубокого обезуглероживания металла на динамику изменения химического состава металла и шлака при производстве стали марки SAE-1006.

Изложение материала и его результаты. Исследования проведенные на металлургическом комбинате ПАТ «АМК». В конвертерном цехе установлены два конвертера емкостью 300 т., работающих комбинированным процессом, в котором сочетается верхняя кислородная продувка с интенсивностью 3-4 м³/(мин·т) с подачей через днище перемешивающих нейтральных газов – аргона, с интенсивностью 0,013–0,033 м³/(мин·т). Поступающий в цех чугуна подвергают десульфурации в заливочных ковшах, путём вдувания через погружную фурму порошкообразной смеси порошкообразной смеси карбида кальция и алюминия. Расход чугуна составляет 850-900 кг/т.

В сортаменте цеха преобладают низкоуглеродистые стали для получения листа с глубокой вытяжкой.

Химический состав стали марки SAE-1006 приведен в таблице 1.

Таблица 1 – Химический состав стали марки SAE-1006

Элемент	C	Mn	Si	Al	S	P
Содержание, %	0,02-0,05	0,2-0,3	< 0,025	0,03-0,06	< 0,010	< 0,015

Из рисунка 1 видно что снижение содержания углерода с 0,08 до 0,025 % приводит к существенному снижению содержания остаточного марганца в металле . Зависимость имеет вид:

$$[\%Mn] = 1,1849 \cdot [\%C] + 0,0404, R^2 = 0,4013.$$

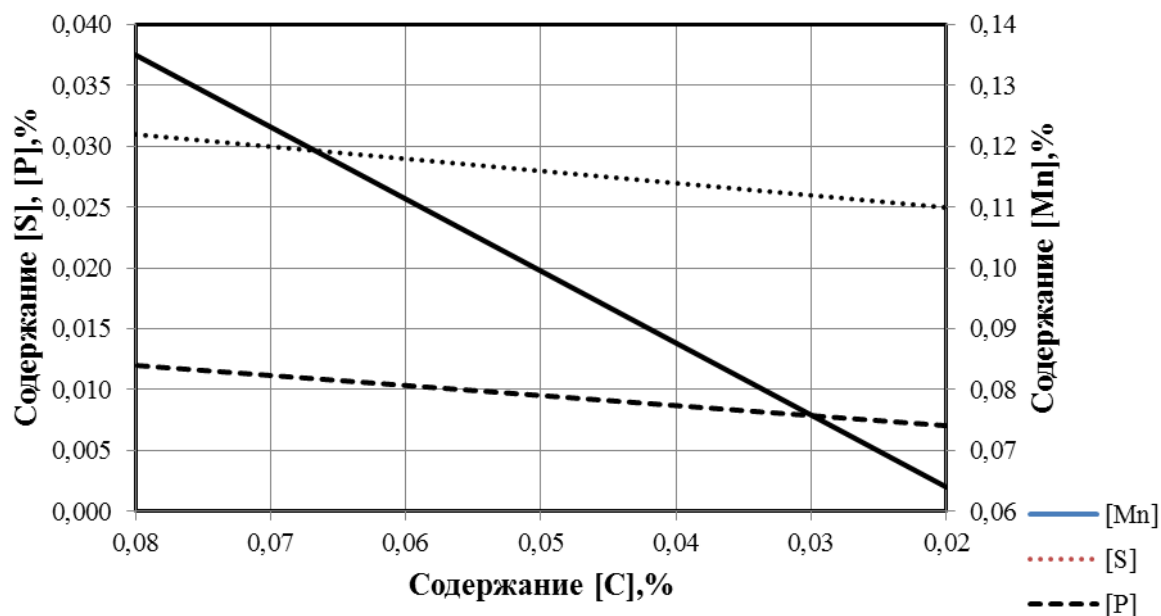


Рисунок 1 – Динамика изменения химического состава металла при глубоком обезуглероживании конвертерной ванны

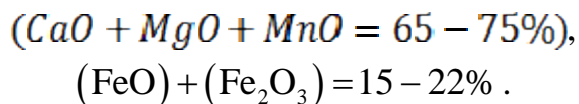
В таблице 2 представлены химический состав металла и шлака опытных плавов.

Таблица 2 – Химический состав металла и шлака опытных плавов

Массовая доля элементов, %				Т-ра металла, С	Химический состав шлака, %				Основность
С	Mn	S	P		CaO	SiO ₂	FeO	Fe ₂ O ₃	
0,082	0,146	0,0263	0,0116	1641	45,89	15,04	15,98	10,84	3,17
0,077	0,101	0,0306	0,0069	1637	45,09	9,37	18,31	12,42	5,21
0,059	0,099	0,0313	0,0053	1615	43,95	11,34	18,32	12,43	4,15
0,056	0,156	0,0209	0,0093	1641	42,03	18,18	20,60	13,98	3,42
0,049	0,076	0,0249	0,0058	1608	42,52	13,31	19,54	12,26	3,42
0,045	0,096	0,0269	0,0100	1623	45,25	15,85	14,53	9,86	3,06
0,04	0,079	0,0196	0,0063	1649	44,60	13,84	16,88	11,46	3,46
0,039	0,109	0,0231	0,0075	1630	46,18	17,12	14,19	9,63	2,89
0,039	0,09	0,023	0,0144	1630	43,05	17,22	16,72	11,34	2,67
0,038	0,117	0,0256	0,0263	1675	39,47	14,06	23,19	15,73	3,09
0,035	0,068	0,0487	0,0086	1629	42,41	14,25	19,32	13,11	3,19
0,032	0,054	0,049	0,0151	1649	41,25	10,57	20,01	13,58	4,15
0,032	0,071	0,0277	0,0108	1668	45,20	8,70	21,06	14,29	5,49
0,031	0,115	0,031	0,0146	1644	44,76	9,95	20,51	13,91	4,73
0,031	0,057	0,0279	0,0098	1629	37,33	9,09	24,58	16,67	4,56
0,03	0,109	0,0382	0,0101	1625	35,93	14,39	22,25	15,09	2,80
0,03	0,071	0,0274	0,0097	1653	38,39	7,88	24,97	16,94	5,61
0,029	0,063	0,0256	0,0116	1690	39,55	7,98	23,64	16,03	5,47
0,026	0,063	0,0346	0,0164	1630	39,98	8,06	22,33	15,15	5,50
0,025	0,046	0,0278	0,0145	1692	42,32	10,65	19,47	13,21	4,43

Ускорение десульфурации в конце конвертерной плавки совпадает с резким увеличением $\sum(FeO)$ в шлаке. Это свидетельствует о том, что окисленность шлака имеет решающее значение для десульфурации металла, несмотря на отрицательное влияние повышения (FeO) на термодинамику процесса. Вместе с тем рост (FeO) положителен для десульфурации до определенного предела, отвечающего отношению $(\%FeO)/(\%CaO) = 0,3$ [3].

Анализ квазитройной диаграммы конвертерных шлаков, показывает что максимальное значение коэффициента распределения серы между шлаком и металлом соответствует высокоосновным шлакам содержащим



На опытных плавках (*Fe*) составило 17,8-30,9%, что приводит к уменьшению коэффициента распределения серы между шлаком и металлом и только увеличение количества шлака сохраняет достигнутую ранее степень десульфурации металла.

При снижении содержания углерода с 0,08 до 0,025 % наблюдается тенденция к увеличению содержания фосфора в металле.

На практике для контроля процесса дефосфорации металла обычно используют коэффициент распределения фосфора между металлом и шлаком $Lp' = \frac{(\%P_2O_5)}{[P]}$.

По ходу конвертерной плавки Lp' колеблется в пределах 50-500 в зависимости от ($\%FeO$), величины основности и температуры металла. Фактические значения Lp' несколько ниже равновесных и зависят от степени приближения системы металл-шлак к равновесию. Оценивая влияние основности и окисленности шлака на Lp' японские исследователи установили что существуют оптимальные значения содержания (FeO) в шлаке (14-18%) и отношение $\frac{\%CaO}{\%FeO} = 2,5 - 3$ при которых Lp' максимально.

Из рисунка 2 видно что со снижением содержания углерода в металле, содержание оксидов железа в шлаке растет.

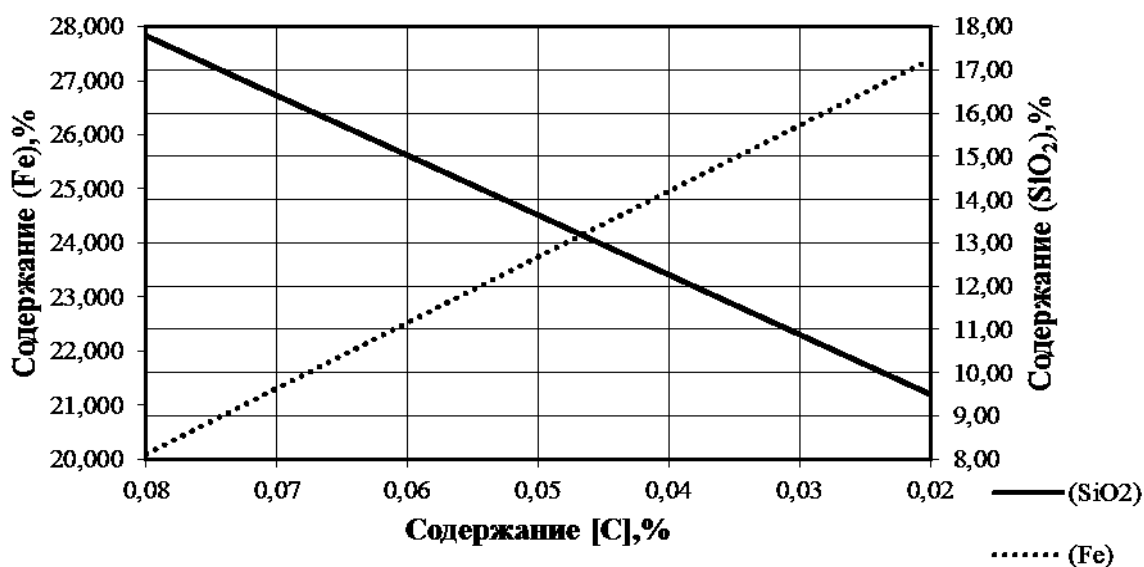


Рисунок 2 – Динамика изменения химического состава шлака при глубоком обезуглероживании конвертерной ванны

На опытных плавках отношение $(\%CaO)/(\%FeO)$ меньше 2,5 что ведет к уменьшению активности (CaO) в шлаке и снижению Lp' , и только увеличение количества шлака обеспечивает степень дефосфорации металла на достигнутом уровне.

С увеличением содержания оксидов железа в шлаке и массы конечного шлака содержание SiO_2 в шлаке снижается.

Зависимость имеет вид:

$$(\%SiO_2) = 138,54 \cdot [\%C] + 6,67, R^2 = 0,4238.$$

Снижение содержания SiO_2 связано с разбавлением шлака с оксидами железа и марганца.

Выводы и направление дальнейших исследований.

1. При снижении остаточного содержания углерода в металле (с 0,08 до 0,025 %) содержание марганца в металле существенно снижается, а сера и фосфор при этом практически не удаляются.

2. При глубоком обезуглероживании металла значительно увеличивается содержание оксидов железа в шлаке и масса шлака, что подтверждается снижением содержания SiO_2 в шлаке.

3. Необходимый передув металла при производстве стали марки SAE-1006, ведет к уменьшению выхода годного, способствует увеличению износа футеровки, повышению расхода марганецсодержащих материалов.

4. Рекомендуются заканчивать процесс обезуглероживания металла в конверторах при содержании углерода в металле не менее 0,08% с последующим обезуглероживанием расплава вне конвертера за счет аргонно-кислородной продувки.

Библиографический список

1. Кудрин В.А. Теория и технология производства стали: учебник для вузов / В.А. Кудрин. – М.: «Мир», ООО «Издательство АСТ», 2003. – 528 с.

2. Поживанов М.А. Выплавка стали для автолиста / М.А. Поживанов, Е.Х. Шахпазов, А.Г. Свяжин. – М.: Интерконтакт Наука, 2006. – 166 с.

3. Меджибожский М.Я. Основы термодинамики и кинетики сталеплавильных процессов / М.Я. Меджибожский. – Киев. – Донецк.: Вища школа, 1979. – 280 с.

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

*к.т.н. Боровик П.В.,
Селезнёв М.Е.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

РАЗВИТИЕ ТЕХНОЛОГИИ ОБРЕЗКИ БОКОВЫХ КРОМОК ЛИСТОВОГО ПРОКАТА ДИСКОВЫМИ НОЖАМИ

У статті розглядається можливість вдосконалення технології обрізання бічних кромок товстих листів. Пропонується новий спосіб розташування дискових ножиць в потоці прокатного стану, що дозволяє обмежити ступінь свободи прокату при різанні, а також поліпшити умови захвату листа дисковими ножами. На базі проведеного кінематичного аналізу руху розкату в дискових ножах встановлені чинники, що впливають на кінематику руху розкату, при різанні, а також створені передумови до розробки рекомендацій відносно застосування запропонованого способу.

Ключові слова: *дискові ножі, різання, правка, розкат, ножиці, швидкість різання.*

В статье рассматривается возможность совершенствования технологии обрезки боковых кромок толстых листов. Предлагается новый способ расположения дисковых ножниц в потоке прокатного стана, позволяющий ограничить степень свободы проката при резке, а также улучшить условия захвата листа дисковыми ножами. На базе проведенного кинематического анализа движения раската в дисковых ножах установлены факторы, влияющие на кинематику движения раската при резке, а также созданы предпосылки к разработке рекомендаций относительно применения предложенного способа.

Ключевые слова: *дисковые ножи, резка, правка, раскат, ножницы, скорость резки.*

Увеличение спроса на продукцию листопрокатного производства делает производство горячекатаного толстого листа одним из приоритетных направлений развития современной металлургической промышленности, а повышение требований к качеству готовой продукции и необходимость расширения технологических возможностей существующего оборудования указывают на необходимость проведения более широкого спектра исследований в этой области.

В различных схемах производства листового проката с целью получения листа заданной ширины применяют операцию обрезки боковых кромок. Согласно работам [1-3] боковые кромки листов толщиной до 40 мм целесообразно обрезать на дисковых ножницах, обеспечивающих высокую скорость порезки (до 120 м/мин) при соблюдении качества боковой поверхности листа.

Характерными недостатками в работе известных [4,5] дисковых ножниц при использовании в известных [6] схемах расположения оборудования листовых прокатных станов, являются возможность появления серповидности листа при резке, а также вероятность смещения надрезанной части при входе в следующую пару ножей, что влияет на качество готовой продукции.

Совершенствование технологии резки листовых раскатов дисковыми ножницами, с целью повышения качества толстолистого проката представляется возможным путём ограничения степени свободы раската в процессе резки только продольным направлением за счет совмещения процессов правки и резки листа (рис. 1). При этом в потоке прокатного стана дисковые ножницы устанавливают непосредственно за листопрямительной машиной, в направлении движения проката, таким образом, чтобы правильные ролики 1 листопрямительной машины подавали лист 2 непосредственно в ножи 3-6 дисковых ножниц, во время захвата ножами листа и последующей его резке.

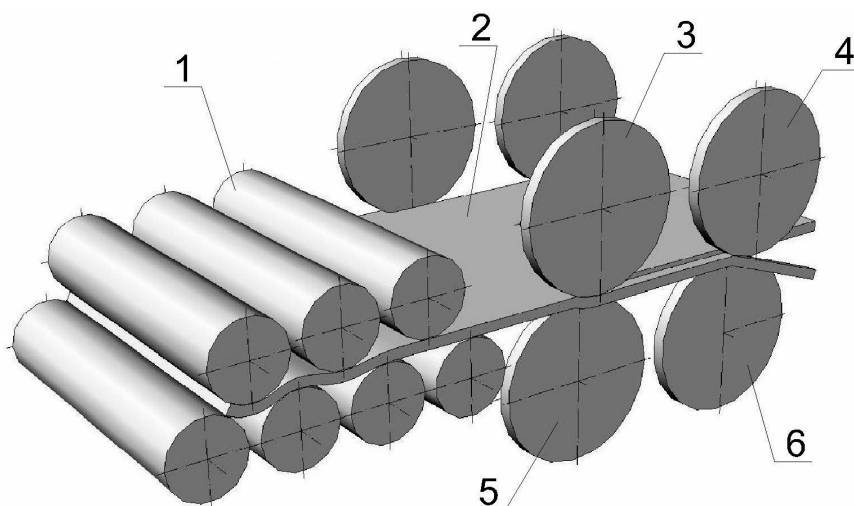


Рисунок 1 – Способ расположения дисковых ножниц в потоке листового прокатного стана

Для эффективной реализации предложенной схемы необходимо обеспечить согласование скорости подачи (правки) и скорости движения раската в дисковых ножах $V_{\text{л}}$ в процессе резки.

Цель данной работы – проанализировать факторы, влияющие на кинематику движения раската в дисковых ножах и установить связь между скоростью его подачи и скоростью движения в процессе резки.

Для достижения указанной цели производили кинематический анализ движения раската в ножах. Рассмотрим схему представленную на рисунке 2.

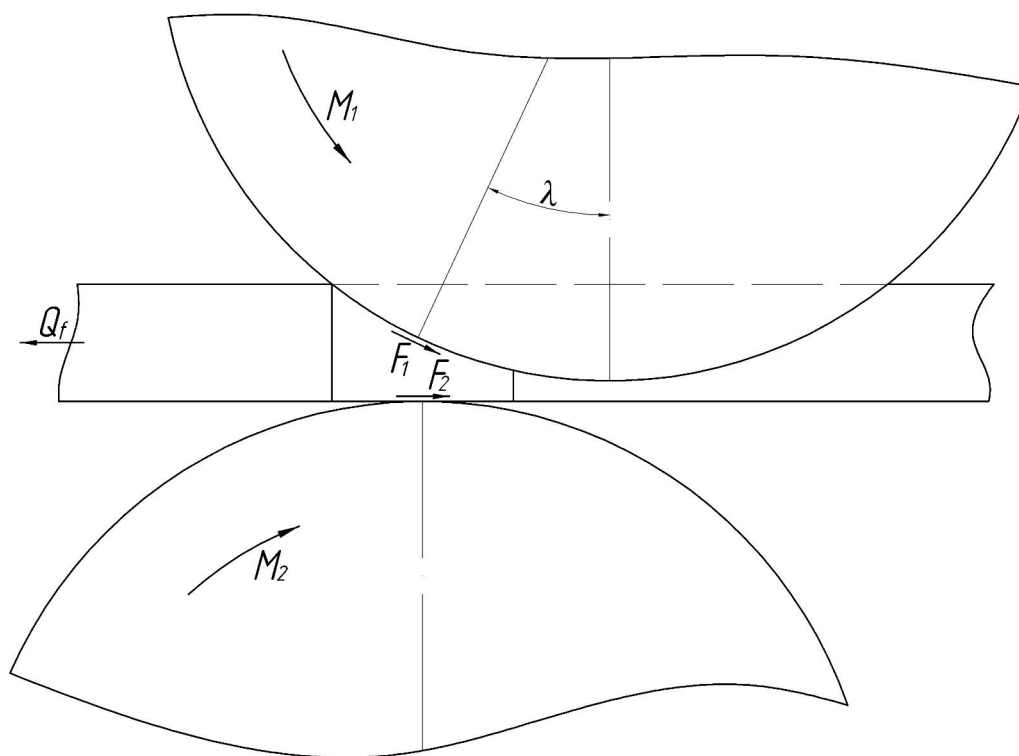


Рисунок 2 – Схема для определения факторов влияющих на скорость листа в дисковых ножницах

Исходя из представленной схемы, при известных значениях моментов на верхнем M_1 и нижнем M_2 ноже, потребляемую мощность резки (при равной угловой скорости ножей ω) можно определить как:

$$W = (M_1 + M_2) \cdot \omega. \quad (1)$$

В то же время, так как при резке лист совершает только прямолинейное движение, потребляемая мощность составит:

$$W = \frac{M_1 \cdot \cos \lambda \cdot V_{\text{л}}}{R} + \frac{M_1 \cdot \sin \lambda \cdot V_{\text{л}}}{R} + \frac{M_2 \cdot V_{\text{л}}}{R} + Q_f \cdot V_{\text{л}}, \quad (2)$$

где $V_{\text{л}}$ – скорость листа в процессе резки;

R – радиус дискового ножа;

Q_f – сила внешнего сопротивления, определяемая условиями движения раската по рольгангу и отрезаемой кромки по проводковой системе;

λ – угол приложения равнодействующей сил трения F_1 , определяющей момент на верхнем ноже.

Приравняв уравнения (1) и (2), после преобразования получим выражение для определения скорости листа в дисковых ножах:

$$V_{\text{л}} = \frac{(M_1 + M_2) \cdot \omega}{\frac{M_1}{R} \cdot \cos \lambda + \frac{M_1}{R} \cdot \sin \lambda + \frac{M_2}{R} + Q_f}, \quad (3)$$

или

$$V_{\text{л}} = \frac{M_1 + M_2}{M_1 \cdot \cos \lambda + M_1 \cdot \sin \lambda + M_2 + Q_f \cdot R} \cdot V_o. \quad (4)$$

Как видно из уравнения (4) на скорость листа в дисковых ножах помимо энергосиловых параметров процесса резки также оказывает влияние сила внешнего сопротивления.

На основании проведенного кинематического анализа была разработана одномерная математическая модель для оценки влияния силы внешнего сопротивления, принимаемой в отношении к силе резки со стороны верхнего ножа N_1 , на величину скорости листа в дисковых ножах. В рамках полученной модели геометрические и энергосиловые параметры процесса резки определялись по методике, разработанной в работе [7]. Реализация решения осуществлялась в среде системы автоматизации математических расчетов MathLab.

Адекватность разработанной модели устанавливали путём проведения экспериментов с последующим сравнением соответствующих экспериментальных и теоретических значений скорости. Экспериментальные исследования проводились на лабораторной установке однопарных дисковых ножниц кафедры «Машины металлургического комплекса и прикладная механика» Донбасского государственного технического университета [7].

При реализации эксперимента выполнялась резка свинцовых пластин различной толщины, к которым, с целью оценки влияния внешних сил на скорость раската в дисковых ножницах прикладывалось усилие, направленное в сторону подачи пластины («подпор») и противоположную сторону («натяг»). Величина силы внешнего сопротивления определялась косвенно по значениям моментов на верхнем и нижнем ножах опираясь на методику описанную в работе [7].

Величины крутящих моментов фиксировали при помощи тензорезисторных преобразователей, установленных на ножевых валах и измерительной системы на базе аналого-цифрового преобразователя.

На рисунке 3 представлены эмпирическая и теоретическая зависимости значений скорости листа при резке в функции от силы внешнего сопротивления, полученные при резке свинцовой пластины толщиной 10 мм.

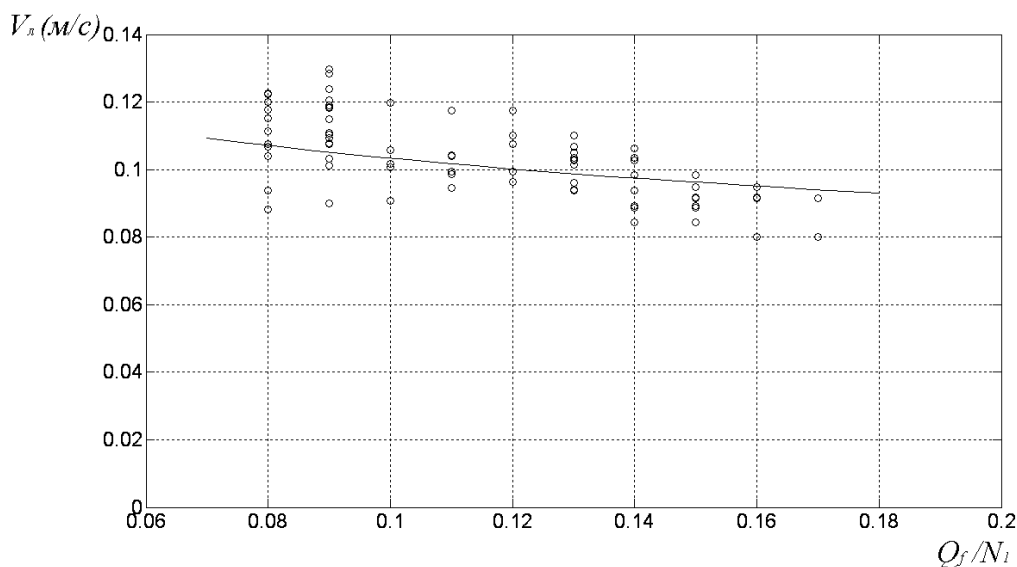


Рисунок 3 – Эмпирическая и теоретическая зависимости значений скорости листа в дисковых ножках от силы внешнего сопротивления

Теснота связи между эмпирическими и теоретическими значениями определялась по средней относительной ошибке аппроксимации, которая составила $\varepsilon = 6.88\%$. Средняя относительная ошибка аппроксимации $\varepsilon < 10\%$, что свидетельствует о достаточной степени достоверности [8] разработанной математической модели.

Обобщённый анализ полученных распределений позволяет сделать вывод о том, что зависимость скорости движения листа в дисковых ножницах от сил внешнего сопротивления носит обратный нелинейный характер.

Также анализ выражения (4) показывает, что на скорость движения раската в дисковых ножницах влияет окружная скорость дисков, следовательно, для согласования скорости подачи (правки) и скорости движения раската в процессе резки целесообразно установить зависимость между окружной скоростью дисков и скоростью подачи.

Данную зависимость можно получить из выражения (4) приняв допущение о том, что в данном случае скорость раската при резке $V_{\text{л}}$ равна скорости подачи (правки) $V_{\text{п}}$. Таким образом, получим:

$$V_o = \frac{M_1 \cdot \cos \lambda + M_1 \cdot \sin \lambda + M_2 + Q_f \cdot R}{M_1 + M_2} \cdot V_{\text{п}}. \quad (5)$$

Полученное выражение может послужить основой для разработки рекомендаций относительно применения предложенного способа расположения дисковых ножниц в потоке прокатного стана.

На рисунке 4 представлен пример распределения значений окружной скорости дисковых ножей в зависимости от скорости подачи, полученного на базе разработанной одномерной математической модели применительно к резке толстых листов в горячем состоянии из стали марки Ст3 толщиной 40 (мм), при температуре 700°C, ножами диаметром 1000 (мм), с радиальным зазором между дисками 8 (мм), шириной отрезаемой кромки 80 (мм). Значение силы внешнего сопротивления принималось постоянным и определялось в отношении к значению силы резки со стороны верхнего ножа.

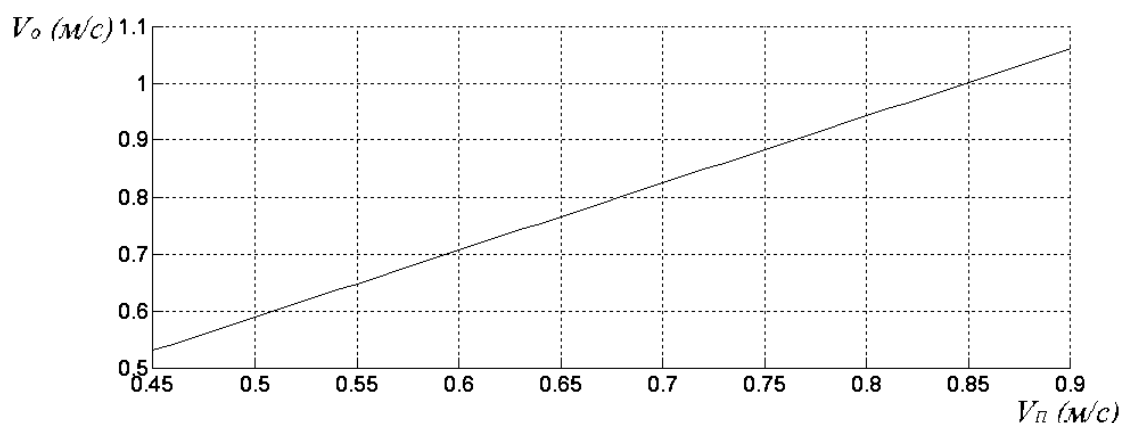


Рисунок 4 – Распределение значений окружной скорости дисковых ножей V_o в зависимости от скорости подачи $V_{\text{п}}$

В тоже время, существует необходимость проведения дополнительных теоретических и экспериментальных исследований направленных

ных на совершенствование предложенной схемы совместной реализации операций правки и резки.

Выводы:

1. Совершенствование технологии резки листовых раскатов дисковыми ножницами, с целью повышения качества толстолистого проката представляется возможным путём ограничения степени свободы раската в процессе резки за счет совмещения процессов правки и резки листа.

2. Основными факторами, влияющими на кинематику движения раската при резке дисковыми ножницами являются: величина силы внешнего сопротивления и окружная скорость дисков

3. Зависимость скорости движения листа в дисковых ножницах от сил внешнего сопротивления носит обратный нелинейный характер.

4. При разработке рекомендаций относительно эффективного применения предложенной схемы окружную скорость дисков необходимо принимать в зависимости от скорости подачи.

5. Необходимы дополнительные теоретические и экспериментальные исследования для разработки рекомендаций относительно применения предложенной схемы совместной реализации операций правки и резки.

Результаты работы могут быть использованы при исследовании процесса резки толстых листов дисковыми ножами и при проектировании оборудования для обрезки боковых кромок толстых листов.

Библиографический список

1. Королев А. А. *Конструкция и расчет машин и механизмов прокатных станков*. – 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. Химич Г. Л. *Толстолистные станы УЗТМ* / Г. Л. Химич, А. П. Липатов, В. М. Нисковских // *Труды ВНИИметмаш*. – М., 1967. – Вып. 21. – С. 182-192.

4. А.с. 429900 СССР, МКИ В23D19/04. *Дисковые ножницы* / Вацлав Хаичек; «Шкода, народни podnik» (ЧССР). – №1663835/25-27; заявл. 24.05.71; опубл. 30.05.74, Бюл. №20.

5. Пат. №63571 Україна, МПК В23D 19/00. *Дискові ножниці* / Боровік П. В., Селезньов М. Є.; патентовласник «Донбаський державний технічний університет» ; заявлено 28.03.2011; опубл. 10.10.2011, Бюл. №19.

6. *Прокатное производство (справочник) : в 2-х т. / под ред. Е. С. Рокотяна*. – М. : Металлургиздат, 1962 – .Т. 2. – 1962. – 686 с.

7. Боровик П. В. Совершенствование технологии и оборудования процесса продольной резки толстых горячекатаных листов на дисковых ножницах : дис. на соискание учен. степени канд. техн. наук: 05.03.05 / Боровик Павел Владимирович. – Алчевск, 2008. –225с.

8. Підлипенська Л. Є. Математична статистика навчальний посібник для студентів 2 курсу технічних спеціальностей денної та заочної форм навчання / Л. Є. Підлипенська – Алчевськ, 2004. – 171с.

Рекомендована к печати к.т.н., проф. Ульяницьким В.Н.

*к.т.н. Романчук А.Н.,
к.т.н. Кравченко В.М.,
аспирант Романчук Я.А.
(ДонГТУ, г.Алчевск, Украина)*

ОПТИМИЗАЦИЯ ПРОЦЕССА ДЕФОСФОРАЦИИ МЕТАЛЛА ПРИ ВЫПЛАВКЕ НИЗКОФОСФОРИСТОЙ СТАЛИ В КИСЛОРОДНЫХ КОНВЕРТЕРАХ

Наведені результати досліджень впливу глибокого знеуглецювання на дефосфорацію металу в конверторах. Отримані залежності ступеню дефосфорації металу від хімічного складу металу і шлаку перед випуском.

Ключові слова: дефосфорація, знеуглецювання, киснево-конверторний процес, ступінь дефосфорації, лужність шлаку.

Приведены результаты исследований влияния глубокого обезуглероживания на дефосфорацию металла в конверторах. Получены зависимости степени дефосфорации металла от химического состава металла и шлака перед выпуском.

Ключевые слова: дефосфорация, обезуглероживание, кислородно-конвертерный процесс, степень дефосфорации, основность шлака.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

Проблема дефосфорации металла в конверторах решается в начале и конце продувки металла. Поэтому оптимизация режима дефосфорации на завершающем этапе продувки представляет научный и практический интерес.

Постановка задачи. Исследовать влияние глубокого обезуглероживания металла на динамику удаления фосфора при выплавке низкоуглеродистых марок стали.

Изложение материала и его результаты. Сталеплавильный комплекс ПАО «АМК» включает два конвертера комбинированного дутья емкостью по 300 т, двухпозиционную установку «ковш печь» (УКП) и две слабовых МНЛЗ общей производительностью 5,0 млн. т заготовок в год..

Комплекс ориентирован на производство современного сортамента, содержащего не более 0,020-0,015% фосфора в готовой стали. С учетом рефосфорации (до 0,005-0,010%) при раскислении и легировании

стали и обработке на УКП, остаточное содержание фосфора в металле перед выпуском его из конвертера должно быть не более 0,010%.

С целью обеспечения заданной дефосфорации металла в процессе окислительного рафинирования предусмотрено, что содержание фосфора в передельном чугуна не должно превышать 0,07%. Таким образом, степень дефосфорации металла R_p , которая выражает отношение начального $[P]_н$ и конечного $[P]_к$ содержания фосфора в металле должна составлять не менее

$$R_p = [P]_н / [P]_к = 0,07/0,01 = 7.$$

Из [1] следует, что

$$R_p = 1 + 437 \cdot 10^{-5} \cdot L'_p \cdot g_{шл},$$

где $L'_p = (P_2O_5)/[P]$ – коэффициент распределения фосфора между шлаком и металлом; $g_{шл}$ – количество конечного шлака, который формируется в конвертере при работе одношлаковым процессом, кг/100 кг металлошихты (%); $437 \cdot 10^{-5}$ – коэффициент пересчета P_2O_5 в фосфор.

При $R_p = 7$ для получения заданной степени дефосфорации металла необходимо обеспечить

$$L'_p \cdot g_{шл} > (7 - 1) / (437 \cdot 10^{-5}) > 1373.$$

Коэффициент распределения фосфора между шлаком и металлом L'_p зависит от содержания FeO в шлаке, основности шлака (B), температуры конвертерной ванны t_v и содержания фосфора $[P]_н$ в шихте. Так как температура конвертерной ванны при выплавке стали должна быть в пределах 1660-1690°C (ср. 1675 °C), а содержание фосфора в передельном чугуна не более 0,07%, то влияние этих факторов можно считать незначительным. Тогда зависимость коэффициента распределения фосфора между шлаком и металлом L'_p от содержания FeO в шлаке и его основности (B) имеет вид [2]:

$$L'_p = 207,431 - 164,429 \cdot (B) + 33,621 \cdot (B)^2 + 3,386 \cdot (FeO) + 0,022 \cdot (FeO)^2 + 0,043 \cdot (B) \cdot (FeO).$$

Зависимость L'_p от содержания (FeO) в пределах 17-30% (максимально допустимое содержание FeO в шлаке по ТИ) и основности шлака (В) в пределах 2,8 – 3,5 приведена на рисунке 1.

Основными факторами, определяющими количество образующегося шлака, является содержание кремния и фосфора в шихте и основности шлака. Приблизительно его можно определять расчетом по формуле:

$$g_{\text{шл}} = 2 \cdot (B) \cdot (2,14[\text{Si}]_{\text{чуг}} + 2,29[\text{P}]_{\text{чуг}} + g_{\text{SiO}_2}), \quad (1)$$

где $g_{\text{шл}}$ - количество образующегося шлака, кг/100 кг металлошихты (%); (В)- основность шлака, выраженная отношением $(\text{CaO})/(\text{SiO}_2 + \text{P}_2\text{O}_5)$; $[\text{Si}]_{\text{чуг}}$ и $[\text{P}]_{\text{чуг}}$ - содержание кремния и фосфора в металлошихте, %; g_{SiO_2} - поступление в шлак SiO_2 из других источников (кроме реакций окисления кремния металлошихты) - пустой породы сыпучих материалов, миксерного (доменного) шлака, мусора лома и т. п., кг/100 кг металлошихты (%); для кислородно-конвертерного процесса $g_{\text{SiO}_2} = 0,5-1,0\%$.

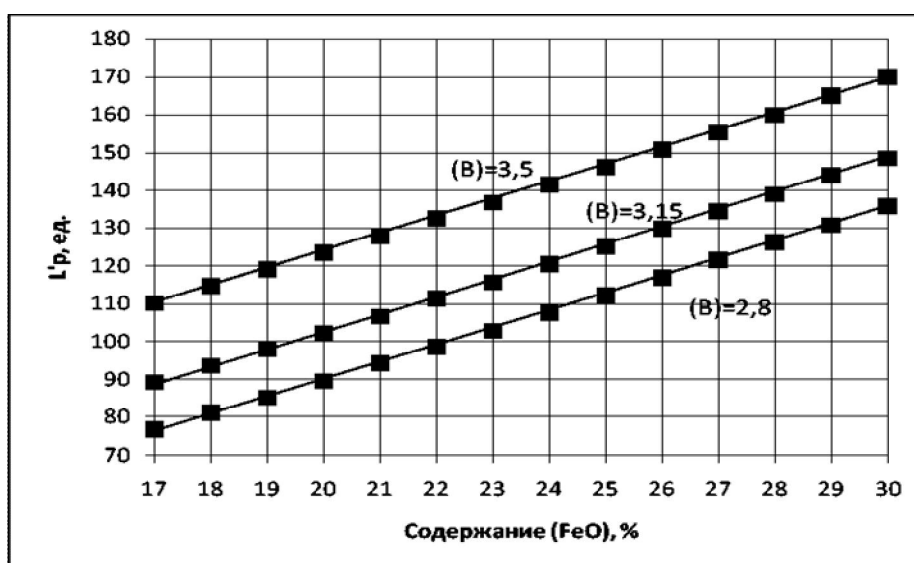


Рисунок 1 – Зависимость L'_p от содержания (FeO) при основности шлака 2,8, 3,15 и 3,5

При конкретных условиях плавки (относительное постоянство шихты, шлакового режима и т. д.) количество образующегося шлака изменяется незначительно, не более чем на 5-10%. Оно особенно мало изменяется при одношлаковом режиме плавки.

Из формулы (1) следует, что основное влияние на количество формируемого шлака оказывает содержание кремния в чугунах, и в меньшей мере, основность шлака. Зависимость количества шлака от содержания кремния в чугунах и основности формируемого шлака приведена на рисунке 2.

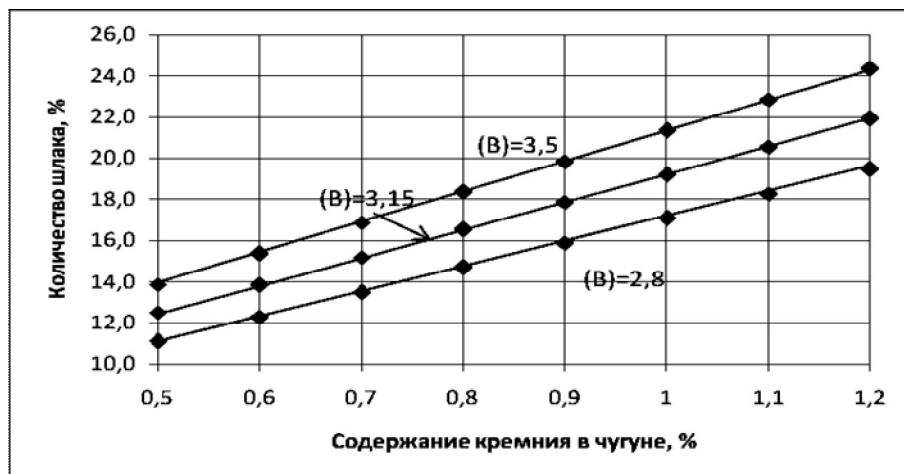


Рисунок 2 – Зависимость количества конечного шлака от содержания кремния в передельном чугунах при различной основности шлака

Минимальные значения L'_p , которые обеспечивают содержание остаточного фосфора до 0,010% при различном содержании кремния в передельном чугунах, приведены на рисунке 3.

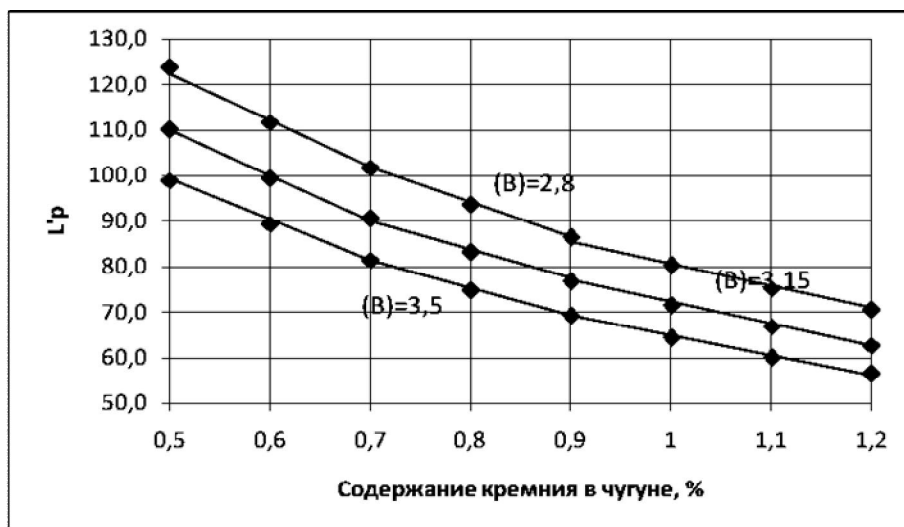


Рисунок 3 – Минимальная величина L'_p при различном содержании кремния в чугунах и заданной основности шлака для получения $[P]_{ост} < 0,010\%$

Следовательно, зная содержание кремния в перedельном чугуна и задавая основностью конечного конвертерного шлага в пределах 2,8 – 3,5, можно обеспечить заданное содержание остаточного фосфора (до 0,010%), прекращая продувку на заданном содержании углерода.

Выводы и направление дальнейших исследований.

1. В условиях ККЦ «АМК» при содержании фосфора в перedельном чугуна не более 0,070% и остаточного фосфора в металле не более 0,010% (при одношлаковом режиме) величина степени дефосфорации $R_p = [P]_{н} / [P]_{к}$ должна быть не менее 7.

2. Для обеспечения величины $R_p = 7$ к концу продувки необходимо обеспечить произведение $L'_p = (P_2O_5)_к / [P]_к$ на $g_{шл}$ (количество образующегося шлага, кг/100 кг металлошихты) не менее 1373.

3. Коэффициент распределения фосфора между шлаком и металлом L'_p зависит от содержания фосфора в шихте, содержания (FeO) и основности (B) конечного шлага, температуры конвертерной ванны перед выпуском плавки. При заданном узком интервале t_b и $[P]_{чуг}$ – основное влияние на L'_p оказывает (FeO) и основность (B).

4. Содержание (FeO) в конечном шлаке при $[C]_к < 0,05\%$ зависит от $[C]_к$, при $[C] > 0,10\%$ от $[C]_к$ и (B)_к.

5. Основность конечного шлага (B)_к с учетом стойкости футеровки конвертеров должна быть в пределах 2,8-3,5.

6. Величина количества конечного шлага $g_{шл}$ зависит от содержания кремния и фосфора в перedельном чугуна, основности конечного конвертерного шлага и количества (SiO₂), внесенного шихтой. При изменении содержания фосфора в перedельном чугуна и (SiO₂) в шихте в узких интервалах, величина количества конечного шлага $g_{шл}$ зависит от содержания кремния в перedельном чугуна и основности конечного шлага.

7. При известном содержании кремния в перedельном чугуна, задавая основностью конечного конвертерного шлага в пределах 2,8 – 3,5 и прекращая продувку на заданном содержании углерода, можно обеспечить заданное содержание остаточного фосфора в металле (до 0,010%).

Библиографический список

1. Методические указания к выполнению домашнего задания по курсу «Моделирование и оптимизация технических систем» (для студентов специальности 7.090401 «Металлургия черных металлов») Сост. В.В. Должиков. - Алчевск: ДГМИ, 2003. - 21 с.

2. Математическое моделирование металлургических процессов. /Ю.М. Максимов, И.М. Рожков, М.А. Саакян // М.: Металлургия, 1976. – 288 с.

3. Теория оптимального эксперимента (планирование регрессионных экспериментов) / В.В. Федоров // М.: Наука, 1971. - 211 с.

4. Бигеев А.М. Металлургия стали: учебник для вузов; 2-е изд. перераб. и доп.- М.: Металлургия, 1988. – 480 с.

5. Методические указания к выполнению расчетных работ по курсу «Теоретические основы сталеплавильных процессов» (для студентов специальности 7.090401 «Металлургия черных металлов») Сост. В.М. Кравченко.- Алчевск: ДГМИ, 1993. - 23 с.

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

*к.т.н. Ершов В.М.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

К ВОПРОСУ О МЕХАНИЗМЕ ОБРАЗОВАНИЯ ФАЗ В МЕТАЛЛЕ ПРИ ЭЛЕКТРОИСКРОВОМ ЛЕГИРОВАНИИ

Приведені результати рентгенівського фазового аналізу сталі і чавунів після електроіскрового легування залізом, графітом і білим чавуном. Показана активна взаємодія переносимих з анода на катод матеріалів, внаслідок чого утворюються нові фази.

Ключові слова: *фазовий рентгенівський аналіз, електроіскрове легування, сталі, чавуни, залишковий аустеніт, нитрид, карбіди.*

Приведены результаты рентгеновского фазового анализа сталей и чугунов после электроискрового легирования железом, графитом и белым чугуном. Показано активное взаимодействие переносимых с анода на катод материалов, в результате чего образуются новые фазы.

Ключевые слова: *фазовый рентгеновский анализ, электроискровое легирование, стали, чугуны, остаточный аустенит, нитрид, карбиды.*

Метод электроискрового легирования (далее – ЭИЛ) широко применяется в машиностроении для упрочнения поверхностного слоя деталей и инструмента. Тем не менее, природа механизма формирования структуры упрочненного слоя изучена крайне недостаточно [1]. Это вызвано рядом причин, одной из которых является чрезвычайно короткое время единичного искрового разряда – 10 – 15 мкс. В течение этого времени, в зазоре между электродами происходит ряд сложных процессов, в результате которых формируется структура, заметно отличающаяся от исходной до ЭИЛ.

Среди ряда гипотез, объясняющих процессы искрового разряда, наиболее признанной считается версия, предложенная супругами Лазаренко - изобретателями электроискрового эрозионного метода [2]. По их мнению, при сближении электрически заряженных электродов происходит увеличение напряженности электромагнитного поля и при некотором минимальном расстоянии между анодом и катодом (10 – 30 мкм), происходит пробой - искровой разряд. Через возникающий канал проводимости тока (стрингер), пучок электронов фокусировано ударяется о торцевую поверхность анода, разогревает ее до плавления, в результате чего образуется жидкая капля. Эта капля отрывается от анода и

движется к катоду, опережая движущийся анод. В процессе своего движения, капля разогревается, закипает и частично взрывается, Цепь тока прерывается, сжимающее усилие электромагнитного поля исчезает и летящая капля уже движется к катоду широким фронтом. Учитывая тот факт, что капля движется в газовой среде, то эта ионизированная среда взаимодействует с ней, изменяя ее химический состав.

Далее капля достигает катода и на большой скорости бомбардирует предварительно разогретую ионами поверхность электрода. Сильный удар капли (давление до 1 млн. атм.) приводит к внедрению ее ионов в материал катода, что при последующей кристаллизации, приводит к получению нового структурного состояния материала катода.

Однако на этом процесс формирования фаз не заканчивается и на следующем его этапе, когда происходит циклическое сближение электродов, наблюдается механический удар анода о катод, при котором электрический ток, протекающий через зону контакта, разогревает ее и изменяет структуру контактирующих материалов.

Достоверность вышеизложенной точки зрения на механизм процессов в межэлектродном пространстве, на наш взгляд, можно проверить пока только анализом конечных структур материалов, подвергнутых электроискровому легированию.

Целью настоящей работы является изучение фазового состава поверхностных слоев катода (изделия) после ЭИЛ разнообразными материалами. Особое внимание в работе будет уделено использованию в качестве электродных материалов тех сплавов, которые представляют собой твердые растворы с химическими соединениями.

Для исследования были выбраны следующие материалы: малоуглеродистая сталь марки 08кп, белый заэвтектический чугун с 5.2%С, серый ферритный чугун с 2.7%С. и электродный спектрально чистый графит. Из выбранных металлических материалов были изготовлены плоские образцы (20х20х5мм) (катоды), а для анодов - стержневые электроды диаметром 3-5мм.

Металлографический анализ структуры исходных материалов выполняли на микроскопе МИМ-8м при увеличении 315 раз. Результаты исследования структуры исходных материалов приведены на рисунке 1.

Здесь видно, что в малоуглеродистой стали (рис. 1а) перлитной составляющей не более 8-10%, а основой структуры является феррит, Микроструктура белого чугуна (рис. 1б) состоит из ледебурита и пластинчатых кристаллов первичного цементита. В сером чугуне (рис. 1в) в структуре присутствует большое количество структурно свободного графита в ферритной матрице.

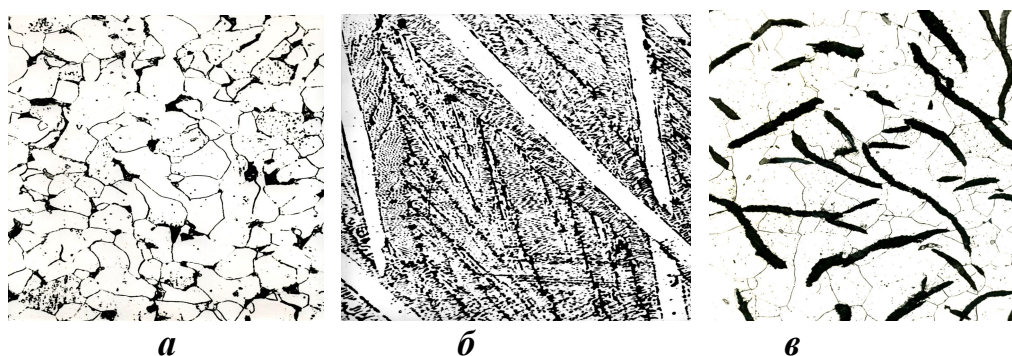


Рисунок 1 – Микроструктура стали с 0.07%С (*а*),
белого чугуна с 5.2%С (*б*) и серого чугуна с 2.7%С (*в*)

Электроискровая обработка поверхностного слоя катодных пластин производилась на экспериментальной установке конструкции автора настоящей работы. Параметры режима искровой обработки составляли: $U_r = 50$ В, $I_r = 3-5$ А, $C = 100$ мкФ, $R = 8$ Ом, скорость – 5 мин/см².

Качественный фазовый анализ обработанных ЭИЛ катодных образцов выполняли общепринятым способом [3] после их рентгеновской съемки на дифрактометре ДРОН – 1.5 в железном фильтрованном излучении. Дифрактограммы записывали на ленту потенциометра в интервале дифракционных углов $40-75^{\circ} 2\theta$, т.е. в интервале максимальной интенсивности аналитических линий возможных фаз [3]. Фрагменты индцированных дифрактограмм исследуемых образцов приведены на рисунках 2 - 4.

Анализ фазового состава поверхностных слоев начали с ЭИЛ стальных образцов. Из дифрактограмм рисунка 2*а*-1 видно, что после ЭИЛ этих образцов электродом из технически чистого железа (менее 0.04%С), фазами структуры стали: феррит, остаточный аустенит и нитрид Fe_4N . Появление остаточного аустенита в структуре малоуглеродистой стали можно объяснить тем, что при искровом разряде, капля жидкого железа, в процессе движения от анода к катоду, подверглась значительному насыщению ионами азота. Если перевести (по [3]) параметр кристаллической решетки остаточного аустенита, рассчитанный по дифракционной линии (200), в концентрацию азота, то содержание этого элемента в твердом растворе составит 2 - 2.2%. Подтверждением возможному процессу насыщения аустенита азотом, служит и тот факт, что, на дифрактограмме рисунка 2*а*-1 видна интенсивная линия нитрида железа (Fe_4N).

Обработка стальных образцов графитовым электродом привела (рис.2*а*-2) к образованию в их поверхностном слое большого количества

цементитной фазы, но при малом количества нитрида железа и остаточного аустенита. Очевидно, ионы углерода, летящие при искровом разряде от анода к катоду, внедрились в аустенит образца, насытили его поверхностный слой до большой концентрации (4-5%), что привело к образованию большого количества цементитной фазы уже на этапе охлаждения.

Когда стальные образцы подвергли ЭИЛ электродами из белого чугуна, то, как следует из дифрактограмм рисунка 2а-3, поверхностный слой оказался двухфазным, состоящим только из феррита и остаточного аустенита. Объяснением этого факта может служить предположение о том, что при искровом разряде цементитная фаза чугуна растворилась в жидкой анодной капле и при достижении поверхности образца, насытила аустенит углеродом. Расчет параметра кристаллической решетки остаточного аустенита и пересчет его значений (по известным формулам [3]) в концентрацию углерода, дал значения в пределах 2 – 2.5%. Такая концентрация углерода в аустените уже не приводит к образованию мартенситной фазы при охлаждении.

На втором этапе работы производился анализ фазового состава образцов белого чугуна после ЭИЛ электродами из железа, графита и того же белого чугуна. Как видно из индцированных дифрактограмм рисунка 2б-1, насыщение поверхности чугунного образца железом, сохранило цементитную фазу структуры, но добавило и новую фазу – остаточный аустенит. Этот факт может свидетельствовать о том, что жидкая капля железа, достигшая аустенитизированной поверхности чугунного катода, обеднила его углеродом, что обеспечило получение большого количества остаточного аустенита.

ЭИЛ поверхности образцов белого чугуна электродом из графита, сохранило интенсивные линии цементитной фазы (рисунок 2б-2) и добавило весьма слабые дифракционные линии остаточного аустенита.

Искровое легирование белого чугуна электродом из того же материала, существенно изменило фазовый состав поверхности образцов чугуна. Как видно из данных рисунка 1б-3, здесь в структуре поверхности фиксируется большое количество остаточного аустенита, феррита и незначительное количество цементитной фазы. Практически весь поверхностный слой образцов состоит из аустенитной и ферритной фаз, которые, на наш взгляд, образовались из аустенита жидкой анодной капли чугуна на аустенитизированной поверхности катодного образца.

углеродилась (1.8 – 2.2%С) и образовала большое количество остаточного аустенита уже при охлаждении до комнатной температуры.

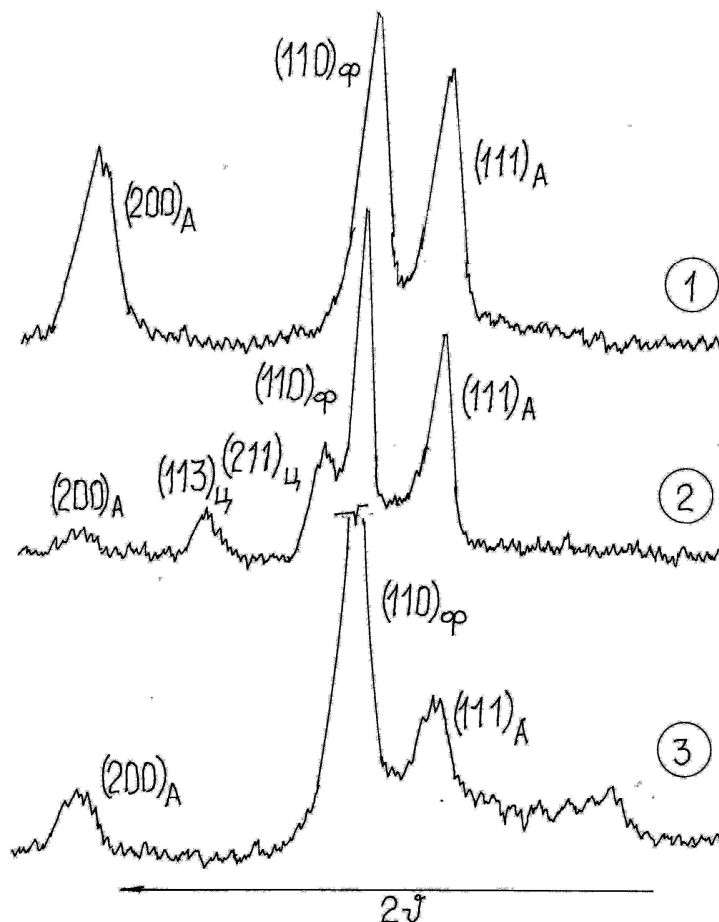


Рисунок 3 – Фрагменты индифференцированных дифрактограмм серого чугуна после ЭИЛ железом (1), графитом (2) и белым чугуном (3). Обозначения фаз по рисунку 1.

Искровое легирование серого чугуна графитом привело к получению значительного количества остаточного аустенита с ферритом, при небольшой доле цементитной фазы. Такой фазовый состав поверхностного слоя, на наш взгляд, связан с тем, что капля жидкого или, возможно, газообразного углерода, внедрилась в аустенитную фазу образца и без участия структурно свободного графита, вызвало науглероживание этой фазы и сохранило аустенит в виде остаточного.

Аналогичная ситуация с формированием конечной структуры возникла при искровом легировании серого чугуна электродом белого чугуна (рисунок 3-3).

На следующем этапе работы проводился анализ фазового состава поверхностного слоя образцов из стали 08кп и белого чугуна после

ЭИЛ некарбидообразующим (никелем) и карбидообразующим (вольфрамом) электродами. Как видно из фрагментов дифрактограмм стали 08кп, легированне никелем (рисунок 4а-1) и вольфрамом (рисунок 4а-2), привело к образованию большого количества остаточного аустенита в структуре. Очевидно, этот остаточный аустенит образовался за счет растворения жидкой капли Ni и W в горячем аустените поверхностного слоя стального образца.

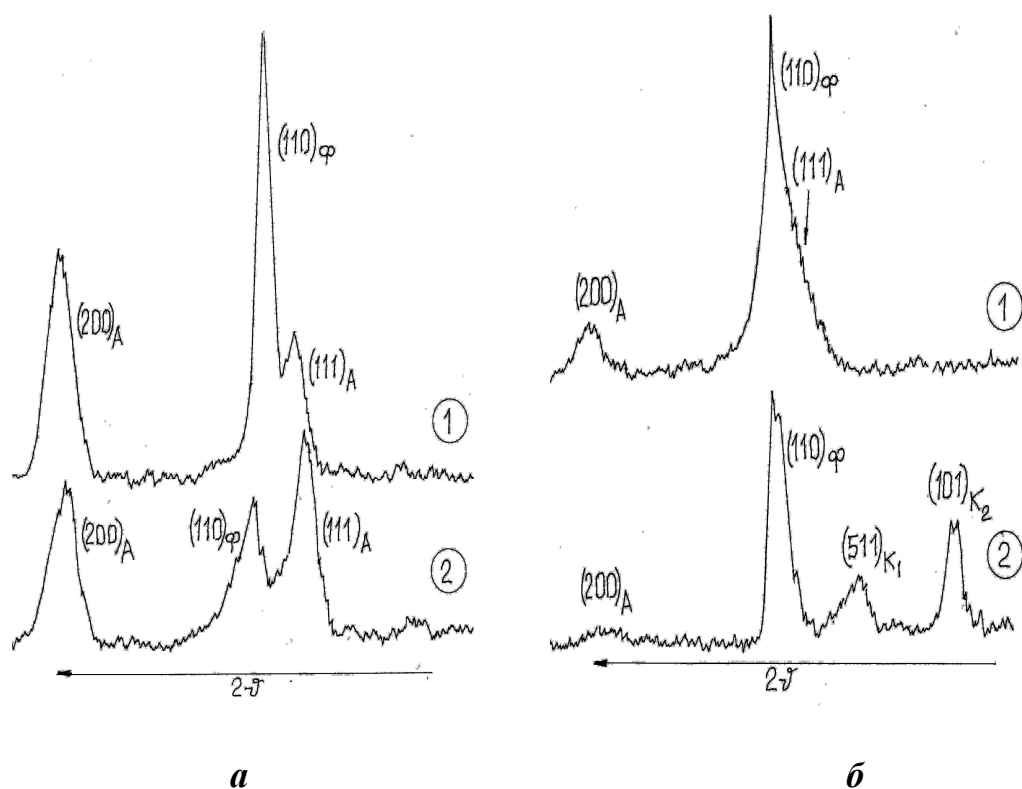


Рисунок 4 – Фрагменты индцированных дифрактограмм малоуглеродистой стали 08кп (а) и белого чугуна (б) после ЭИЛ никелем (1) и вольфрамом (2). Обозначения фаз: Ф – феррит, А – аустенит, K_1 – карбид типа Fe_3W_3C , K_2 – карбид типа W_2C

Иная ситуация сложилась при ЭИЛ железным и вольфрамовым электродами образцов белого чугуна. Как видно из фрагмента дифрактограммы рисунка 4б-1, искровое легирование никелевым электродом, привело к ферритизации поверхности белого чугуна и образованию небольшого количества остаточного аустенита. Кроме того, именно здесь, возможно, произошла частичная графитизация структуры, но, к сожалению, дифракционная линия графитной фазы нами не была зафиксирована.

ЭИЛ белого чугуна вольфрамовым электродом (рисунок 4б-2), вызвал образование специальных карбидов типа Me_6C и Me_2C с ферритом и небольшим количеством остаточного аустенита, что свидетельствует о внедрении атомов вольфрама в цементит белого чугуна при ударе жидкой капли анодного материала об аустенитизированную поверхность чугунного образца.

Полученные в настоящей работе экспериментальные данные однозначно свидетельствуют о том, что переносимый с анода материал, активно взаимодействует со структурой металла катода. Это взаимодействие становится возможным только при условии образования жидкой фазы в канале разряда и последующего ускоренного движения этой капли к катоду в сильном электромагнитном поле. По оценкам некоторых исследователей, в канале разряда температура среды достигает 10 – 40 тысяч градусов [1.2], что обеспечивает скоростную аустенитизацию поверхности катода и расплавление поверхностных слоев анодного электрода.

Характер взаимодействия элементов, переносимых с анода на катод, зависит от химического и структурного состава используемых материалов. Так, в случае переноса ионов чистых элементов (C, Fe, Ni, W), их атомы внедряются в материал катода и создают твердые растворы с карбидными фазами. В некоторых случаях здесь образуются нитридные фазы, что свидетельствует об активном взаимодействии жидкой фазы с азотом воздуха, ионизированного в межэлектродном пространстве. Атомарный азот в γ - железе (азотистом аустените) стабилизирует фазу, что приводит к получению большого количества остаточного аустенита в структуре поверхностного слоя катода

Если в структуре анодного электрода присутствует большое количество цементитной фазы, например, в белом чугуне, то в канале искрового разряда эта фаза растворяется в жидком расплаве и при ударе его капли о поверхность катода, происходит насыщение аустенита углеродом с последующим выделением его избытка в виде цементита.

На наш взгляд, дальнейшие исследования по данной проблеме должны быть сосредоточены на изучении особенностей распределения фаз по глубине поверхностного слоя, как сделано в нашей ранней работе [4]. Необходим также анализ изменений в фазовом составе слоя ЭИЛ под действием тепловой энергии тока, протекающего через зону механического контакта электродов.

Библиографический список

1. *Верхотуров А.Д. Технология электроискрового легирования металлических поверхностей / А.Д. Верхотуров, И.М. Муха. – К.: Техника, 1982. - 179 с.*

2. Иванов Г.П. Технология электроискрового упрочнения инструментов и деталей машин / Г.П. Иванов. – М.: Машигиз., 1961. - 303 с.

3. Миркин Л.И. Рентгеноструктурный контроль машиностроительных материалов: справочник / Л.И. Миркин. – М.: Машиностроение, 1979. - 134 с.

4. Еришов В.М. Цементация стальной поверхности при электроискровой обработке графитом / В.М.Еришов // Сборник научных трудов сотрудников ДонГТУ. – Ладон, 2011. - № 31. - С. 219 – 225.

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

*Петрищев А.С.,
Григорьев Д.С.
(ЗНТУ, Запорожский завод “Запорожтрансформатор”,
г. Запорожье, Украина, e-mail: kafedrales@ukr.net)*

НЕКОТОРЫЕ ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТИ УГЛЕРОДОТЕРМИЧЕСКОГО ВОССТАНОВЛЕНИЯ ВОЛЬФРАМА

Проведено дослідження і аналіз механізму відновлення вольфраму в системі W-O-C відносно технології одержання металізованих рудних концентратів вольфраму і техногенних оксидних вольфрамівмісних відходів. Розглянуто загальні термодинамічні закономірності, фазові і структурні перетворення, що протікають при вуглецевотермічному відновленні вольфрамівмісної оксидної сировини.

Ключові слова: *термодинамічний аналіз, вірогідність протікання реакцій, фазові перетворення, вуглецевотермічне відновлення, карбідизація.*

Проведены исследования и анализ механизма восстановления вольфрама в системе W-O-C применительно к технологии получения металлизированных рудных концентратов вольфрама и техногенных оксидных вольфрамодержащих отходов. Рассмотрены общие термодинамические закономерности, фазовые и структурные превращения, протекающие при углеродотермическом восстановлении вольфрамодержащего оксидного сырья.

Ключевые слова: *термодинамический анализ, вероятность реакций, фазовые превращения, углеродотермическое восстановление, карбидизация.*

В последние годы на мировом рынке повышается спрос на сталь, легированную редкими и тугоплавкими элементами. Однако используемые для получения этих элементов сырьевые ресурсы имеют ограниченные запасы, а промышленно значимые поставки редких металлов осуществляются из-за рубежа. Одним из представителей данных элементов является вольфрам.

Традиционные технологии (углеродосилико- и алюмотермическая плавки) получения легирующих металлов на основе вольфрама трансформируются в современные методы порошковой металлургии и имеют

дальнейшее развитие [1]. Получаемые продукты того же назначения обладают качественно новыми потребительскими свойствами. Совершенствуются технологические параметры получения губчатых вольфрамсодержащих легирующих материалов и их качественные характеристики. Их высокая экономическая эффективность получения и использования подтверждены при производстве специальных сталей [2], что свидетельствует о необходимости развития данного направления в металлургии редких и тугоплавких легирующих материалов.

Цель работы – исследование и анализ механизма восстановления вольфрама в системе W-O-C применительно к технологии получения металлизированных рудных концентратов вольфрама и техногенных оксидных вольфрамсодержащих отходов, расчет термодинамических закономерностей, анализ фазовых и структурных превращений, протекающих при углеродотермическом восстановлении вольфрамсодержащего оксидного сырья.

Образцы для исследований подвергали изотермической тепловой обработки при температурах 1073-1473K в течении 1 часа. В качестве исходного материала образцов для получения более полной картины исследований и последующего сравнения результатов использовали технически чистый оксид вольфрама WO_3 и шеелитовый концентрат (КШИ) с добавками графита в виде циклонной пыли (соотношение O/C=1,33). С целью приближения состава образцов на основе технически чистого WO_3 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). Исследования проводились по методике, которая использовалась и подробно описана в работе [3].

Выполненные расчеты и их анализ показали высокую вероятность параллельного участия в реакциях восстановления оксидных соединений вольфрама карбида вольфрама и монооксида углерода. Подтверждается конкурентоспособность их участия наряду с реакциями восстановления свободным углеродом.

Поскольку большее количество реакций в системе W-O-C протекает с участием CO и CO_2 , то изменение давления и температуры в зоне реакции оказывает смещение равновесия в сторону выхода тех или иных продуктов реакции. Наличие в системе двух газообразных компонентов позволяет построить диаграмму равновесия и с достаточной достоверностью предусмотреть области существования фаз в зависимости от двух взаимосвязанных факторов: температуры и парциального давления CO (рис1, а). Соотношение парциальных

давлений CO и CO₂ в зависимости от температуры дает дополнительные данные о расположении равновесных кривых реакций (рис.1, б).

В температурном интервале 1000...2000K при концентрации CO между кривыми 8 и 9 равновесие смещается в сторону восстановления триоксида вольфрама до диоксида, выше кривой 8 – до вольфрама свободного (рис.1, а). Следовательно, в данных областях в равновесии будут находиться соединения WO₂ и WO₃ вместе с W соответственно. При пониженных температурах в областях, ограниченных кривыми реакций 4 и 7 повышается вероятность карбидообразования WC. При этом повышение парциального давления CO смещает равновесие в сторону восстановления до W.

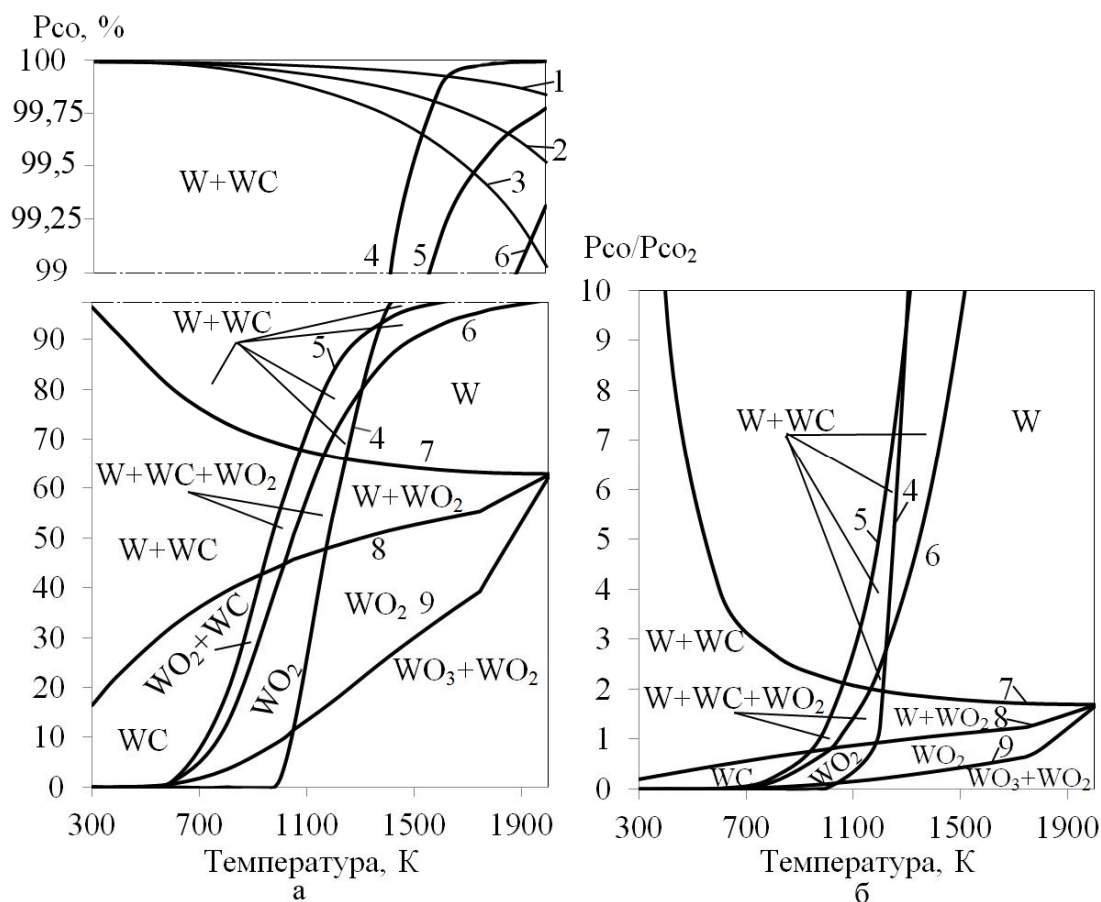


Рисунок 1 - Влияние температуры, парциального давления CO (а) и соотношения парциальных давлений газовой фазы CO/CO₂ (б) на состав продуктов реакций углетермического восстановления оксидов вольфрама и вольфрамата кальция:

- | | |
|---|---|
| 1. $\frac{1}{3}\text{CaWO}_4 + \text{CO} = \frac{1}{3}\text{CaO} + \frac{1}{3}\text{W} + \text{CO}_2$; | 6. $\frac{1}{5}\text{WO}_3 + \text{CO} = \frac{1}{5}\text{WC} + \frac{4}{5}\text{CO}_2$; |
| 2. $\frac{1}{5}\text{CaWO}_4 + \text{CO} = \frac{1}{5}\text{CaO} + \frac{1}{5}\text{WC} + \frac{4}{5}\text{CO}_2$; | 7. $\frac{1}{2}\text{WO}_2 + \text{CO} = \frac{1}{2}\text{W} + \text{CO}_2$; |
| 3. $\text{CaWO}_4 + \text{CO} = \text{CaO} + \text{WO}_2 + \text{CO}_2$; | 8. $\frac{1}{3}\text{WO}_3 + \text{CO} = \frac{1}{3}\text{W} + \text{CO}_2$; |
| 4. $\text{W} + 2\text{CO} = \text{WC} + \text{CO}_2$; | 9. $\text{WO}_3 + \text{CO} = \text{WO}_2 + \text{CO}_2$ |
| 5. $\frac{1}{4}\text{WO}_2 + \text{CO} = \frac{1}{4}\text{WC} + \frac{3}{4}\text{CO}_2$; | |

Для повышения вероятности протекания реакций восстановления вольфрамата кальция необходимы повышенное давление СО и температура. Исходя из построенных термодинамических зависимостей (рис. 1, а, реакции 1-3) восстановление CaWO_4 монооксидом углерода в исследуемом температурном интервале маловероятно.

Поднятие парциального давления СО выше кривой 7 переводит равновесие в сторону восстановления WO_2 до W (рис.1). При этом поднятие температуры выше 1200K смещает равновесие в сторону снижения вероятности образования карбидов, в качестве продуктов реакции. Следовательно, в области между кривыми 4,6 и 7 при температуре выше 1200K в равновесии находится вольфрам свободный.

Области выше кривой 7 представляют высокий практический интерес с точки зрения направления снижения угара вольфрама при производстве и использовании вольфрамсодержащих легирующих материалов для выплавки стали (рис.1). Карбид WC и W обладают существенно низшей упругостью паров, по сравнению с оксидами вольфрама, что снижает безвозвратные потери вольфрама сублимацией при повышении температуры.

Полученные закономерности фазовых превращений при проведении серии экспериментов углеродотермического восстановления вольфрамсодержащих таблеток на основе технически чистого оксида WO_3 в температурном интервале 1073-1473K подтверждают и дополняют термодинамические расчеты (рис.2).

Таблица 1 - Количественное соотношение основных фаз: $\text{W}_{18}\text{O}_{49}$, WO_2 , W_2C , WC, W в образцах, восстановленных при разных температурах

Фазы, %	Температура, K				
	1073	1173	1273	1373	1473
$\text{W}_{18}\text{O}_{49}$	100	0	0	0	0
WO_2	0	69	0	0	0
W_2C	0	8	11	13	9
WC	0	0	6	8	14
W	0	23	83	79	77

Образец на основе WO_3 , восстановленный при 1073K, в основном состоит из оксида $\text{W}_{18}\text{O}_{49}$, который занимает промежуточную позицию по содержанию кислорода между WO_3 и WO_2 (рис.2,а). Образование WO_2 , карбидообразование и восстановление до вольфрама металлического в данном случае затруднено.

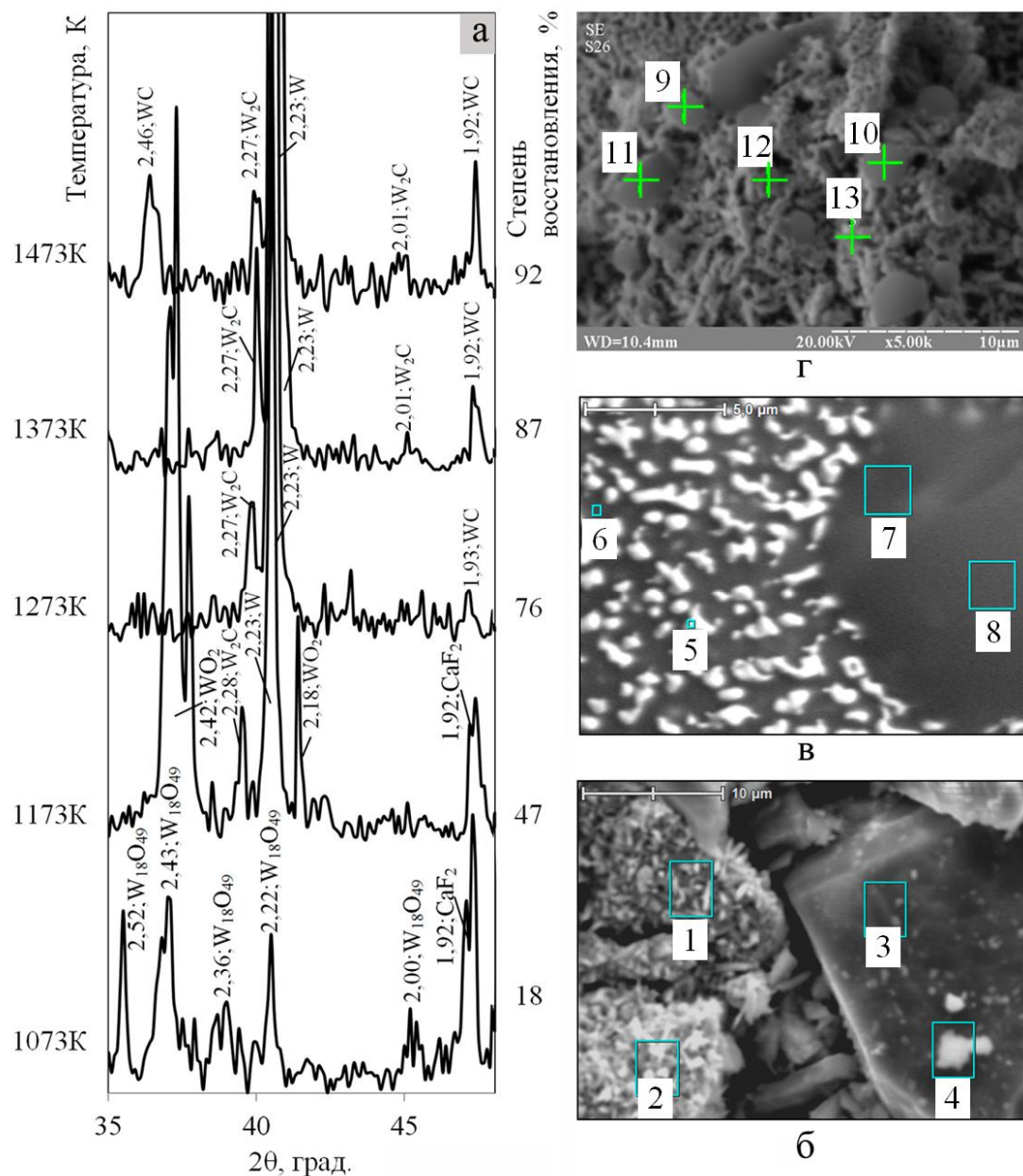


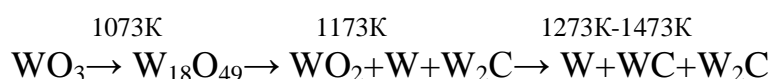
Рисунок 2 - Участок дифрактограмм (а) и фрактограммы продуктов углеродотермического восстановления образцов на основе WO_3 с увеличением $\times 4000$ (б), $\times 8000$ (в), 5000 (г) после тепловой обработки при температурах: б – 1073К; в – 1273К; г – 1473К.

После тепловой обработки при 1173К в образцах из вольфрамсодержащих соединений выявлены оксид WO_2 , W и карбид W_2C в относительно небольшом количестве (табл. 1). Дальнейшее повышение температур тепловой обработки до 1273К, 1373К и 1473К приводит к появлению и постепенному повышению содержания в составе карбида WC с 6 до 14%. Содержание карбида W_2C повышается до 13% в

образцах после тепловой обработки при 1373К, с последующим понижением до 9% в образцах, восстановленных при 1473К.

Повышение количества карбидов вольфрама в образцах после тепловой обработки при 1273К, 1373К и 1473К, по-видимому, связано с образованием более плотной спеченной или оплавленной структуры образцов с проявлением явления импеданса, что затрудняло отвод газообразных продуктов реакций восстановления СО и СО₂, [4]. Также следует учесть, что при данных температурах восстановления в составе парогазовой фазы над реагентами преобладает монооксид углерода [4]. Одной из причин этого является активация процесса газификации углерода по реакции $C + CO_2 = 2CO$. Повышенное парциальное давление СО в зоне реакции, судя из построенной диаграммы равновесия (рис. 1), а также по результатам работы [4] смещает равновесие в сторону карбидизированных продуктов реакций. Пониженное же парциальное давление СО, обеспечиваемое отводом газообразных продуктов реакции, приводит к смещению равновесия в сторону образования обезуглероженных соединений. Полученная дифракционная картина хорошо согласовывается с проведенными термодинамическими расчетами (рис. 1). Также на всем исследуемом температурном интервале в образцах выявлены примеси, внесенные флюсом АН-295.

Углеродотермическое восстановление вольфрамсодержащих таблеток на основе WO₃ проходит по схеме:



Из рис. 2,б видно, что после восстановления при 1073К структура образцов слабоспеченная, состоящая из разупорядочено расположенных частичек. Отчетливо выделяются частицы с относительно высоким содержанием вольфрама (спектры 1, 2, табл. 2) и частицы примеси (спектры 3, 4, табл. 2). Частицы примесей имеют кристаллическую форму с отчетливо выраженными гранями и углами. Поверхность вольфрамсодержащих частиц покрыта более мелкими пластинчатыми образованиями, появление которых, по-видимому, вызвано осаждением с паро-газовой фазы молекул оксидов вольфрама на обогащенных углеродистым восстановителем частицах с образованием W₁₈O₄₉.

Таблица 2 - Результаты рентгеновского микроанализа образцов, подвергнутых углеродотермическому восстановлению при различных температурах

Спектр	Химический состав, % мас.							Итог
	O	F	Mg	Al	Si	Ca	W	
1073K								
1	5,55	0	0	0	14,48	0	79,97	100
2	6,59	0	0	0	15,29	0	78,12	100
3	5,80	0	0	0	94,20	0	0	100
4	6,27	0	0	0	93,73	0	0	100
1273K								
5	2,02	0	0	0	16,54	4,16	77,28	100
6	10,20	0	0	0	41,08	1,19	47,53	100
7	20,42	7,17	0	1,49	20,86	50,06	0	100
8	16,32	3,44	0,19	3,40	17,89	58,76	0	100
1473K								
11	23,09	0	0	2,17	21,25	43,34	10,15	100
13	5,38	0	0	0	4,74	2,47	87,41	100

С повышением температуры тепловой обработки до 1273K наблюдается повышение степени спекания структуры (рис.2, в). Выявлено светлые микровключения (спектр 5) размерами до 5 мкм рассредоточенные в темной матрице (спектры 7, 8). Судя по относительно низкому содержанию примесей и повышенному - вольфрама (табл.2) и учитывая результаты фазовых исследований, светлые частицы с высокой достоверностью являются включениями восстановленного вольфрама металлического и карбидов вольфрама. А более темная матрица, по-видимому, представлена оксидными и фторидными примесными соединениями элементов, таких как Si, Ca, Al, Mg.

После тепловой обработки при 1473K структура образцов плотноспеченная (рис.2, г). Поверхность образцов микропористая со светлым сетчатым узором (спектр 13) на темной матрице. Также выявлены округлые темные образования (спектр 11). На основе полученных результатов можно отметить, что с повышением температуры тепловой обработки с 1273K до 1473K прослеживается увеличение количества восстановленных частиц, которые практически полностью заполняют поверхность образца. Соединения примесей же в основном сосредоточены в темной матрице и округлых образованиях (спектр 11), природа образования которых, по-видимому, связана с оплавлением отдельных участков образца.

Следовательно, углеродотермическое восстановление оксидного вольфрамсодержащего сырья в исследуемом температурном интервале дает возможность перевести оксидные соединения вольфрама в вольфрам свободный и карбидные соединения, обладающие повышенным восстановительным потенциалом, не склонным к сублимации [5]. Присутствие остаточного углерода позволяет пройти довосстановлению оксидной вольфрамсодержащей составляющей непосредственно в жидкой ванне в процессе легирования, обеспечивая при этом дополнительную защиту от вторичного окисления. Описанные выше процессы могут быть использованы при разработке и оптимизации технологических решений по повышению степени усвоения и снижению потерь вольфрама и других легирующих элементов в результате угара при введении полученного материала как легирующей добавки в сталь.

С целью снижения потерь вольфрама первая стадия восстановления брикетированного шеелитового концентрата осуществлялась при относительно низких температурах (973-1223K) в течение 4-9 ч. Для достижения требуемой степени восстановления вторую стадию проводили при тепловой обработке брикетов в интервале температур 1273-1723K в течение 2-6 ч с последующим охлаждением в среде защитного газа до 273-303K. В состав шихты для регулирования содержания ведущего элемента в целевом продукте, кроме углеродистого восстановителя, вводили измельченные добавки железа в количестве 4,51-25,71% от массы шихты. Такой способ легирования обеспечил снижение угара легирующих элементов. Применение металлизированного концентрата для легирования вольфрамом стали Р6М5К5 в дуговой печи ДСП-18 повысило усваиваемость вольфрама на 4-7 % за счет сокращения времени его растворения в расплаве металла до 25-40 мин. Уменьшение длительности плавки позволило снизить также угар и других элементов в расплаве (молибдена, хрома и ванадия) на 4-10 % [2,6].

Выводы

Термодинамический анализ системы W-O-C и построение диаграмм равновесия влияния парциального давления CO и CO₂ на протекание реакций в температурном интервале 300-2000K позволили выявить вероятность первоочередных реакций восстановления WO₃ до WO₂ и WC с повышением температуры.

Восстановление оксидного вольфрамсодержащего сырья углеродом в температурном интервале 1073-1473K в гетерогенной системе сопровождается параллельным протеканием карбидообразования и появлением вольфрама свободного. Карбиды

вольфрама впоследствии вместе со свободным углеродом и монооксидом углерода принимает активное участие в реакциях восстановления оксидов вольфрама. Продукты восстановления имеют “губчатое” (пористое) строение. В исследованных условиях получить безуглеродистый продукт не представляется возможным, так как углеродотермическое восстановление оксидов вольфрама сопровождается интенсивным карбидообразованием.

Библиографический список

1. *Острик П.Н. Металлургия губчатых и порошковых лигатур / П.Н. Острик, М.М. Гасик, В.Д. Пирог. - К.: Техника, 1992. – 128 с.*
2. *Григорьев С.М. Термодинамические особенности восстановления вольфрама и математическая модель в системе W-O-C применительно к технологии получения губчатого ферровольфрама / С.М. Григорьев, Д.С. Григорьев, М.С. Карпунина // Черные металлы. - 2006. - № 2. - С. 49-55.*
3. *Григорьев С.М. Совершенствование метода определения степени восстановления ванадийсодержащего оксидного сырья / С.М. Григорьев, А.С. Петрищев // Сборник научных трудов ДонГТУ. – 2011. – № 35. – С. 123 - 130.*
4. *Взаимодействие окислов металлов с углеродом / В.П. Елютин, Ю.А. Павлов, В.П. Поляков, Б.М. Шеболаев. - М.: Металлургия. - 1976. – 360 с.*
5. *Григорьев С.М. Снижение потерь редких элементов рудных материалов и концентратов в процессе тепловой обработки / С.М. Григорьев, А.С. Петрищев // Процессы литья. – 2011. – № 5. – С. 72-79.*
6. *А.с. (СССР) №977510. Способ получения металлизированных молибден- и/или вольфрамсодержащих концентратов / П.Н. Острик, А.Н. Попов, С.М. Григорьев [и др.]. - 1982. - Бюл. № 44. - С. 12.*

Рекомендована к печати к.т.н., доц. Куберским С.В.

*Божанова Е.С.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКОЕ КОНЦЕНТРИРОВАНИЕ ХРОМА(III) ИЗ РАЗБАВЛЕННЫХ РАСТВОРОВ ПРИ ПЕРЕРАБОТКЕ ОТХОДОВ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКОГО ПРОИЗВОДСТВА

Наведені результати експериментальних досліджень впливу параметрів проведення електродних процесів на вилучення хрому з мало-концентрованих розчинів з використанням вольтамперометричних методів. Розглянутий вплив деяких факторів на величину аналітичного сигналу при інверсійній вольтамперометрії хрому.

Ключові слова: амальгамний метод, інверсійна вольтамперометрія, амальгамні електроди обмеженого об'єму, розряд-іонізація, переробка металовмісних відходів, електрохімічне концентрування.

Приведены результаты экспериментальных исследований влияния параметров проведения электродных процессов на извлечение хрома из малоконцентрированных растворов с использованием вольтамперометрических методов. Рассмотрено влияние некоторых факторов на величину аналитического сигнала при инверсионной вольтамперометрии хрома.

Ключевые слова: амальгамный метод, инверсионная вольтамперометрия, амальгамные электроды ограниченного объема, разряд-ионизация, переработка металлосодержащих отходов, электрохимическое концентрирование.

Постановка проблемы в общем виде. Эффективная переработка отходов черной металлургии, содержание цветных металлов в которых постоянно увеличивается за счет повышения их количества в металлоломе, остается актуальной проблемой. Данная работа является частью исследований, которые проводятся для оценки возможности электрохимического концентрирования некоторых металлов из сильно разбавленных растворов при переработке отходов.

Анализ последних достижений и публикаций. На территории Донецкой области находятся 7 металлургических предприятий, которые генерируют более 14 млн т/год шлаков доменного и сталеплавильного производств, т.е. почти 50% промышленных отходов, образующихся на территории Украины. В шламонакопителях заводов Донбасса отмечены

промышленные концентрации 13 полезных элементов, среди них наиболее часто встречаются марганец, кадмий, хром [1].

При выщелачивании отходов металлургической промышленности образуются растворы, содержащие целый набор различных ионов, многие из которых находятся в небольших количествах. Одним из наиболее надежных способов извлечения конкретных металлов из таких растворов является их электрохимическое концентрирование на амальгамных электродах. Преимущества амальгамного метода описаны в работах [2, 3].

Для исследования процессов извлечения металлов из растворов целесообразно использовать инверсионную вольтамперометрию (ИВА), которая, в зависимости от условий проведения процесса, позволяет извлекать металлы из многокомпонентных систем методом электрохимического концентрирования.

Важную роль в этих процессах играют условия проведения электрохимического накопления конкретного металла и его растворения из амальгамы. Высокие коэффициенты диффузии выделяемых компонентов в ртути позволяют применять значительные плотности тока [4]. А использование электрохимических характеристик металлов и подбор соответствующих параметров их электрохимического концентрирования дают возможность добиться строгой последовательности восстановления и/или окисления этих металлов на амальгамных электродах.

В аналитической электрохимии при использовании вольтамперометрических методов, а также при амальгамном электрохимическом извлечении некоторых ценных компонентов из отходов важной является стадия растворения амальгамы. Математическое моделирование электродных процессов в ИВА позволило выявить ряд закономерностей влияния различных физико-химических факторов на процессы накопления металла в амальгамных электродах ограниченного объема, а также условия последующего окисления металла амальгамы и перевод его в раствор (процессы разряда-ионизации). Однако, пока такие исследования проводились только для нескольких тяжелых металлов: Zn, Pb, Cd [5].

Большие возможности прикладной электрохимии требуют более систематического исследования возникающих вопросов для других объектов (металлов), а также выяснения механизма электродных процессов с использованием ИВА.

Математическое моделирование электродных процессов в системах с амальгамными электродами ограниченного объема выполнено в исследованиях [5]. В частности, была установлена зависимость силы тока при электрохимическом окислении металла от концентрации металла в амальгаме, начального потенциала и скорости развертки потенциала.

Вопросы осаждения металлов из сильно разбавленных растворов и выделения следовых количеств заданных компонентов в ИВА подробно рассмотрены в работе [6].

В зависимости от свойств рассматриваемой системы процесс электрохимического осаждения может контролироваться скоростью массопереноса ионов металла к поверхности электрода, скоростью переноса заряда, скоростью распределения восстановленного металла в ртути.

Обычно скорость переноса заряда значительно превосходит скорость массопереноса электроактивного вещества. Накопление вещества в амальгаме целесообразно проводить при постоянном значении потенциала. Поэтому, как правило, выбирают потенциал, который соответствует величине предельного тока осаждаемого вещества в перемешиваемом растворе. Если в условиях опыта электролиз длится недолго, например, при анализе образца, и концентрация осаждаемого вещества уменьшается незначительно, то предельный ток можно считать постоянным на протяжении всего электролиза. Тогда концентрацию осажденного металла в ртутной пленке (C_{Hg}) можно определить из соотношения:

$$C_{Hg} = \frac{I_l \tau}{A n F l}, \quad (1)$$

где I_l – предельный ток; τ – время электролиза; n – количество электронов, принимающих участие в электродном процессе; F – число Фарадея; A – поверхность ртутной пленки на электроде; l – толщина пленки.

Для высокой степени извлечения осаждаемого вещества время электролиза удлиняется, при этом предельный ток изменяется со временем, тогда массу m осажденного вещества с молекулярной массой M можно оценить по соотношению:

$$m = \frac{\int_0^{\tau} I_l M d\tau}{n F}, \quad (2)$$

если известна зависимость I_l от τ .

Эффективность накопления электроактивного вещества в ртути по формулам (1) и (2) можно оценить, исходя из предположения о равномерном распределении осажденного вещества в объеме ртути. Но такая ситуация возникает через определенное время после прекращения электролиза (электролитический ток равен нулю). Поэтому необходима стадия успокоения. Точное распределение накапливаемого вещества в объ-

еме ртути можно получить при решении уравнения второго закона Фика для потока восстановленного вещества в ртути. Решение этого уравнения для различных типов ртутных электродов приведено в работе [6]. Так, для плоских ртутно-пленочных электродов было установлено, что накопленное вещество в ртути распределяется равномерно в течение 2 с.

Наиболее важными факторами, влияющими на образование амальгам, являются состав электролита и условия проведения электролиза, в первую очередь, потенциал электрода при электролизе. Определяющей характеристикой образования амальгамы определенного металла является его растворимость в ртути. Переходные металлы IV и более высоких групп периодической системы малорастворимы в ртути. В частности, растворимость хрома в ртути при 25°C составляет $6,2 \cdot 10^{-7}$ атомных % [7]. Наиболее сильно взаимодействуют с ртутью металлы с незанятой d-орбиталью, а металлы с полностью занятой d-орбиталью с ртутью практически не взаимодействуют [8].

Электронная конфигурация хрома отклоняется от правила $(n+1)$, где n – главное квантовое число и l – побочное квантовое число. В соответствии с этим правилом электронная конфигурация хрома должна иметь вид $[\text{Ar}]3d^4 4s^2$, где $[\text{Ar}]$ – электронная конфигурация аргона. Однако, реальная конфигурация хрома выглядит так $[\text{Ar}]3d^5 4s^1$. Возможно эффектом «провала» электрона объясняется повышенная энергетическая устойчивость хрома и его низкая растворимость в ртути. Повышенной энергетической устойчивостью обладают атомы, которые имеют электронную конфигурацию с d-подуровнем, заполненным ровно наполовину (у хрома на d-подуровне 5 электронов).

Кинетика образования гомогенных амальгам подчиняется обычным закономерностям электрохимического процесса. Если металл малорастворим, как в случае хрома, то при большом времени накопления образуется гетерогенная амальгама, и окисление твердой фазы может происходить при потенциалах более положительных, чем потенциал окисления растворенного металла. Следует также иметь в виду, что та часть металла, которая была первоначально растворена в ртути, через несколько минут может переходить в кристаллическую суспензию, что приводит к сдвигу пика аналитического сигнала в ИВА в область положительных потенциалов или появлению второго пика.

При электролизе раствора, в котором находится несколько различных ионов, способных восстанавливаться на ртутном электроде, образуется сложная амальгама. Окисление компонентов происходит при потенциалах, отвечающих окислению простых гомогенных амальгам. Однако, если в системе возникают интерметаллические соединения, то пики на поляризационной кривой окисления амальгамы для отдельных металлов смещаются в положительную сторону.

Для извлечения металла из амальгамы необходимо его электрохимическое окисление. В большинстве случаев для этого в ИВА используют линейную развертку потенциала. При этом на высоту аналитического пика влияет скорость развертки потенциала. Высота пика зависит еще и от количества вещества, осажденного на электроде, которое является функцией его концентрации в растворе. В этом случае эффективность зависит от условий процесса растворения (окисления), в первую очередь – от скорости поляризации, которая задается скоростью развертки потенциала. В работе [6] приведена математическая модель этого процесса для электродов различного типа.

Целью данной работы является исследование влияния параметров проведения электродных процессов на извлечение хрома из мало-концентрированных растворов с использованием вольтамперметрических методов. Рассмотрено влияние времени накопления и скорости развертки потенциала на величину аналитического сигнала хрома в инверсионной вольтамперметрии.

Изложение основного материала исследования и обоснование полученных научных результатов. Исследования проводились на модельных растворах солей хрома (III) с концентрацией $2,64 \cdot 10^{-7} - 7,92 \cdot 10^{-7}$ моль/дм³. Аналитические сигналы регистрировались при помощи многоканального вольтамперного анализатора МВА-2 (разработка томских специалистов). Индикаторным электродом служил стержневой ртутно-пленочный электрод с серебряной подложкой. Длина серебряного стержня 0,8 см, диаметр – 0,8 мм, толщина пленки ртути ≈ 100 мкм. Накопление хрома в амальгаме контролировалось высотой аналитического пика на стадии ионизации хрома. Изучалось влияние времени накопления хрома в амальгаме и влияние скорости развертки потенциала на процесс разряда-ионизации ионов хрома.

На рисунке 1 представлена зависимость анодного пика I_p хрома от времени накопления τ при различных значениях скорости развертки потенциала ω .

Из рисунка 1 видно, что оптимальное время накопления составляет 60 – 120 с. Отдельными опытами было установлено, что увеличение исходной концентрации хрома в 3 раза приводит к увеличению высоты пика в 1,2 – 1,5 раза в зависимости от времени накопления, следовательно, при повышенных концентрациях хрома в исходном растворе 120 с недостаточно для его полного накопления в амальгаме.

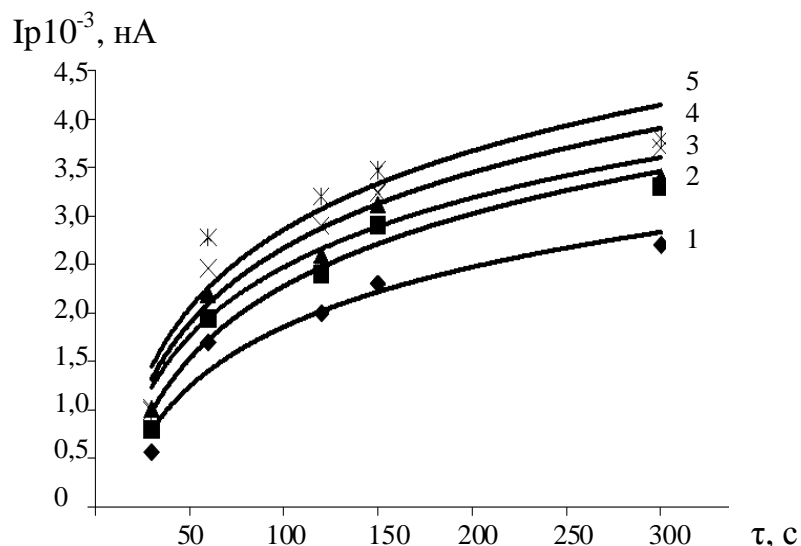


Рисунок 1 – Зависимость высоты пика I_p хрома (III) от времени накопления τ при скоростях развертки потенциала $\omega = 20$ мВ/с (1), $\omega = 40$ мВ/с (2), $\omega = 60$ мВ/с (3), $\omega = 80$ мВ/с (4), $\omega = 100$ мВ/с (5)

Возможно, при $\tau > 120$ с практически полное извлечение хрома из исходного раствора приводит к образованию гетерогенной амальгамы. Как показывают расчеты, для насыщения ртутной пленки и образования гомогенной амальгамы достаточно тысячных долей хрома, находящегося в исходном растворе. Очевидно, остальная его часть при электролизе накапливается в виде твердой фазы на поверхности электрода. Толщина пленки хрома на поверхности ртути, согласно расчетам, составляет не более 1 нм ($\sim 3 - 4$ атомных слоя).

Вторая стадия метода инверсионной вольтамперометрии заключается в электрохимическом растворении осажденного вещества при линейной развертке потенциала. При этом значение скорости развертки потенциала может меняться от десятков милливольт в минуту до десятков вольт в секунду.

Теоретическое описание кинетики процессов в ИВА для электродов, образованных тонкими ртутными пленками (толщина 1 – 100 мкм), представляется довольно сложным. Де Вриз и Ван Дален, сделав ряд допущений, вывели уравнение, которое устанавливает зависимость высоты пика от скорости развертки потенциала и толщины ртутной пленки на электроде. Обзор этих исследований приведен в [6]. В частности, было установлено, что для тонких пленок $l < 25$ мкм, высота пика I_p пропорциональна скорости развертки потенциала ω . А для толстых пленок связь высоты пика со скоростью развертки удовлетворительно аппроксимируется соотношением:

$$I_p = K\omega^{\alpha}, \quad (3)$$

где K и α – константы. Константа K зависит от концентрации металла в ртути, а константа α зависит от толщины пленки (при увеличении толщины пленки от 4 мкм до 100 мкм α уменьшается от 1 до 0,5). Таким образом, параметр α может служить косвенной характеристикой толщины ртутной пленки на электроде.

По экспериментальным данным зависимости высоты пика от скорости развертки потенциала можно определить константы K и α . Линейная зависимость $\lg I_p$ от $\lg \omega$ для различного времени накопления представлена на рисунке 2.

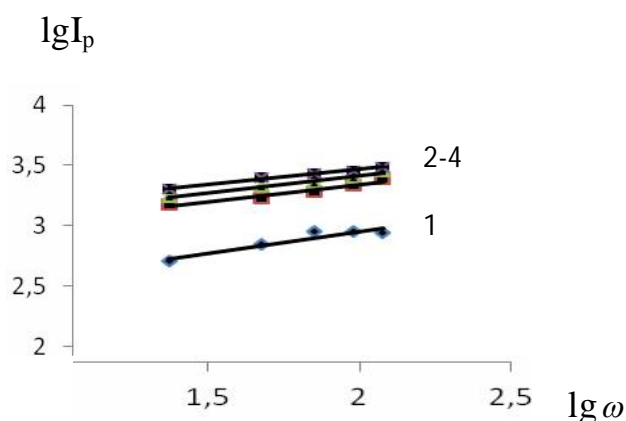


Рисунок 2 – Зависимость $\lg I$ от $\lg \omega$ при времени накопления $\tau = 30$ с (1), $\tau = 60$ с (2), $\tau = 120$ с (3), $\tau = 150$ с (4)

Прямые на рисунке 2 практически параллельны, т.е. параметр α (толщина пленки) не зависит от времени накопления. В то же время значение K , которое характеризует концентрацию хрома, как и следовало ожидать, растет с увеличением времени накопления.

В работе [5] детально рассмотрена кинетика многостадийных электродных процессов в ИВА с использованием методов математического моделирования отдельных стадий. В частности, была установлена зависимость потенциала пика на стадии растворения от скорости развертки потенциала:

$$\varphi_p = \frac{RT}{\beta ZF} \cdot \ln \omega + \frac{RT}{\beta ZF} \cdot \ln \left(\frac{l}{k_s^*} \cdot \frac{\beta ZF}{RT} \right), \quad (1)$$

где φ_p – потенциал пика; R – универсальная газовая постоянная; T – температура системы; Z – заряд иона; F – число Фарадея; β – коэффициент переноса заряда; ω – скорость развертки потенциала; k_s^* – константа скорости процесса окисления; l – толщина пленки.

Из выражения (4) следует, что зависимость потенциала пика φ_p от логарифма скорости развертки $\ln \omega$ линейна. На рисунке 3 представлена такая зависимость для системы с Cr(III).

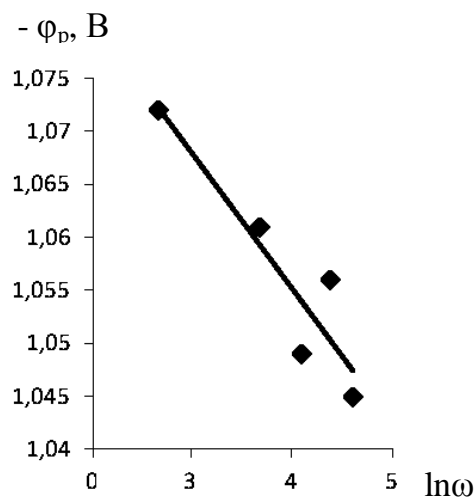


Рисунок 3 – Зависимость $-\varphi_p$ от $\ln \omega$ при времени накопления $\tau = 60$ с

При экстраполяции прямой на ось значений, соответствующую $\ln \omega = 0$, получили значение потенциала, равное - 1,12 В.

Используя графические данные, по формуле (4) была определена константа скорости процесса окисления хрома из амальгамного электрода. При расчете принималось, что хром окисляется до двухвалентного состояния. Для времени накопления $\tau = 60$ с константа скорости процесса окисления $k_s^* = 4,38 \cdot 10^3 \text{ см} \cdot \text{с}^{-1}$. Это примерно соответствует константам, найденным подобным методом [5] для других металлов.

Выводы. При исследовании влияния параметров проведения электродных процессов на степень электрохимического концентрирования хрома из малоконцентрированных растворов установлено:

1) оптимальное время накопления хрома в амальгаме 60 – 120 с, а увеличение исходной концентрации хрома в 3 раза приводит к увеличению высоты пика в 1,2 – 1,5 раза;

2) по полученным экспериментальным данным зависимости высоты пика от скорости развертки потенциала определены константы аппроксимационного уравнения этой зависимости;

3) получено экспериментальное подтверждение теоретической зависимости потенциала пика от скорости развертки. С использованием этой зависимости найдена константа скорости процесса растворения хрома из амальгамных электродов.

Библиографический список

1. Семиноженко В.П. Промышленные отходы: проблемы и пути решения / В.П. Семиноженко, Д.В. Сталинский, А.М. Касимов. – Х.: ИНДУСТРИЯ, 2011. – 544с.
2. Козин Л.Ф. Физико-химические основы амальгамной металлургии / Л.Ф. Козин – Алма-Ата : Наука, 1964. – 299с.
3. Методы получения особо чистых неорганических веществ / [Степин Б.Д., Горштейн И.Г., Блюм Г.З. и др.] – Ленинградское отделение: Химия, 1969. – 480с.
4. Стромберг А.Г. Электрохимия /А.Г. Стромберг, Э.А. Захарова, 1965. -Т. 1. № 9. - 1036 с.
5. Смирнова И.В. Моделирование электродных процессов в электрохимических методах анализа: Монография. / И.В.Смирнова, В.В. Шелепенко, З.П. Попович. – Алчевск: ДонГТУ, 2010. – 145с.
6. Выдра Ф. Инверсионная вольтамперометрия / Выдра Ф., Штулик К., Юлакова Э.; пер. с чешск. В.А.Немова. // Под ред.доктора хим.наук Б.Я. Каплана. – М.: Мир, 1980.– 274с.
7. Козин Л.Ф. Термодинамика бинарных амальгамных систем / Л.Ф.Козин, Р.Ш. Нигметова, М.Б. Дергачева. – Алма-Ата: Наука, 1977. – 343с.
8. Козловский М.Т. Амальгамы и их применение / М.Т. Козловский, А.И. Зебрева, В.А. Гладышев. – Алма-Ата : Наука КазССР, 1971. – 392с.

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

*Мишин И.В.
(ДонНТУ, г. Донецк, Украина)*

ПРИМЕНЕНИЕ ГОРЯЧИХ ВОССТАНОВИТЕЛЬНЫХ ГАЗОВ В ДОМЕННОЙ ПЛАВКЕ

Приведені результати теоретичних досліджень оптимальних режимів вдування гарячих відновлювальних газів в горн доменної печі як окремо, так і з витратою пиловугільного палива 100 та 150 кг/т чавуну.

Ключові слова: гарячі відновлювальні гази, коефіцієнт заміни, пиловугільне паливо.

Приведены результаты теоретических исследований оптимальных режимов вдувания горячих восстановительных газов в горн доменной печи как отдельно, так и с расходом пылеугольного топлива 100 и 150 кг/т чугуна.

Ключевые слова: горячие восстановительные газы, коэффициент замены, пылеугольное топливо.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. Современная технология производства чугуна характеризуется высокой степенью эффективности. В первую очередь это коэффициент полезного действия печи – 85-90 %, низкий уровень расхода топлива – 450-500 кг условного топлива на 1 т выплавляемого чугуна, высокая единичная мощность металлургического агрегата. Для обеспечения данных технологических показателей применяется железорудное сырье с содержанием железа 60-65 %, и, самое главное, кокс, произведенный из дефицитных коксующихся углей. Для получения кокса используются высококачественные низкосольные коксующиеся угли, запасы которых в настоящее время значительно истощены в Украине, в отличие от запасов энергетических углей с высоким содержанием золы и серы. Значительная часть коксующихся углей импортируется, в основном из России и Польши. На долю Украины приходится 3,5 % мировых запасов угля [1], которых при существующем уровне добычи хватит на 350-400 лет. Таким образом, необходимо задействовать весь потенциал рядового каменного угля не только в энергетике, но и в металлургии, в частности в доменном производстве.

Анализ последних исследований и публикаций. Начиная с 50-х годов XX века стали применять заменители кокса – природный газ, ма-

зут, пылеугольное топливо (ПУТ). Но в настоящее время стоимость 1 тыс. м³ природного газа и 1 т мазута сравнима с себестоимостью 1 тонны чугуна. Поэтому наибольшее распространение получила технология с вдуванием в горн доменной печи пылеугольного топлива. К углям, используемым для приготовления ПУТ, предъявляют серьезные требования – низкую зольность (до 10-12 %), низкое содержание серы, а содержание летучих колеблется в зависимости от расхода ПУТ и технологии – 5-40 %. Существующий уровень технологии позволяет вдувать до 250-260 ПУТ кг/т чугуна, что ограничивает возможности замены кокса менее дорогим энергетическим углем. Главной причиной этому является неполная газификация угля в фурменной зоне печи, низкие показатели качества кокса – реакционная способность (CRI) и горячая прочность (CRS). Одним из вариантов решения данной проблемы является получение горячего восстановительного газа (ГВГ) (таблица 1) из рядовых углей вне доменной печи с температурой 800-1300 °С и содержанием восстановителей CO+H₂ 85-95% .

Таблица 1 – Опытные и промышленные плавки с применением горячих восстановительных газов [4,5,6]

Опытные плавки	Год	Дополнительная информация
Франция, г. Кнютанж	1957 г.	Вдувание в верхнюю часть заплечиков, t _{ГВГ} 1200 °С, состав ГВГ, %: 26,5 H ₂ +CO, 5 CO ₂ , 0,5 O ₂ , 66,5 N ₂
Франция, г. Помпей	1961 г.	Паро-кислородный крекинг мазута, t _{ГВГ} 1300 °С, состав, %: 46,1 H ₂ , 46,9 CO, 4,3 CO ₂ , 2,7 N ₂ , 8 % углерода мазута не газифицировалось, неравномерное распределение по сечению печи, коэффициент замены (КЗ) кокса 0,7 кг/кг мазута
Украина, МК «Азовсталь», г. Мариуполь	1964- 1966 гг.	1 этап: паровая конверсия природного газа, вдувание в горн печи, отдельный подвод ГВГ и дутья, низкая степень использования H ₂ , CO ₂ +H ₂ в ГВГ 3 %. 2 этап: вдувание ГВГ совместно с холодным природным газом, равномерное распределение газа по сечению печи, заметное снижение r _d
Россия, Ново- тульский метал- лургический за- вод, г. Тула	1965- 1968 гг.	Вдувание ГВГ в горн, конверсия природного газа водяным паром и CO ₂ колошникового газа, отдельная подача дутья и ГВГ через разные фурменные приборы; работа на ГВГ без дутья, снижение r _d до 0,11
Япония, МК «Кейхин»	1958- 1960 гг.	Парокислородная конверсия мазута, способ FTG, вдувание ГВГ в шахту печи, снижение r _d до 0,15, КЗ 0,8 кг/кг ГВГ
Япония, г. Хирохата	1970- 1971 гг.	Вдувание в шахту, КЗ 0,25-0,3 кг/м ³ ГВГ, состав ГВГ, %: 50 H ₂ , 40,4 CO, 3 CO ₂ , 6 H ₂ O

Продолжение таблицы 1

Опытные плавки	Год	Дополнительная информация
Бельгия, г. Угрэ	1970 г.	Вдувание ГВГ в шахту, $t_{ГВГ} - 1300^{\circ}\text{C}$, состав: $77 \text{ H}_2 + \text{CO}$, 2 CH_4 , $21 \% \text{ H}_2\text{O} + \text{CO}_2$, КЗ $0,147 \text{ кг/м}^3 \text{ ГВГ}$
Бельгия, г. Серена	1972 г.	Вдувание ГВГ в шахту, состав ГВГ, %: 71 H_2 , 17 CO , $3 - \text{CH}_4$, $3 \text{ CO}_2 + \text{H}_2\text{O}$, КЗ – $0,22-0,26 \text{ кг/м}^3 \text{ ГВГ}$.
Россия, Новотульский металлургический завод, г. Тула	1987-1989гг.	Вдувание ГВГ в горн, рециркуляционный режим, полная замена дутья ГВГ, расход $665-998 \text{ м}^3/\text{т}$ чугуна, $t_{ГВГ} - 1082-1120^{\circ}\text{C}$, достигнут расход кокса 335 кг/т чугуна.
Швеция, г. Лулео	2008 г.	Проект ULCOS (кислородная доменная плавка с рециркуляцией колошниковых газов)

Из таблицы видно, что основной способ получения ГВГ это конверсия природного газа или мазута. Недостаток существующих способов конверсии заключается в использовании дорогостоящих катализаторов, сложности технологии, содержании значительного количества сажи и окислителей.

В статье [7] предложен один из вариантов получения ГВГ путем газификации угля в процессе жидкофазного восстановления Ромелт. Особенностью данной технологии является получение наряду с жидким чугуном ГВГ из наиболее дешевых энергетических углей, объем ГВГ на тонну чугуна составляет $3500-4500 \text{ м}^3$. Расчетным путем показана возможность получения восстановительного газа с составом $\text{CO} + \text{H}_2$ до $85-90 \%$, окислителей $4-6 \%$ и температурой $1000-1300^{\circ}\text{C}$.

Значительное содержание восстановителей и сравнительно низкое содержание окислителей в сочетании с высокой температурой определяют высокую перспективность использования ГВГ в доменной плавке.

Целью данной работы является определение оптимального расхода ГВГ в технологических условиях Украины как при вдувании в горн совместно с пылеугольным топливом (ПУТ) так и отдельно, оценка коэффициента замены кокса ГВГ.

Основная часть. Специфика работы доменных цехов Украины заключается в применении железорудного сырья с низким содержанием железа и низкокачественного кокса с высоким содержанием золы, серы, низкой степенью горячей прочности (CRI) и высокой реакционной способностью (CRS). Данные условия приводят к высокому выходу шлака – $300-350 \text{ кг/т}$ чугуна и более, снижению производительности и газопроницаемости зоны когезии. Следовательно, при расчете оптимального расхода ГВГ необходимо учесть определяющие параметры газодинамики – скорость газа в распаре, м/с, выход шлака и горновых газов на тонну кокса [8].

Для расчета основных показателей доменной плавки был выбран комплексный метод Рамма. Начальный режим доменной плавки принят без вдувания дополнительного топлива, железорудное сырье – окатыши с содержанием железа 61 % и основностью 0,8, расход кокса – 545 кг/т чугуна, выход шлака 330 кг/т чугуна. Параметры дутья: температура – 1000 °С, влажность – 12 г/м³ дутья, кислород – 0,21 м³ O₂/м³ дутья.

Так как опытно-промышленные плавки дают слишком большой разброс значений КЗ кокса, был рассчитан коэффициент замены по теплосодержанию ГВГ с учетом затрат тепла на разложение H₂O+CO₂ (1) и ряду реакций (2).

$$I_{ГВГ} = T_{ГВГ} \cdot c_0 \cdot (CO + H_2 + N_2) + (T_{ГВГ} \cdot c_{CO_2} - 12645) \cdot CO_2 + (T_{ГВГ} \cdot c_{H_2O} - 10800) \cdot H_2O \quad (1)$$

где T_{ГВГ} – температура ГВГ, °С; c₀, c_{CO₂}, c_{H₂O} – теплоемкость газов при температуре T_{ГВГ}; 12645 и 10800 – затрата тепла на разложение 1 м³ CO₂ и H₂O; CO, H₂, N₂, CO₂, H₂O – содержание компонентов в %.

$$\begin{cases} FeO + CO = Fe + CO_2 + q_1 \\ FeO + H_2 = Fe + H_2O - q_2 \\ C + \frac{1}{2} O_2 = CO + q_3 \\ FeO + C = Fe + CO - q_4 \end{cases} \quad (2)$$

где q₁ = 243 кДж/кг Fe, q₂ = - 496 кДж/кг Fe, q₃ = 9800 кДж/кг С, q₄ = - 2762 кДж/кг Fe – тепловые эффекты реакций.

Потери тепла в нижней зоне (уровень фурм, заплечики, распар) принимаем 7 % от прихода тепла в фурменной зоне. Коэффициенты замены для ГВГ с составом CO 80 %, H₂ 10 %, CO₂ 2 %, H₂O 3 %, N₂ 5%, температурой от 700 до 1200 °С и степенью использования восстановительной способности монооксида углерода и водорода η_{H₂+CO} 0,4, 0,42 и 0,45 представлены в таблице 2.

Как видно из таблицы 2, горячие восстановительные газы обладают значительным потенциалом замены кокса. Большое значение в коэффициенте замены играет степень использования восстановительного

газа, поэтому необходимо правильно организовать распределение шихты по всей высоте печи для лучшей восстановимости железорудных материалов.

Таблица 2 – Коэффициенты замены кокса при различных степенях использования η_{H_2+CO} и температурах ГВГ

Температура, °С	Коэффициент замены		
	$\eta_{H_2+CO} = 0,4$	$\eta_{H_2+CO} = 0,42$	$\eta_{H_2+CO} = 0,45$
700	0,272	0,275	0,293
800	0,286	0,289	0,308
900	0,292	0,305	0,323
1000	0,308	0,320	0,338
1100	0,322	0,335	0,351
1200	0,338	0,351	0,367

Для расчета параметров доменной плавки примем температуру ГВГ 900 °С, степень использования η_{H_2+CO} 0,42 и КЗ 0,305. Результаты расчета расхода кокса, выхода шлака и горновых газов на тонну кокса, скорости газа в распаре приведены на рисунках 1,2 и 3. Пунктирными линиями выделены предельные значения величин, при превышении которых будет наблюдаться нарушение хода доменной печи.

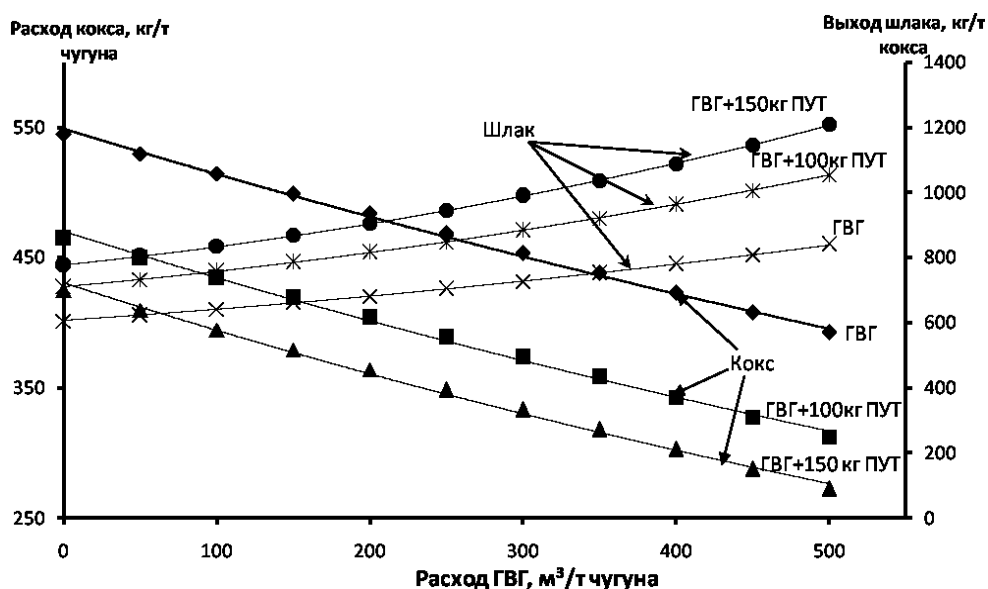


Рисунок 1 – Зависимость расхода кокса и выхода шлака на тонну кокса от расхода ГВГ и ПУТ

Из рисунка 1 видно, что расход кокса снижается прямопропорционально с увеличением расхода ГВГ и ПУТ. Предельный выход шла-

ка (1000 кг/т кокса) наблюдается в режимах 100 кг ПУТ+450 м³ ГВГ и 150 кг ПУТ+250 м³ ГВГ. При применении только ГВГ без других видов дополнительного топлива стабильность работы печи достигается во все режимах.

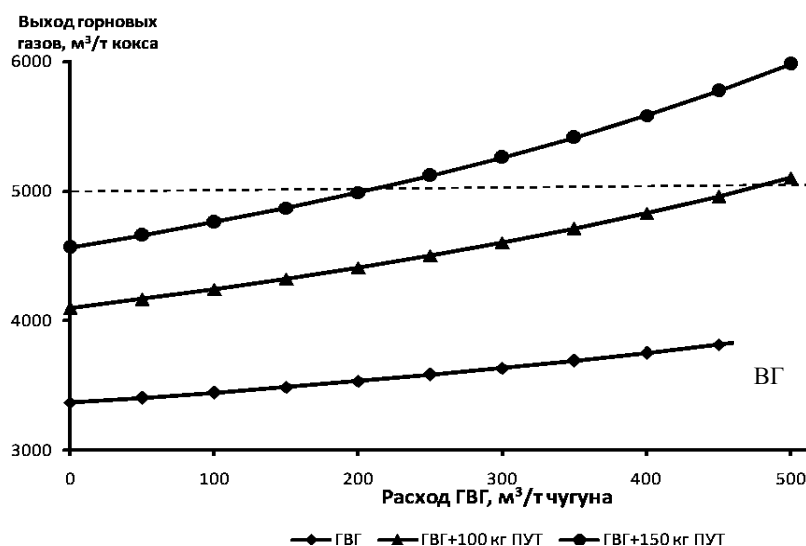


Рисунок 2 – Зависимость выхода горновых газов от расхода ГВГ и ПУТ

При учете выхода горнового газа, как определяющего параметра хода процесса, предельными режимами являются 150 кг ПУТ+200 м³ ГВГ и 100 кг ПУТ+470 м³ ГВГ. Применение только ГВГ не лимитирует процесс.

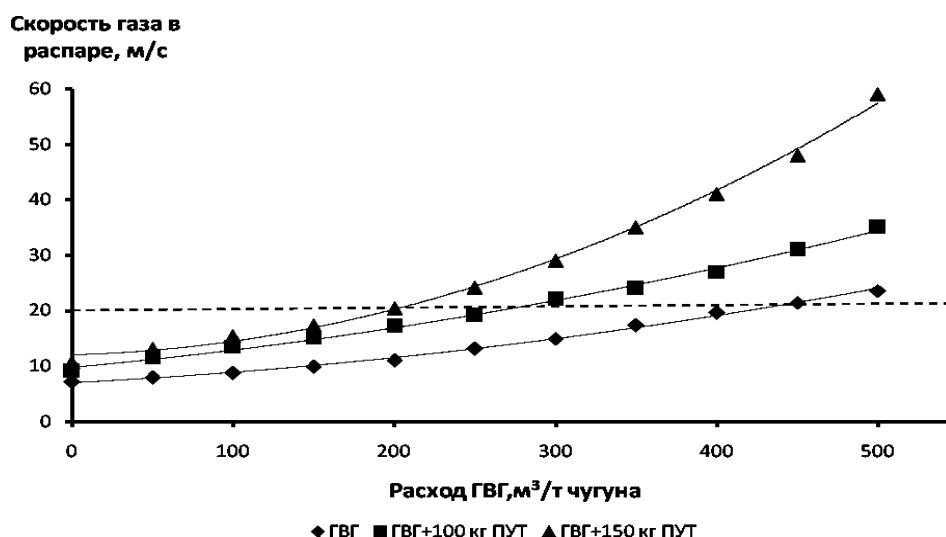


Рисунок 3 – Зависимость скорости газа в распаре от расхода ГВГ и ПУТ

Наибольшее влияние на ход процесса оказывает скорость газа в распаре, так как при превышении скорости 20 м/с уже наблюдаются подвисания шихты и канальный ход. Предельные режимы – 150 кг ПУТ+200 м³ ГВГ, 100 кг ПУТ+280 м³ ГВГ, 450 м³ ГВГ.

Выводы. Произведен анализ вдувания ГВГ в горн доменной печи, на примере расчетов показана зависимость коэффициента замены кокса ГВГ от температуры и степени использования СО+Н₂. Определены оптимальные (предельные) режимы: для технологии с вдуванием только ГВГ – 450 м³ ГВГ/т чугуна, с расходом 100 кг ПУТ/т чугуна – 280 м³ ГВГ/т чугуна, с расходом 150 кг ПУТ/т чугуна – 200 м³ ГВГ/т чугуна.

Библиографический список

1. Сперкач И.Е. Аналитический обзор ресурсов угля в России и за рубежом/ И.Е. Сперкач // *Сталь*. – №12. – 2010. – С. 2-4.
2. Ярошевский С.Л. Перспективы и эффективность технологии выплавки чугуна в доменных печах / С.Л. Ярошевский, З.К. Афанасьева, А.В. Кузин, И.В. Мишин // *Новости науки Приднепровья*, 2010. – С. 25-31.
3. Babich A. Choice of Technological Regimes of a Blast Furnace Operation with Injection of Hot Reducing Gases / A. Babich, H.W. Gudenau, K. Mavrommatis etc. // *Revista de metalurgia*, 2002. – №4. – pp. 288-305.
4. Рамм А.Н. Современный доменный процесс / А.Н. Рамм. – М.: Металлургия, 1980. – 304 с.
5. Пухов А.П. Освоение технологии доменной плавки с вдуванием горячих восстановительных газов / А.П. Пухов, Г.М. Степин, М.А. Цейтлин и др. // *Сталь*, 1991. – №8. – С. 7-13.
6. Блоштейн Филипп Использование технических газов в доменном производстве / Блоштейн Филипп, Дево Мишель, Грант Майкл // *Металлург*, 2011. – №8. – С. 39-43.
7. Мишин И.В. Бескоксая технология выплавки чугуна для условий Украины / И.В. Мишин. – Матеріали V науково-практичної конференції “Донбас-2020: перспективи розвитку очима молодих вчених”: м. Донецьк, 25-27 травня 2010 р. – Донецьк, ДонНТУ, 2010. – С. 181-186.

8. Ярошевский С.Л. Ресурсы и эффективность полной и комплексной компенсации при использовании пылеугольного топлива в доменной плавке // С.Л. Ярошевский, З.К. Афанасьева, В.Е. Попов, А.И. Дрейко, А.В. Емченко, Н.В. Голухин // *Черная металлургия: Бюл. НТИ*. – 2010. – №7. — С. 40-49.

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

*магістрант Чумак Ю. А.,
к.т.н. Шпаков В. А.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Україна)*

ИССЛЕДОВАНИЕ РЕДУКТОРОВ ПРИВОДА ВЕРТИКАЛЬНЫХ КЛЕТЕЙ КРУПНОСОРТОВОГО СТАНА

Наведені результати практичних спостережень за роботою комбінованих редукторів приводів валків вертикальних клітей стана 600, в результаті обробки даних про відмови, отримані залежності, які описують надійність приводу, виявлені вузли та деталі, що необхідно вдосконалити.

Ключові слова: вертикальна кліть; сортовий стан; комбінований редуктор; надійність приводу; підшипники; система змащування.

Приведены результаты практических наблюдений за работой комбинированных редукторов приводов валков вертикальных клеток стана 600, в результате обработки данных об отказах, получены зависимости, описывающие надежность привода, выявлены узлы и детали, которые требуется усовершенствовать.

Ключевые слова: вертикальная клеть; комбинированный редуктор; сортовой стан; надежность привода; подшипники; система смазки.

Несмотря на имеющиеся в настоящее время исследования технического состояния и динамики приводов прокатных клеток [1,2 и др.], практических данных пока недостаточно. В связи с этим нами приведены исследования комбинированных редукторов вертикальных клеток 730 методами теории надежности.

Стан состоит из 15 рабочих клеток, расположенных последовательно в трех параллельных линиях, соединенных между собой шлеперами. Первые две клетки 1Г и 2Г – горизонтальные двухвалковые 850, последующие семь (4Г, 6Г, 7Г, 9Г – 12Г) горизонтальные и три вертикальных (3В, 5В, 8В) – двухвалковые 730 и последние (13Г, 16Г и 17Г) – горизонтальные двухвалковые 580. Восемь клеток первой линии объединены в две непрерывные группы: первая – в составе пяти клеток (2Г, 3В, 4Г, 5В, 6Г) и вторая – в составе трех клеток (8В, 9Г, 10Г); остальные клетки отдельно стоящие со свободной прокаткой. Предусмотрена не-

прерывная прокатка в 11Г и 12Г клетях, если длина раската будет достаточной [3,4].

В нашем исследовании рассмотрены вертикальные клетки 730 3В, 5В и 8В. На основании данных многочисленных исследований известно, что наиболее нагруженной вертикальной клетью является клеть 3В.

Особенностью конструкции клетки является привод ее валков, осуществленный от четырех вертикальных электродвигателей через цилиндрическую передачу. В качестве приводных электродвигателей применены вертикальные электродвигатели ПВ129-9К, $N = 300$ кВт, $n = 750/1000$ об/мин.

Электродвигатели смонтированы непосредственно на редукторе и связаны между собой зубчатыми передачами. Техническая характеристика комбинированных редукторов приведена в таблице 1.

Как видно из схемы привода (рисунок 1), мощность от каждой пары электродвигателей передается на колесо первой пары и далее следует одним потоком, т.е. к каждому рабочему валку мощность подводится от двух электродвигателей.

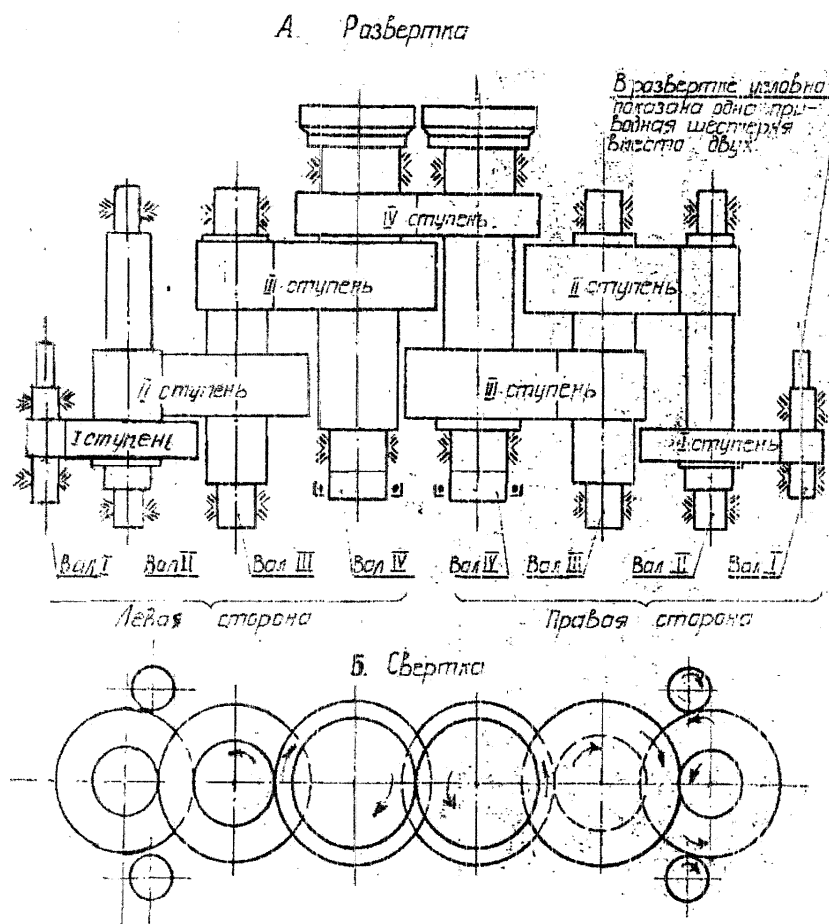


Рисунок 1 – Кинематическая схема комбинированного редуктора

Таблица 1 – Техническая характеристика комбинированных редукторов вертикальных клетей

Термины	Обознач.	Редуктора клетей		
		3В	5В	8В
- номинальная мощность, подводимая к быстроходным валам редуктора	$N_{кВт}$	По 4 двигателя на редуктор кВт, 4х300=1200, 4х300=1200, 4х300=1200		
- рабочий крутящий момент на тихоходном валу	$M_{кр}$ раб.ПТМ	20	20	20
- максимальный крутящий момент на тихоходном валу	M_{max} ТМ	32	32	32
- число оборотов быстроходных валов	$n_б$ об/мин	375 1000	375 1000	375 1000
- число оборотов тихоходных валов	$n_т$ об/мин	11,4 30,6	19,2 52,0	22,5 60,0
- передаточное число редуктора	i	32,5	19,19	16,65

Общая компоновка привода от четырех электродвигателей очень удобна. Она позволяет отказаться от конических передач, а также вывести шарниры шпинделей на верх редуктора и тем самым улучшить их обслуживание, а также: уменьшить габарит клетки по высоте. Кроме того, раздвоение потока мощности позволило уменьшить ширину колес зубчатых передач, что также привело к понижению высоты клетки.

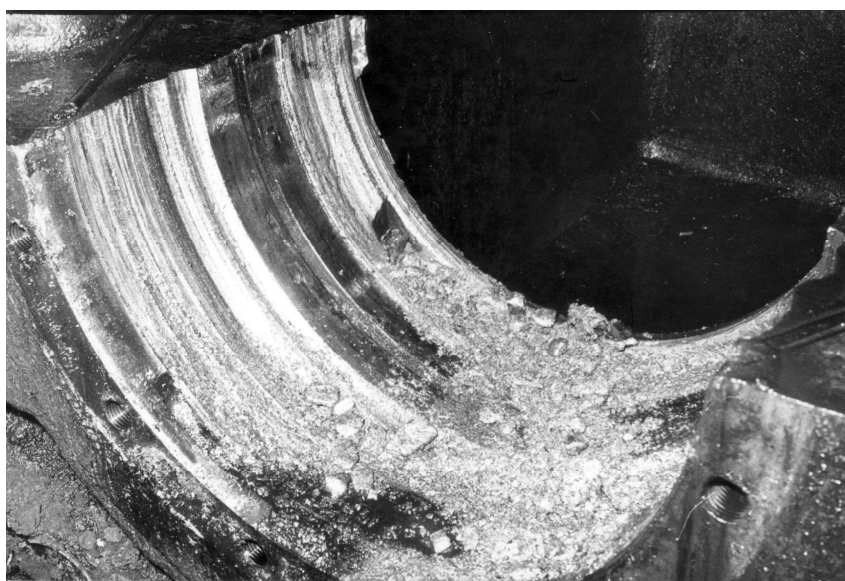
По сравнению с общепринятым приводом валков подобных клетей от одного горизонтального электродвигателя, расположенного в машинном зале, приведенный тип привода имеет целый ряд преимуществ, основными из которых являются: улучшение конструкции привода и его эксплуатационных качеств (отказ от конических передач и тяжелых вертикальных шестеренных клетей, раздвоение потока мощности, уменьшение габарита и веса); отсутствие необходимости в промежуточном соединении от электродвигателя к клетки; улучшение условий эксплуатации шпиндельного соединения; высвобождение площади в машинном зале и отсутствие необходимости сооружения громоздкого фундамента в машинном зале объемом порядка 250 м³ при верхнем расположении привода; отсутствие опрокидывающих моментов, действующих на клеть.

Из недостатков конструкции привода можно выделить следующие: затрудненный контроль за состоянием валов редуктора из-за глухой крышки; неудовлетворительно работающая система пластичной смазки подшипников (особенно нижних) требует усовершенствования;

поскольку износ, как видно на фотографиях дорожек качения (рисунок 2а), осповидный, ролики поворачиваются на 90° и разрушаются (на фото видны продукты износа - рисунок 2б); большие осевые усилия в зацеплении и, как следствие, сдвиг подшипников с посадочных мест, срыв болтов крышек подшипников.



а

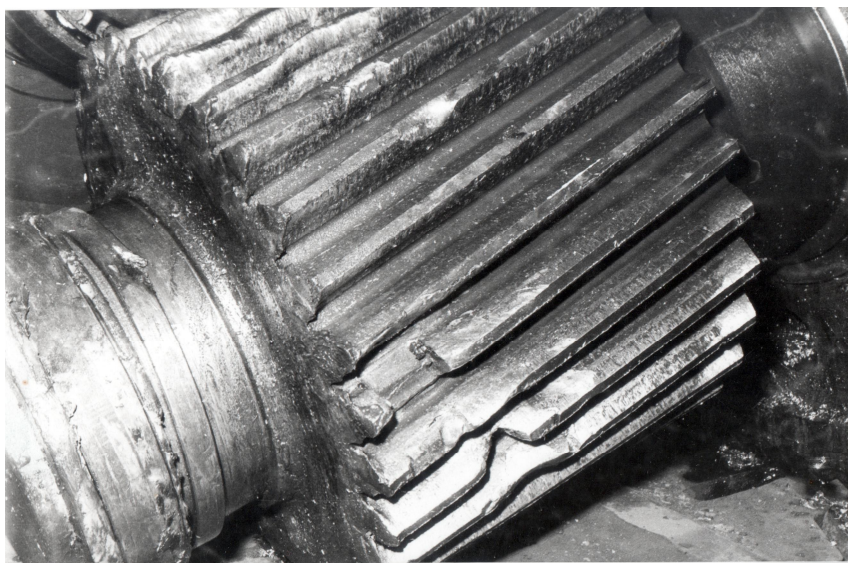


б

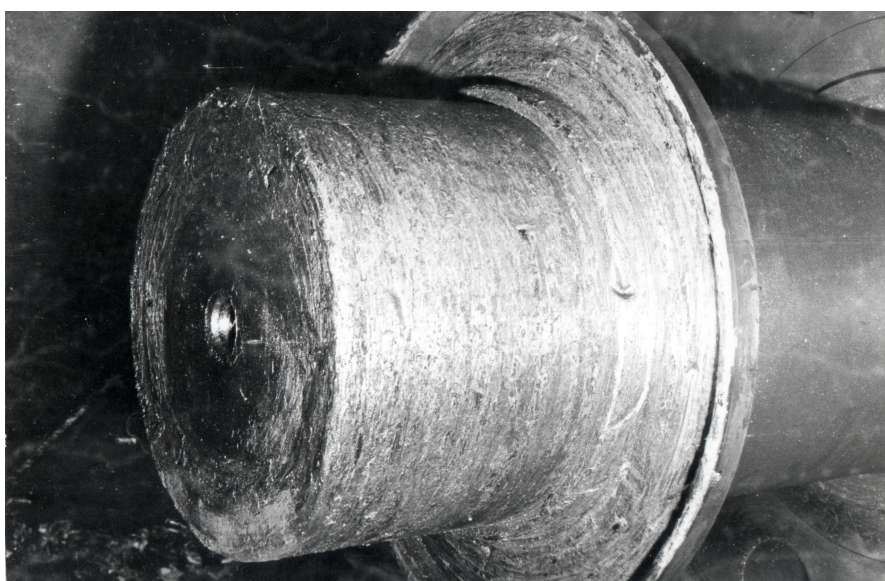
Рисунок 2 – Износ дорожек и тел качения подшипника (а),
продукты износа (б)

Из-за разрушения тел и дорожек качения подшипников образующиеся продукты износа попадают в область зацепления, что приводит к образованию дефектов (выкрашивание, поломка зубьев и др.

– рисунок 3а). При износе подшипников также интенсивно изнашиваются шейки валов (рисунок 3б).



а



б

Рисунок 3 – Износ зубчатого зацепления (а) и шейки вала (б)

Наиболее изнашиваются подшипники и зубчатые зацепления редуктора клетки 3В, что связано с высокой загруженностью ее относительно других по критерию $M_{\max}/M_{\text{ном}}$.

Оси всех валов (кроме быстроходных) расположены в одной вертикальной плоскости. Оси быстроходных валов попарно расположены в вертикальных плоскостях, параллельных плоскости расположения осей

остальных валов, которая является плоскостью симметрии всего редуктора.

Опорами валов являются двухрядные конические роликовые подшипники. В нижних опорах тихоходных валов установлены еще дополнительно радиально упорные шарикоподшипники для восприятия осевых усилий.

Нижние опоры всех валов монтируются в стаканах (за исключением быстроходных валов) и устанавливаются в расточках жесткого литого стального корпуса без разъема.

Верхние опоры всех валов (кроме быстроходных валов) устанавливаются в расточках крышек, изготовленных из стального литья. Разъемы крышек сделаны по центральным валам.

Верхние опоры быстроходных валов устанавливаются (они помещены в стаканы) в специальных стойках, крепящихся к боковым стенкам корпуса.

Смазка зубчатых зацеплений и подшипников качения опор всех валков и нижних опор быстроходных валов - жидкая, централизованная. Смазка подшипников качения нижних валов – густая, централизованная [4, 5].

Опираясь на данные, полученные в ходе эксплуатации клетки, можно сказать, что система густой смазки подшипников работает неудовлетворительно, что часто приводит к недостатку смазки в подшипниках и, как следствие – преждевременному износу.

Расчет показателей надежности

Ориентировочное значение интервала Δt можно определить по формуле:

$$\Delta t = \frac{t_{\max} - t_{\min}}{1 + 3,31 \cdot \log n}, \quad (1)$$

где $t_{\max \min}$ – максимальная и минимальная наработка до отказа;
 n – общее число отказов.

$$\Delta t = \frac{751 - 21}{1 + 3,31 \cdot \log 57} = 82 \text{ сут.} \quad (2)$$

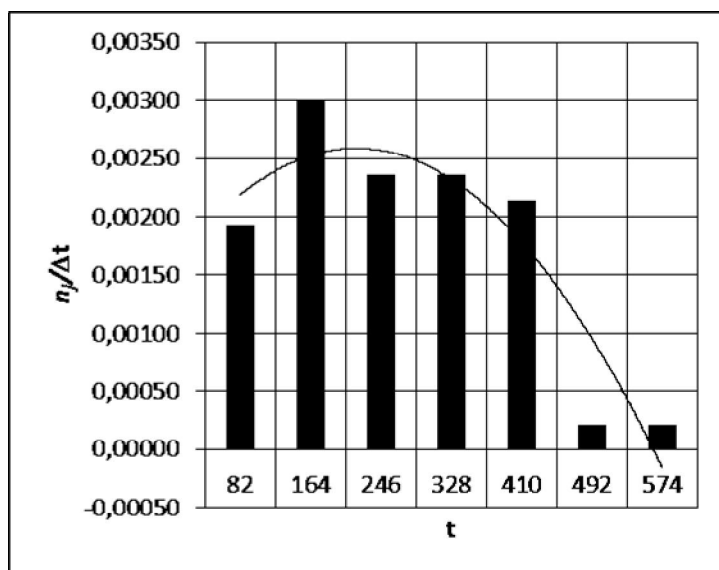


Рисунок 4 – Гистограмма распределения наработки на отказ
клетки 730 3В

Таблица 2 - Вариационный ряд отказов

$\Delta t, \text{сут}$	n_i	n_j/n	$\sum n_j/n$	$n_j/\Delta t$
0-82	9	0,1578	0,1578	0,0019
82-164	14	0,2456	0,4035	0,0029
164-246	11	0,1929	0,5964	0,0023
246-348	11	0,1929	0,7894	0,0023
348-410	10	0,1754	0,9649	0,0021
410-492	1	0,0175	0,9824	0,0021
492-574	1	0,0175	1,0000	0,00021
Всего:	57			

$$x_i = \frac{t_i - t_n}{\Delta t}. \quad (3)$$

Значение t_n соответствует максимальному n_i , поэтому $t_n = 123$

$$x_i = \frac{41 - 123}{82} = -1. \quad (4)$$

Экспериментальная частота определяется по формуле:

$$q_s(t) = \frac{n_i}{\sum n_i}. \quad (5)$$

Тогда экспериментальная функция распределения $F_{\text{э}}(t)$ равна:

$$F_{\text{э}}(t) = \sum_{i=1}^k q_{\text{э}}(t), \quad (6)$$

где k – номер соответствующего члена вариационного ряда.

Таблица 3 – Приведенный вариационный ряд отказов

Δt , сут	t_i	n_i	x_i	$n_i x_i$	$n_i x_i^2$	$n_i x_i^3$	$n_i x_i^4$	Проверка	
								$x_i + 1$	$(x_i + 1)^4$
0-82	41	9	-1	-9	9	-9	9	0	0
82-164	123	14	0	0	0	0	0	1	14
164-246	205	11	1	11	11	11	11	2	176
246-328	287	11	2	22	44	88	176	3	891
328-410	369	10	3	30	90	270	810	4	2560
410-492	451	1	4	4	16	64	256	5	62,5
492-574	533	1	5	5	25	125	626	6	1296
Всего:		57		63	195	549	1887		5562

Таблица 4 - Сравнение теоретического и экспериментального распределения отказов

$q_{\text{э}}(t)$	$F_{\text{э}}(t)$	$U = \frac{t_1 - t_0}{G}$	$\varphi(u)$	N_i	$q(t)$	$F(t)$	$D = F_{\text{э}}(t) - F(t)$
0,1578	0,1578	-1,4190	0,1456	5,59	0,0917	0,0917	0,0661
0,2456	0,4035	-0,7450	0,3242	12,45	0,2043	0,296	0,1075
0,1929	0,5964	-0,0709	0,3920	15,07	0,2472	0,5432	0,0532
0,1929	0,7894	0,6031	0,3583	13,7	0,2248	0,7680	0,0214
0,1754	0,9649	1,2771	0,1779	6,83	0,1121	0,8801	0,0848
0,0175	0,9849	1,9512	0,0592	2,27	0,0373	0,9174	0,0675
0,0175	1,0000	2,6253	0,1308	5,02	0,825	1,0000	0
				60,92			

Функция распределения будет выглядеть так (рисунок 5):

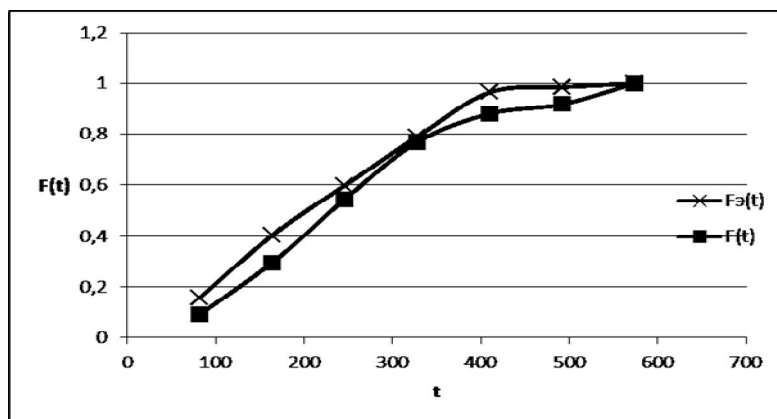


Рисунок 5 – Функция распределения

$$\bar{t}_0 = t_n - \bar{x}\Delta t = t_n + \frac{\sum x_i n_i}{\sum n_i} \Delta t = 123 + \frac{63}{57} \cdot 82 = 213,63 \text{ сут}; \quad (7)$$

$$\mu_2 = \overline{G}^2 = v_2 - v_1^2 = \left[\frac{195}{57} - \left(\frac{63}{57} \right)^2 \right] \cdot 82^2 = 14799,52; \quad (8)$$

$$G = \sqrt{\mu_2} = \sqrt{14799,5} = 121,65; \quad (9)$$

$$\varphi = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{u^2}{2}\right) = \frac{1}{\sqrt{6,28}} \exp\left(-\frac{1,4190^2}{2}\right) = 0,1456; \quad (10)$$

$$N_i = \varphi(u) \frac{\Delta t \sum n_i}{G} = 0,1456 \cdot \frac{82 \cdot 57}{121,65} = 5,59. \quad (11)$$

Примечание

Таблица 5

1,0067	exp(-0,3642)
0,2775	exp(-0,8106)
0,0035	exp(-0,9802)
0,1818	exp(-0,8958)
0,8154	exp(-0,4449)
1,9035	exp(-0,1481)
3,4461	exp(-0,3271)

Вычислим значение

$$z = D\sqrt{\sum n_i} = 0,1075\sqrt{57} = 0,8116, \quad (12)$$

по таблицам найдем значение критерия А. Н. Колмогорова $k(z) = 0$, тогда $p(z) = 1$. Это свидетельствует о том, что принятое усеченное нормальное распределение хорошо описывает распределение отказов [6, 7].

Статистическая обработка отказов привода и построение гистограммы, которая показывает, что отказы распределяются по усеченному нормальному закону. Однако центр группирования сдвинут в сторону экспоненциального. Таким образом, износ является постепенным, но есть тенденция сдвига к аварийному.

Наибольшее число отказов связано с подшипниками второго и третьего валов редуктора. Подшипники с коническими роликами. В связи с этим предлагаем заменить их подшипниками с бочкообразными роликами. Необходимо также усовершенствовать смазку верхних подшипников валов – заменить пластичную смазку системой жидкой смазки.

Библиографический список

1. Коренной В. В. Опыт определения технического состояния редуктора прокатной клетки / В. В. Коренной, А. П. Даличук, В. В. Веренев // *Фундаментальные и прикладные проблемы чёрной металлургии.*: Сб. научн. трудов. – 2006. - №13. - С. 293-297.

2. Большаков В. И. Методика исследования динамики приводов металлургических машин / В. И. Большаков // *Металлургическая и горнорудная промышленность.* – 2000. - №3. – С. 72-78.

3. Королев А. А. Механическое оборудование прокатных и трубных цехов / А. А. Королев. – М.: Металлургия, 1987. – 560 с.

4. Производство сортовых и фасонных профилей проката на крупносортном стане 600. Технологическая инструкция ТИ 229-ПС-036-75-2010. – Алчевск: ОАО АМК, 2010. – 143 с.

5. Гедик П. Н. Смазка металлургического оборудования / П. Н. Гедик, М. И. Колашникова. – М.: Металлургия. – 1971. – 376 с.

6. Шторм Р. Теория вероятности и математическая статистика / Р. Шторм. - М.: Мир. - 1970. - 368 с.

7. Лапач С. Н. Статистика в науке и бизнесе / С. Н. Лапач, А. В. Чубенко, П. Н. Бабич. - К.: Морион. – 2002. – 640 с.

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

СТРОИТЕЛЬСТВО

*д.т.н. Должиков П.Н.,
Фурдей П.Г.,
Ивлиева Е.О.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

РЕСУРСОСБЕРЕГАЮЩИЕ ТЕХНОЛОГИИ ЛИКВИДАЦИИ ПОДЗЕМНЫХ ПУСТОТ ЗАКЛАДОЧНЫМИ СМЕСЯМИ НА ОСНОВЕ ОТХОДОВ ПРОИЗВОДСТВА

У статті розглянуто питання про можливість використання в закладних сумішах відходів вугільної та металургійної промисловості для ліквідації виробленого простору. Обґрунтовані рецептури ресурсозберігаючих закладних сумішей для влаштування штучної основи будівель.

Ключові слова: *вироблений простір, закладні суміші, відходи виробництва, штучні основи, ресурсозбереження.*

В статье рассмотрен вопрос о возможности использования в закладочных смесях отходов угольной и металлургической промышленности для ликвидации выработанного пространства. Обоснование рецептуры ресурсосберегающих закладочных смесей для устройства искусственного основания зданий.

Ключевые слова: *выработанное пространство, закладочные смеси, отходы производства, искусственные основания, ресурсосбережение.*

Массовое вовлечение крупных шлаковых и породных отвалов различных отраслей промышленности в производство строительных материалов становится сегодня одной из особенностей строительного материаловедения. Решение этой проблемы позволит получать не только высокие экономические эффекты за счет рационального использования цемента, но и имеет огромное природоохранное значение [1].

К сожалению, большое количество ценнейшего сырья сегодня остается не востребованным и находится на промышленных свалках и в шламонакопителях, занимающие значительные территории. Задача заключается в том, чтобы исследовать эти отходы, определить возможные пути их подготовки и, при необходимости, переработки с тем, чтобы при минимальном расходе вяжущих получать эффективные строительные материалы. Это может быть достигнуто путем научно-обоснованного подхода к проблеме применения шлаковых отходов в

строительстве, исследования механизмов действия химически активных шлаков и наполнителей на процессы гидратации и твердения цементных и композиционных материалов.

Приоритет в использовании техногенных отходов в строительстве должен отдаваться таким материалам, которые не имеют токсичности и радиоактивности, обладают стабильным химическим составом и физическими свойствами, определяющими основные направления их применения.

Одним из направлений решения этой задачи являются расширение производства и применение в строительстве эффективных материалов и изделий на основе вторичных минеральных ресурсов. Это обусловлено широким распространением и дешевизной твердых отходов и шлаков металлургической и угольной промышленности на территории Донбасса, простотой их переработки, высокой эффективностью и технологичностью [2, 4].

Однако широкое применение техногенных отходов сдерживается определенной нестабильностью и неоднородностью многих побочных продуктов промышленности, что, в свою очередь, может привести к снижению качества строительной продукции. На изменчивость свойств отходов промышленности оказывают влияние не только условия их образования, но также химико-минералогический состав, условия и длительность хранения в отвалах и шламонакопителях. Известно, например, что отвальные породы имеют значительную неоднородную усадку вследствие неоднородного гранулометрического состава и низкой прочности перегоревшего материала. Это приводит к деформациям и разрушениям конструкций, сужению области технологического применения отвальных пород и шлаков [1, 3, 4].

Цель работы – исследование возможности использования отходов горного и промышленного производства в качестве основного компонента закладочных смесей для заполнения выработанного пространства.

Одним из перспективных направлений использования тонкодисперсных шлаков и измельченных отвальных пород является применение их в качестве активаторов твердения и наполнителей в производстве цементных, композиционных строительных растворов и тампонажно-закладочных смесей. В качестве промышленных отходов используемых в тампонажно-закладочных смесях, применяются горелые и не горелые породы, шламы обогатительных фабрик, золы уноса ТЭС, а также отвальные шлаки металлургической промышленности [2]. Возможность использования в растворах отвального доменного шлака в качестве базового сырья аргументировано тем, что он включает широкий спектр минералов, в том числе гидравлически активных, что позволяет исполь-

зовать шлак в качестве основного компонента закладочной смеси без потери гидравлической активности.

Исследования механизмов усадки глинопородных и глиношлаковых суспензий в процессе гидратации и твердения цементных композиций позволили разработать технологические регламенты применения шлаков с целью получения технологичных и высококачественных строительных тампонажных безусадочных растворов. Более того, анализ механизмов действия усадки на различных уровнях формирования структуры массива и оптимизация составов позволяют в определенном смысле управлять процессами структурообразования и набора прочности материалов с целью получения материалов с заданными физическими свойствами [1].

При исследовании прочности материала и кинетики набора прочности придавалось особое значение разработке новых рецептур тампонажно-закладочных смесей, которая велась по показателю пластической прочности.

Пластическая прочность выбрана в качестве параметра в силу того, что при стабилизации суспензии глинистым раствором и минимальном содержании цемента тампонажно-закладочные смеси не будут иметь жесткий каркас и прочность на одноосное сжатие не будет показателем их свойств. Пластическую прочность определяли по методу Ребиндера путем измерения глубины погружения конуса пенетromетра с заданным углом и заданной приложенной нагрузкой. Расчет пластической прочности производили по формуле [3]:

$$P_m = K_\alpha \cdot \frac{F}{h^2},$$

где P_m – пластическая прочность, Па;

$K_\alpha = \frac{1}{\pi} \cos^2 \frac{\alpha}{2} \operatorname{ctg} \frac{\alpha}{2}$ – коэффициент, зависящий от угла конуса;

α – угол при вершине конуса;

F – вес погружаемой системы, Н;

h – глубина погружения конуса в закладочный раствор, мм.

Поскольку рассматриваемые отходы производства в исходном виде непригодны для использования в тампонажно-закладочных смесях, необходим их помол до крупности, сравнимой с крупностью глинистых частиц. Помол производился в лабораторной шаровой мельнице.

При проведении экспериментальных исследований использовались отходы различного кристаллохимического строения.

Для разработки тампонажно-закладочных смесей в качестве базового сырья использовали отходы:

- молотую породу отвала (шахта «Центральная»);
- горелую породу отвала (шахта «Центральная»);
- отвальный шлак (ОАО «АМК»).

В качестве добавки использовался бентонитовый глинопорошок, а в качестве вяжущего – портландцемент М400.

Методика исследования пригодности рассматриваемых материалов, как базовой суспензии тампонажно-закладочной смеси, заключалась в следующем. Прежде всего проводилось исследование гранулометрического и химического составов. Затем были произведены измерения плотности полученных тампонажно-закладочных смесей, после чего их для набора прочности на 15 суток поместили в ванну с гидравлическим затворением. Пластическую прочность тампонажно-закладочных смесей измеряли на 1, 7, 10, 15 и 20 сутки от момента затворения.

В таблицах 1 и 2 приведены исследования гранулометрического и химического составов отходов производства.

Таблица 1 – Гранулометрический состав отходов производства

Наименование материала	Состав (%) по фракциям, мм				Модуль крупности, мм
	0,1-0,5	0,05-0,1	0,005-0,5	<0,005	
Шахта «Центральная»					
Порода отвала	4,83	21,61	50,91	22,65	0,035
Горелая порода отвала	4,50	31,58	44,80	10,24	0,040
ОАО «АМК»					
Молотый от- вальный шлак	0,29	2,05	20	65,5	1,14

Таблица 2 – Химический состав отходов производства, %

Наименование	п.п.п	SiO ₂	SO ₃	Fe ₂ O ₃	Al ₂ O ₃	CaO	MgO	K ₂ O+Na ₂ O
Шахта «Центральная»								
Порода отвала	11,6	52,7	4,0	8,9	18,6	3,5	1,9	5,6
Горелая порода отвала	8,1	52,8	3,8	8,4	19,0	2,7	1,7	3,5
ОАО «АМК»								
Молотый отвальный шлак	2,5	38,6	–	–	8,6	44,7	5,6	–

При проведении испытания образцов закладочных смесей на базе отходов производства изменяемым параметром было наличие в составе закладочной смеси цемента. Полученные образцы исследовались на растекаемость и набор пластической прочности во времени.

Диаметр расплыва закладочной смеси с использованием отвального шлака определялся при помощи вискозиметра Суттарда (рисунок 1). Его величина составила 10-11 см.

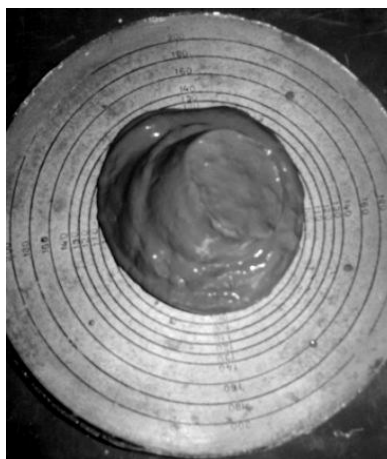


Рисунок 1 – Определение диаметра расплыва суспензии вискозиметром Суттарда

Первые измерения пластической прочности при помощи пенетрометра произвели на 1 сутки, затем на 7 суток от начала затворения. Конус пенетрометра погружали в испытуемый образец по три раза. Это видно на рисунке 2 по оставленным характерным отверстиям. Испытания повторяли на 10, 15 и 20 сутки.



Рисунок 2 – Образец тампонажно-закладочной суспензии, испытанный пенетрометром на 1, 7, 10, 15 сутки

Это позволило определить оптимальный состав рецептур на базе отвальных пород и шлаков с целью улучшения технологических

свойств смесей для получения требуемой прочности тампонажно-закладочных составов растворов при минимальном расходе вяжущего (таблица 3).

Таблица 3 – Составы и свойства рецептур тампонажно-закладочных смесей

№ п.п.	Параметры смесей	Значения		
		На базе породы отвалов	На базе горелой породы	На базе отвал- ных шлаков
1	2	3	4	5
1	Количество отходов, кг/м ³	818	816	820
2	Количество бентонита, кг/м ³	5,9	5,9	10
3	Количество воды, кг/м ³	626	626	625
4	Плотность базовой суспензии, кг/м ³	1450	1450	1455
5	Количество цемента, кг/м ³	40	40	20
6	Плотность раствора, кг/м ³	1474	1474	1460
7	Пластическая прочность, кПа через 10 сут	296	286	237
8	Динамическое напряжение сдвига, Па	60	47	42
9	Структурная вязкость, 10 ⁻³ Па·с	46	52	54
10	Допустимая пластическая прочность, кПа	32,9	31,7	35,6
11	Усадка, %	0	0	0
12	Растекаемость, см	9-10	10- 11	10- 11
13	Угол естественного откоса, град	15	12	17

Зависимости пластической прочности разработанных закладочных смесей от времени приведены на рисунке 3.

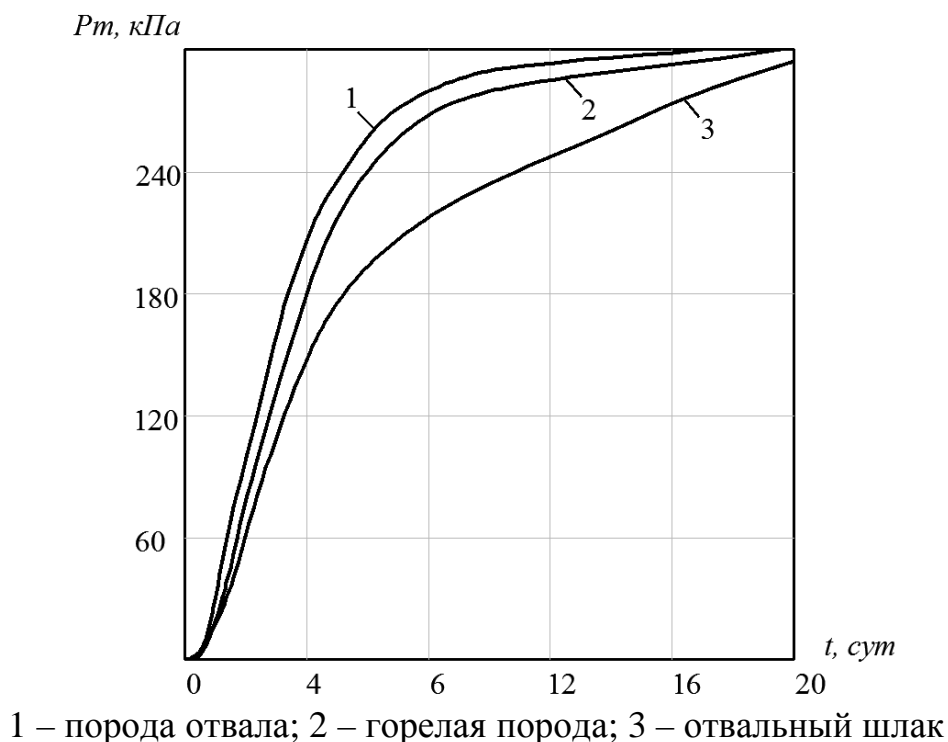


Рисунок 3 – Зависимость пластической прочности закладочных смесей от времени

С целью расширения масштабов применения материала шлаковых и породных накопителей в строительстве, в настоящее время разрабатывается и интенсивно внедряется ресурсосберегающая технология применения безусадочных глинопородных суспензий при ликвидации подземных пустот.

Технологическая схема подготовки тампонажно-закладочных материалов не требует установки сложного оборудования. Основными операциями являются [4]:

- отбор партий породы из шламонакопителя или отвала;
- механическое разделения на фракции и при необходимости дополнительное дробление;
- доставка материала в бункеры для усреднения химического состава;
- приготовление глинопородной суспензии для медленного использования либо ее транспортировки;
- введение в смесь минимального количества цемента;
- укладка закладочного материала;
- отбор проб для проведения контроля за плотностью и пластической прочностью массива.

Выводы. Исходя из результатов проведенных исследований было доказано, что тампонажно-закладочные смеси на базе отходов производства полностью соответствуют предъявляемым требованиям прокачиваемости и набора прочности.

Из представленных данных следует, что для получения закладочного массива с пластической прочностью 250 – 400 кПа достаточным количеством цемента является 1 – 4 % от массы заполнителя.

Таким образом, в результате применения шлаков и отвальных пород, строительные предприятия могут не только получать высокий экономический эффект за счет низкой стоимости основного материала, экономии цемента и повышения качества строительных растворов, но и способствуют значительному улучшению экологической обстановки вблизи предприятий металлургической, угольной промышленности и энергетических комплексов.

Библиографический список

1. Кипко Э. Я. *Комплексный метод тампонажа при строительстве шахт: учеб. пособ.* / [Э. Я. Кипко, П. Н. Должиков, Н. А. Дудля, А. Э. Кипко и др. – 2-е изд., перераб. и доп.]. – Днепропетровск: Национальный горный ун-т., 2004. – 367 с.

2. Должиков П. Н. *Исследование реологических и структурно-механических свойств тампонажных растворов на базе промышленных отходов для заполнения горных выработок* / П. Н. Должиков, В. А. Курнаков // *Науковий вісник НГА України.* – 2001. - №1. – С. 10-13.

3. Кипко Э. Я. *Проектирование глиноцементных тампонажных растворов в горном деле: монография* / Э. Я. Кипко, Н. А. Дудля, Н. Н. Тельных, А. В. Попов, Е. Г. Цаплин. – Днепропетровск: Издательский дом «Андрей», 2008. – 176 с.

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

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Дроздом Г.Я.

*д.т.н. Дрозд Г.Я.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина),
Бизирка И.И.
(ЛНАУ, г. Луганск, Украина)*

ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ДЕПОНИРОВАННЫХ ОСАДКОВ СТОЧНЫХ ВОД (ИЛОВ) С ПОЗИЦИЙ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ИХ В КАЧЕСТВЕ МИНЕРАЛЬНОГО ПОРОШКА

Наведені результати досліджень матеріального складу і енергетичної здатності складових сухої речовини осадів стічних вод з позиції використання їх як мінерального порошку в асфальтобетоні.

Ключові слова: муловий осад стічних вод, мінеральний порошок, заряд поверхні часток.

Приведены результаты исследования материального состава и энергетической способности составляющих сухого вещества осадков сточных вод с позиций использования их как минерального порошка в асфальтобетоне.

Ключевые слова: иловый осадок сточных вод, минеральный порошок, заряд поверхности частиц.

Актуальность проблемы и ее связь с научными и практическими задачами. Вовлечение в практику дорожного строительства местных нестандартных материалов, отходов и побочных продуктов промышленности обуславливают необходимость полноценного использования этих материалов в асфальтобетоне без снижения его качества. Наряду с традиционным минеральным порошком (тонкоизмельченным известняком или доломитом) в качестве минеральных порошков используют цемент, цементную пыль, металлургические шлаки и другие пылевидные материалы [1]. Наряду с данными материалами, имеющими неорганическую основу, особый интерес представляют коммунальные отходы – депонированные осадки сточных вод или илы. Последние характеризуются минеральным и органическим составом.

Анализ исследований и публикаций. Повышение прочности адгезионных связей между минеральными порошковыми материалами и битумом является предметом многочисленных исследований [2, 3]. Своеобразие порошка в минеральной смеси заключается в том, что его высокодисперсные частицы выступают в роли активных адсорбентов и

структурных центров. Все минеральные порошки как адсорбенты разделяются на основные (положительно заряженные) и кислые (отрицательно заряженные). По энергетической способности могут быть выделены:

1) группа минеральных порошков с высоким положительным потенциалом и большим количеством адсорбционных центров в виде катионов Ca^{+2} ; Mg^{+2} на поверхности частиц - кальцит, доломит, известняк;

2) группа минеральных порошков с высоким потенциалом отрицательного знака и значительным количеством адсорбционных центров в виде ионов кислорода O^{-2} – кварц, каолинит, кремнь, гранит;

3) минеральные порошки с пониженным потенциалом отрицательного знака в связи с наличием на поверхности частиц компенсирующих катионов разной валентности K^{+} , Na^{+} , Ca^{+2} , Mg^{+2} , Fe^{+2} , Fe^{+3} и прочие - полевые шпаты, мусковит, асбест, диабаз и др.;

4) минеральные порошки с преимущественно нейтральной поверхностью частиц – тальк, графит и др. [4].

Постановка задачи. Определить вещественный состав и энергетическую способность иловой составляющей депонированных осадков сточных вод (на примере очистных сооружений г. Луганска) стандартными методами.

Изложение материала и его результаты. Лежалые (более 5 лет) осадки в естественном виде имеют темно-бурый цвет, характеризуются естественной влажностью 18-60%, реакция солевой вытяжки $\text{pH} = 6,9 - 7,55$. В высушенном при 105°C состоянии имеют показатели истинной и насыпной плотности, а также гранулометрию, приведенные в таблице 1.

Таблица 1 - Физико-механические характеристики илов с площадок складирования ОСВ г. Луганска

Наименование показателя	Значение
1. Влажность, %	18,4-63,2
2. Удельный вес, г/см^3	1,89-2,53
3. Насыпная плотность, г/см^3	0,74-0,80
4. Гранулометрический состав, %	>50 мм - 0,15-0,5
	50-0,1 мм - 2,45-46,15
	0,1-0,05 мм - 0,21-41,44
	0,05-0,01 - 15,81-55,6
	0,01-0,00 мм - 4,42-25,08
5. pH водной вытяжки, ед.	6,98-7,55

На рисунке 2 приведены электронные фотографии доломитового минерального порошка (а) и сухого илистого осадка (б). Последний

можно охарактеризовать как полидисперсную систему в виде земля-
стых агрегатов. Химический состав осадка приведен в таблице 2.

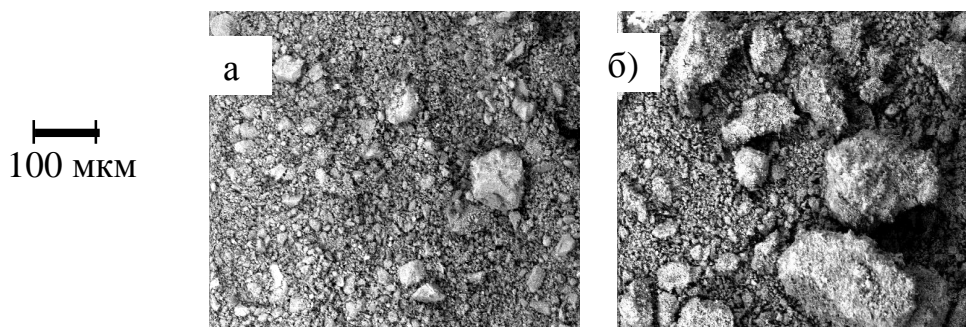


Рисунок 1 - Растровая электронная микроскопия
а) минеральный доломитовый порошок – $\text{MgCa}(\text{CO}_3)_2$;
б) землястые агрегаты илистого осадка.

Таблица 2 - Характеристика твердого вещества осадка, %

Характеристика органической и минеральной составляющей осадков, %										
SiO_2	Al_2O_3	Fe_2O_3	TiO_2	MgO	CaO	P_2O_5	K_2O	Na_2O	SO_3	Орган. вещ.
46,3	10,05	9,25	0,40	1,94	6,10	1,84	0,95	0,80	1,60	21,1
Содержание тяжелых металлов в осадке, мг/кг										
Zn	Cu	Cr	Cd	Ni	Co	Mn	Pb	Hg		
611	277	214	57	391	8,0	358	111	4		

Фазовый состав твердого вещества осадка приведен на рисунке 2 и таблице 3.

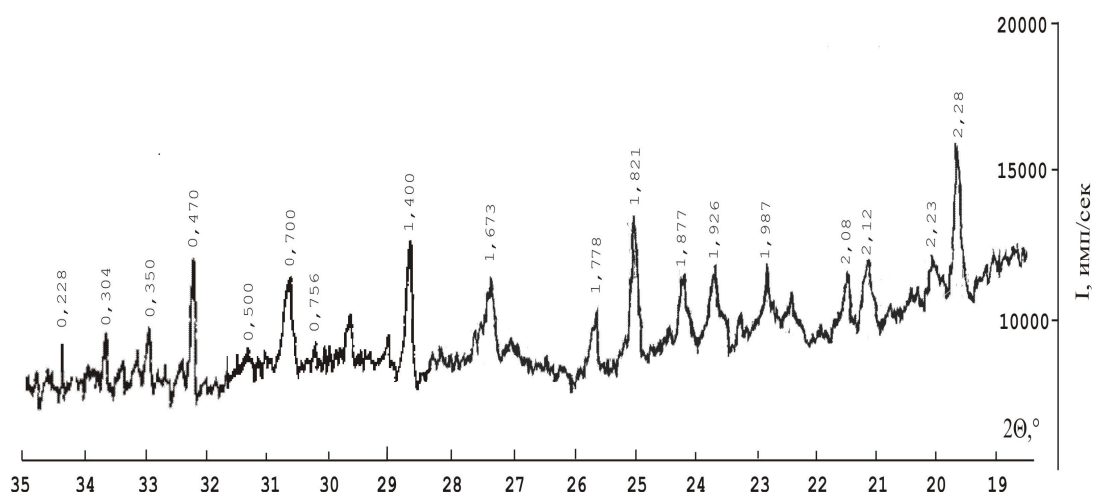


Рисунок 2 - Рентгенограмма твердого вещества ОСВ

Таблица 3 - Результаты обработки рентгенограммы

Минерал	Формула	Межплоскостное расстояние d
Монтмориллонит	$(\text{Ca, Mn, Na...})(\text{Al, Mg})_2 \times \times (\text{OH})_2[(\text{Si, Al})_4\text{O}_{10}] \times n\text{H}_2\text{O}$	1,40; 0,70; 0,47; 0,35
Кварц	SiO_2	1,87; 2,12; 2,28
Гидрослюда (иллит)	$(\text{Ca, Mg...})(\text{Mg, Fe}^{2+}) \times \times (\text{OH})_2[(\text{Si, Al})_4\text{O}_{10}] \times 4\text{H}_2\text{O}$	1,673; 1,987; 1,821
Каолинит	$\text{Al}_4(\text{OH})_8[\text{Si}_4\text{O}_{10}]$	1,877; 1,926; 2,08
Кальцит	CaCO_3	0,28; 0,304; 0,756

Из рентгенофазового анализа следует, что минеральная часть осадков представлена преимущественно алюмосиликатами (монтмориллонит, каолинит), карбонатами, кварцем, кремнеземом. Как следует из таблицы 2, минеральная составляющая составляет примерно 80%. Органическая составляющая в илах, процесс стабилизации которых давно завершился, представлена гумусовыми соединениями, фульвокислотами, остатками синтетических моющих веществ, смолистыми соединениями. Тяжелые металлы и азот находятся в виде солей органических кислот или в виде комплексов диэтилендиамина, метиламмония, тетраметиламмония и т. п. [5].

Для определения суммарного заряда частиц органического вещества через иловый фильтрат пропускали постоянный ток (рисунок 3). Образование пены наблюдалось у катода, что свидетельствует о положительно заряженных частицах органического вещества.

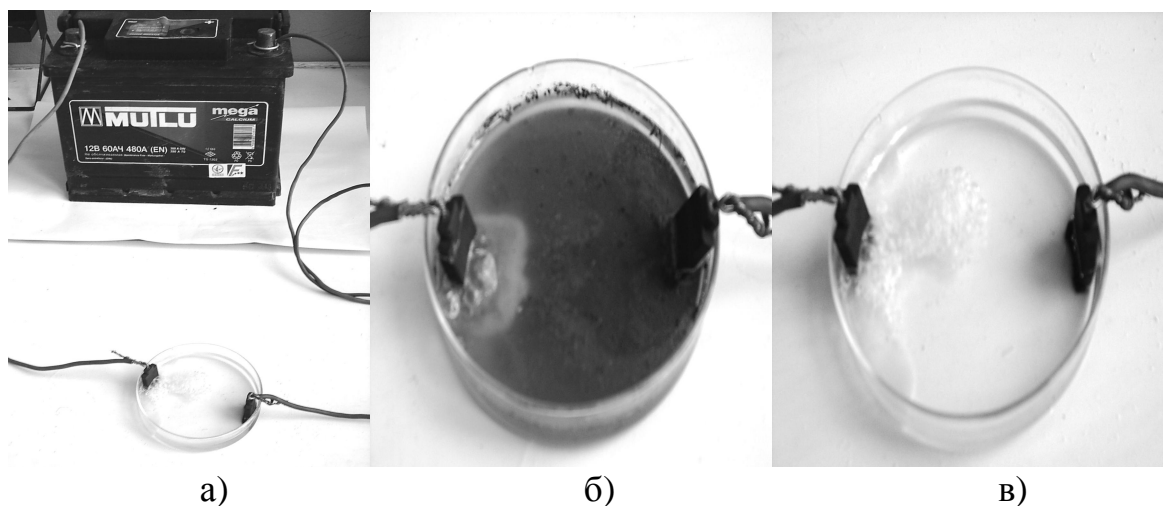


Рисунок 3 - Определение знака заряда органических веществ
 а) схема установки; б) в жидком осадке; в) в фильтрате.

Анализируя данные таблицы 3, согласно [6] можно отметить следующие характеристики и распределение энергетической способности минералов:

- монтмориллониты имеют пакетное строение, в межпакетные промежутки которого проникают вода, гуминовые и фульвогуминовые кислоты, закрепляясь там и образуя своеобразную форму глинисто-гумусовых веществ. Для монтмориллонита характерны высокие удельная поверхность и емкость катионного обмена; при набухании объем монтмориллонита может увеличиваться в 1,5-2,0 раза; *имеет невысокий отрицательный заряд*;

- кремний находится в виде устойчивого кварца и в различных формах диоксида кремния; *имеет высокий потенциал отрицательного заряда*;

- гидрослюда имеет низкую набухаемость и низкую емкость поглощения катионов; *имеет низкий отрицательный заряд*;

- каолинит не набухает, имеет невысокую удельную поверхность и емкость катионного обмена; *обладает высоким потенциалом отрицательного заряда*.

Выводы

1. Показано, что все минералы илов имеют отрицательный знак поверхности, а органическая их составляющая обладает положительным знаком, следует полагать, что при одновременном присутствии в агломерации частиц минеральных веществ и органических примесей в результате адсорбции устанавливается определенное равновесие, зависящее как от концентрации, так и от поверхности частиц. Адсорбция на глинах (алюмосиликатах) органических веществ наблюдалась в форме изотермы, характерной для хемосорбции [7]. В связи с этим можно считать, что илы сточных вод являются органо-минеральными ассоциатами и комплексами.

2. Учитывая, что органическое битумное вяжущее имеет отрицательный знак заряда [4], а матрица илов – минеральная часть характеризуется отрицательным зарядом поверхности с положительно заряженной органической оболочкой, следует полагать, что порошковые осадки сточных вод представляют интерес для использования их как местного нестандартного материала для дорожного строительства.

Библиографический список

1. ДСТУ Б В.2.7.-119-2003. Суміші асфальтобетонні і асфальтобетон дорожній та аеродромний. Технічні умови. - Введ. 2003-02-25. – К.: Держбуд України: Вид-во стандартів, 2003. – 42 с. : ил.

2. *Иваньски М. Влияние вида минерального материала на свойства асфальтобетона / М. Иваньски // Наука и техника в дорожной отрасли. - 2003. – № 2. – С.35-37.*
3. *Золотарев В.А. Особенности смачивания битумом поверхности каменных материалов / В.А. Золотарев // Изв. вузов. Строительство и архитектура. – 1991. - № 8. – С. 68-70.*
4. *Рыбьев И.А. Асфальтовые бетоны / И.А. Рыбьев. – М. : Высшая школа, 1969. – 397с.*
5. *Дрозд Г.Я. Исследование депонированных осадков сточных вод / Г.Я. Дрозд, В.В. Чура, Р.В. Бреус // Зб. наукових праць Луганського національного аграрного університету. Серія “Технічні науки”. - 2007. – №72(95). - С. 3-17.*
6. *Орлов Д.С. Химия почв / Д.С. Орлов, Л.К. Садовникова, Н.И. Суханова. - М. : Высшая школа, 2005. – 558с.*
7. *Бакиева М.Б. Адсорбционные свойства природных и синтетических сорбентов / М.Б. Бакиева, М.Ю. Насырова, Э.А. Арипов. – Ташкент.: ФАН, 1969. – 97с.*

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

*к.т.н. Псюк В.В.,
д.т.н. Голоднов А.И.,
к.т.н. Карапетян С.Х.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ИССЛЕДОВАНИЕ ОСТАТОЧНОГО НАПРЯЖЁННОГО СОСТОЯНИЯ В ПРОКАТНЫХ ДВУТАВРАХ

Викладені результати досліджень залишкового напруженого стану двотаврових балок після його регулювання методом локального термічного впливу. Експериментальні дослідження виконувалися руйнівним методом. У місцях визначення деформацій на підготовлену поверхню наклеювалися тензорезистори симетрично від лінії розрізання як на внутрішній, так і на зовнішній поверхнях профілів. Далі робилося розрізання балки, знімання проміжних і кінцевих результатів.

Ключові слова: двотаврова балка, попередня напруга, залишковий напружений стан (ЗНС), залишкова напруга (ЗН), руйнівний метод.

Изложены результаты исследований остаточного напряженного состояния двутавровых балок после его регулирования методом локального термического воздействия. Экспериментальные исследования выполнялись разрушающим методом. В местах определения деформаций на подготовленную поверхность наклеивались тензорезисторы симметрично от линии реза как на внутренней, так и на наружной поверхностях профилей. Далее производилась разрезка балки, съём промежуточных и конечных результатов.

Ключевые слова: двутавровая балка, предварительное напряжение, остаточное напряженное состояние (ОНС), остаточные напряжения (ОН), разрушающий метод.

Как известно, основным свойством сварных конструкций является наличие остаточного напряженного состояния (ОНС). Появлению ОНС способствуют технологические процессы изготовления, сопровождающиеся локальным термическим разогревом (сварка, резание с применением высокотемпературного нагрева, локальный разогрев и т.п.). В результате таких воздействий возникают локальные пластические деформации и остаточные сварочные напряжения [1].

Требования к несущей способности, деформативности, долговечности и надежности элементов и конструкций при одновременном

уменьшении металлоемкости возрастают и вызывают необходимость анализа их ОНС с учетом технологии изготовления и условий эксплуатации. Несмотря на успехи в развитии современных методов строительной механики, теории упругости и пластичности, механики разрушения и численных методов число задач, имеющих точное решение, ограничено и не удовлетворяет запросам инженерной практики.

Предварительное напряжение в металлических конструкциях применяется с целью создания напряжений и деформаций обратного знака к основным, возникающим при эксплуатации, и увеличения (за счет создания обратного выгиба) жесткости конструкции, что способствует повышению эффективности таких конструкций по сравнению с ненапрягаемыми при равном расходе материалов.

Экспериментальные исследования проводились с целью получения экспериментальных данных о характере распределения остаточных напряжений (ОН) в сечениях прокатных двутавровых балок для последующего сравнения с данными расчетов по разработанным методикам [2, 3].

В качестве экспериментальных образцов для экспериментального исследования распределения ОН в продольном направлении после регулирования на части длины элемента были приняты фрагменты прокатных двутавровых элементов №12 по ГОСТ 8239-89 длиной 400 мм. Регулирование ОНС выполнялось в средней части длины каждого из образцов на участках разной длины путем наплавления сварных валиков по кромкам поясов (рис. 1, 2, 3).

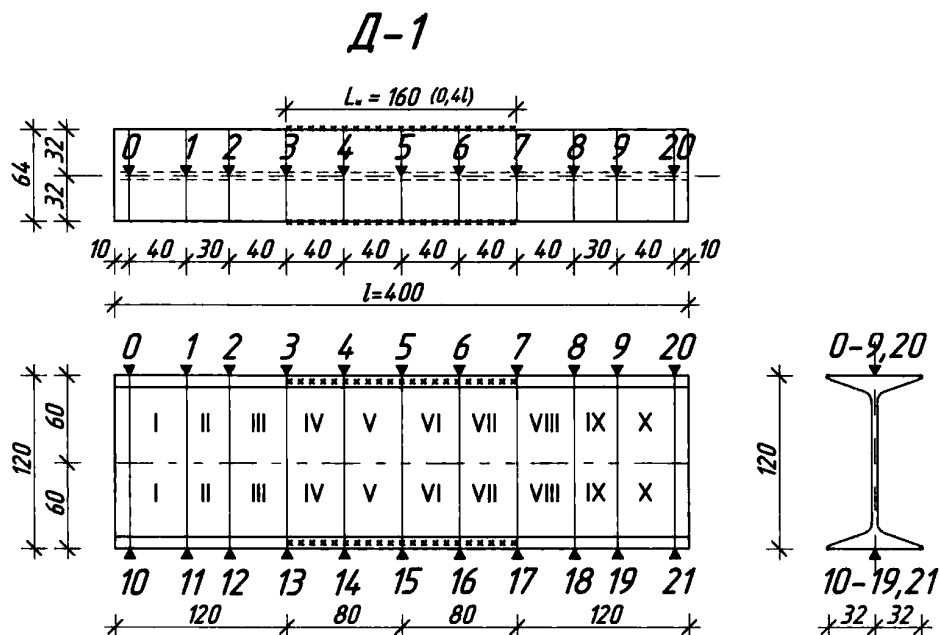


Рисунок 1 – Схема наплавления сварных валиков в образце Д-1

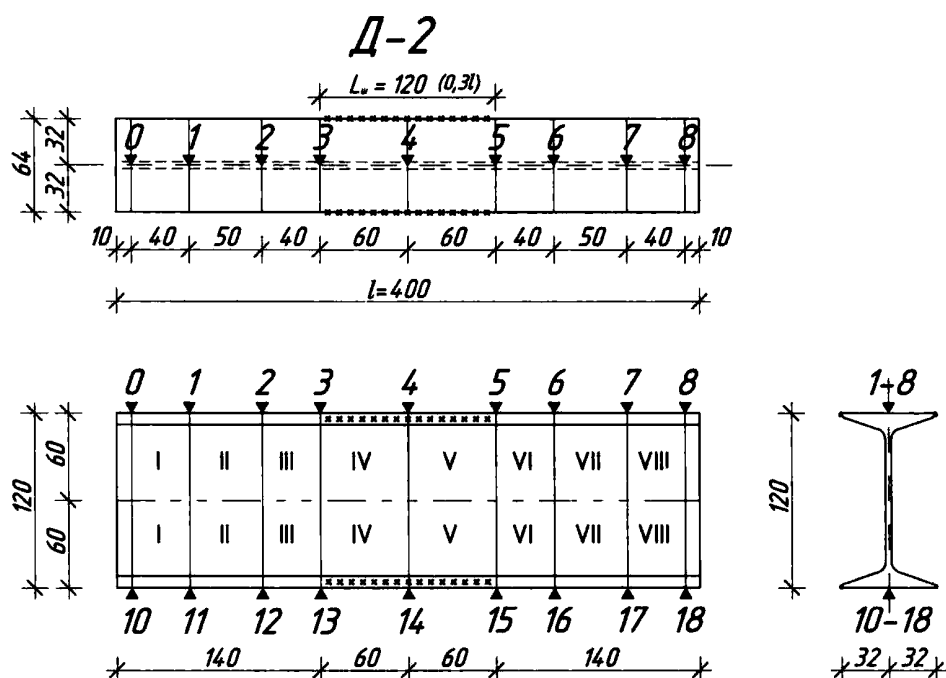


Рисунок 2 – Схема наплавления сварных валиков в образце Д-2

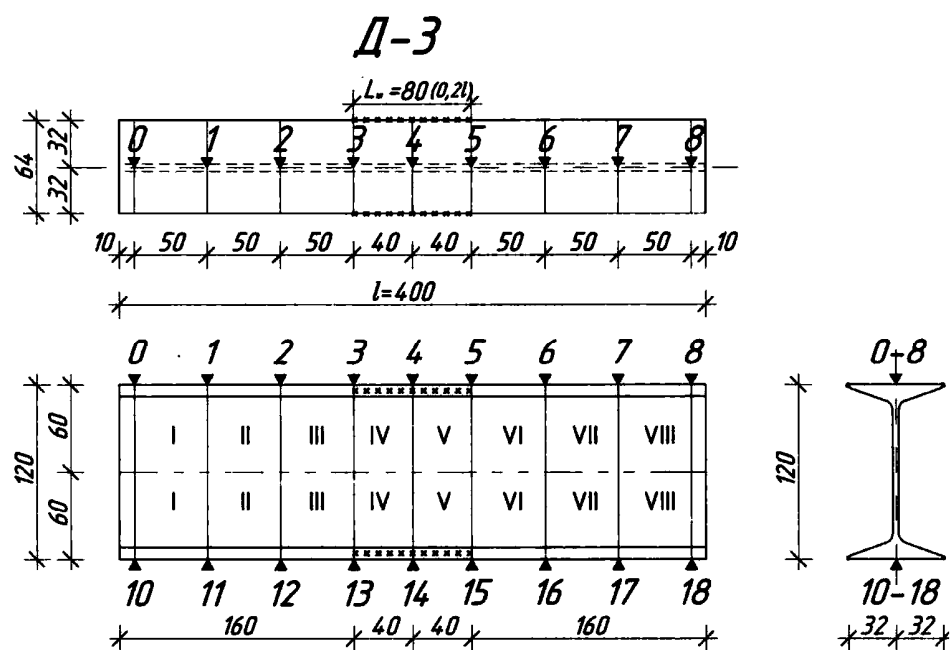


Рисунок 3 – Схема наплавления сварных валиков в образце Д-3

Для образца Д-1 был принят участок наплавления валиков в средней части длиной 160 мм (0,41), для образца Д-2 - 120 мм (0,31), для образца Д-2 - 80 мм (0,21). На рис. 6, 7, 8 следующие обозначения: 0-18 - номера датчиков, I - VIII - номера зон контроля ОНС.

Наплавление валиков по краям поясов выполнялось полуавтоматической сваркой в среде углекислого газа. Катет шва 0,8мм, величина тока 90А, вид тока - постоянный.

Образцы были закреплены трубциной с одной стороны к стенду, другая сторона, с которой производилось разрезание участков стенки, была свободна. Для измерения величины линейного расхождения тавровых фрагментов после разрезания образцов к одному поясу крепилась опорная пластина для упора ножки индикатора часового типа ИЧ-10, а к другому поясу с помощью трубцины крепился сам прибор ИЧ-10 (рис. 4).

Разрезка производилась в такой последовательности.

1. Производился съём начальных отсчетов. Разрезался участок образца с одной стороны стенки на длину зоны контроля остаточного напряженного состояния (рис. 1, 2, 8), позволяющую освободить элементы с остаточным напряжением в пределах наклеенных тензорезисторов (использовались тензорезисторы сопротивления базой 10 мм, фольговые КФ5 П1-10-200-Б-12 по ТУ В 7710-0001-93), и производился съём показаний по прибору СИИТ-3. Прибором ИЧ-10 определялось линейное перемещение свободного пояса.



Рисунок 4 – Определение продольного остаточного напряженного состояния в образцах

2. Производился дальнейший рез участка стенки на длину до следующей зоны контроля, и производился съём показаний по приборам СИИТ-3 и ИЧ-10.

После каждого этапа выдерживалась пауза длительностью 15-20 минут, а потом брались отсчеты по всем тензорезисторам сопротивления, наклеенных на исследуемых образцах. Окончательный съём показаний производился после разреза образца и выдержки в течение 24 часов.

Определение ОН в сечениях образцов ДБР и ДСР (рис. 5) производилось таким образом: образцы закрепляли струбцинами к стенду, производился съём начальных отсчетов, производился рез образца ножовкой, выдерживалась пауза длительностью 15-20 минут и брались отсчеты по всем тензорезисторам сопротивления с помощью прибора СИИТ-3 (использовались тензорезисторы фольговые КФ5 П1-5-200-А-12 по ТУ В 7710-0001-93).

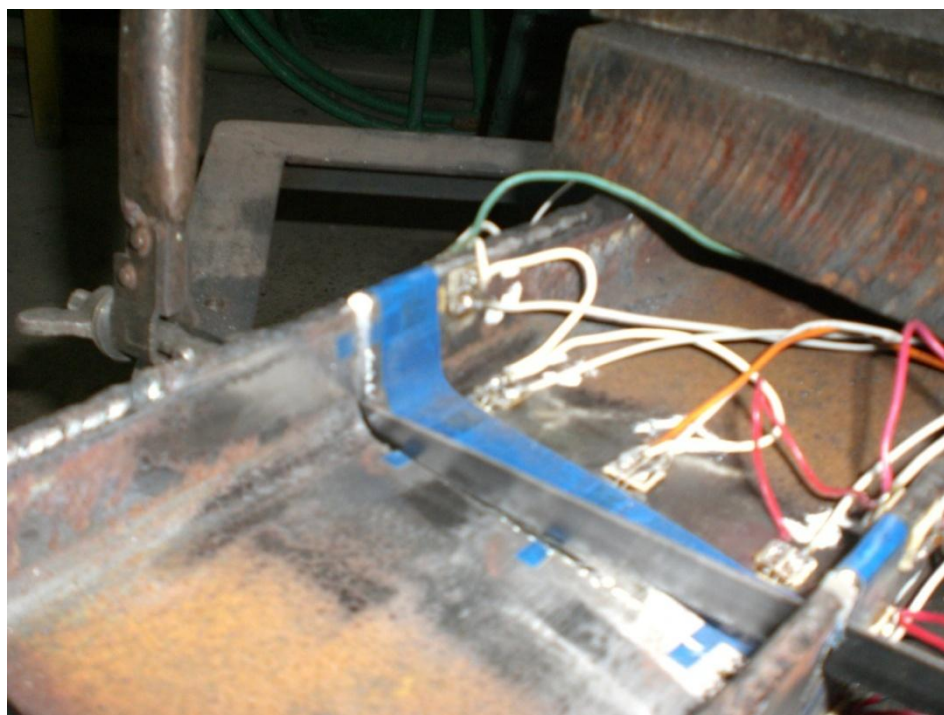


Рисунок 5 – Определение остаточного напряжения в пересечении образца ДСР

При исследовании и изучении распределения ОН по длине образца были получены величины напряжений в образцах. Величины напряжений были получены путем умножения разницы величин показаний прибора на коэффициент тензочувствительности, который определялся экспериментально путем тарировки тензодатчиков на консольной тарировочной балке с переменным сечением, нагруженной силой на конце.

Для пары датчиков, расположенных симметрично принималось среднее значение.

По полученным данным были построены графики. На рис. 6 приведенные результаты определения величины линейного расхождения тавровых фрагментов после разреза образцов, а также результаты изменения ОН после разреза к III и VIII зон контроля для образцов Д-1, Д-2 и Д-3 соответственно. Анализируя представленные материалы можно заметить, что при уменьшении длины шва увеличивается линейное расхождение, и происходит уменьшение величин сжимающих напряжений.

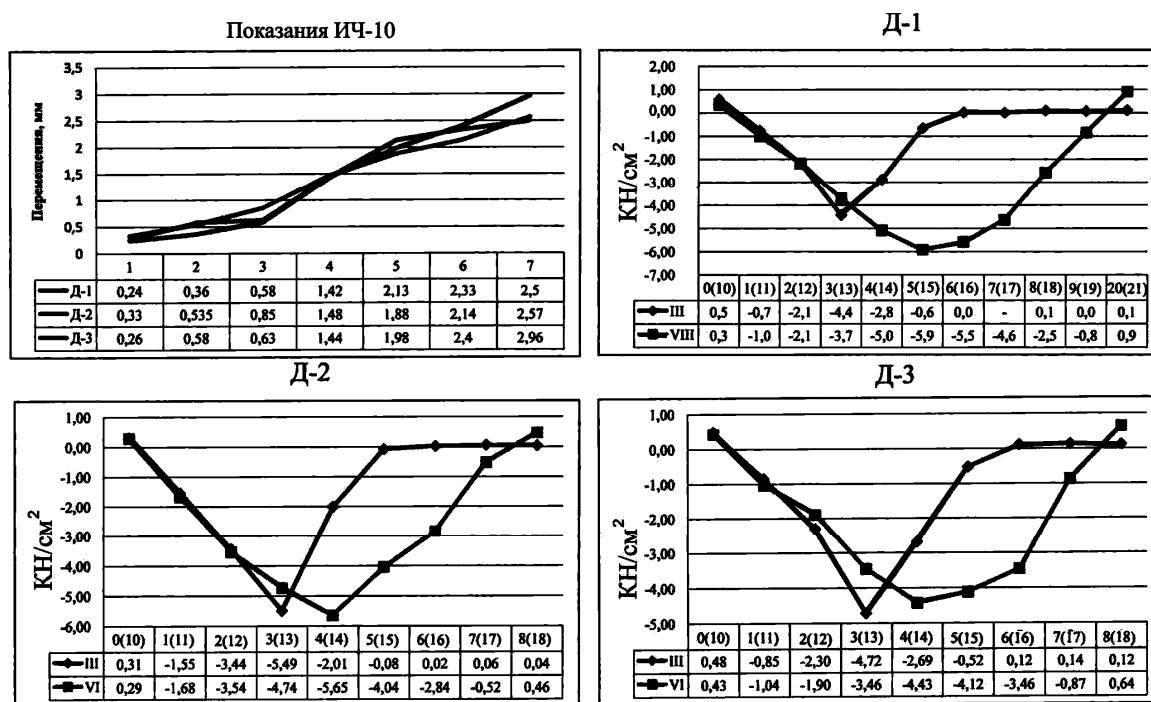


Рисунок 6 – Показания прибора ИЧ-10
и графики показаний СИИТ-3 для III и VIII зоны Д-1, Д-2 и Д-3

Образцы длиной 600 мм для определения остаточного напряжения в сечениях колонн до и после наплавления валиков были замаркированы как двутавр без регулирования ОН (ДБР) и двутавр с регулированием ОН (ДСР). Эпюры остаточных напряжений в сечениях элементов до и после регулирования остаточного напряженного состояния представлены на рис. 7.

Как видно из представленных экспериментальных материалов, изменение уровня ОН в поясах двутавровых элементов после распила достаточно существенно и в отдельных случаях составляет приблизительно 30% от величины предела текучести материала, что характерно и для других видов профилей [5].

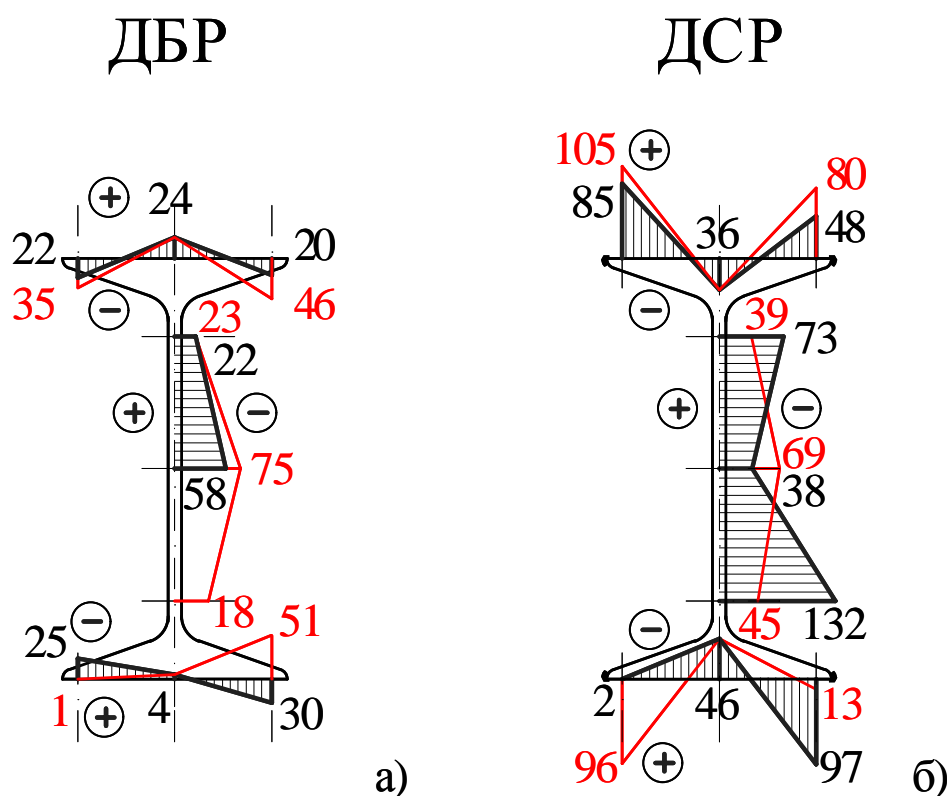


Рисунок 7 – Величина ОН (в МПа) в сечениях двутавров:
а) двутавр без регулирования остаточного напряжения;
б) двутавр с регулированием остаточного напряжения.

Полученные данные экспериментальных исследований изменения ОН по длине элементов показали, что для образцов с наплавлением валиков в средней части на участке длиной 0,4l (где l - длина образца) изменение ОН в ходе продольного разреза составляет приблизительно 30% от величины предела текучести стали. Как и ожидалось, изменение ОН по длине образцов напрямую зависит от длины сварного шва - чем больше длина сварного шва, тем больше изменение ОН. В то же время линейное расхождение больше у образца с малой длиной сварного шва (Д-3) приблизительно на 15%, чем у образца Д-2 и приблизительно на 40%, чем у образца Д-1 (для VII зоны контроля).

На основании проведенного экспериментального исследования ОНС, возникающего в стальных двутавровых балках после изготовления и регулирования, получены следующие результаты.

1. Разработана методика экспериментальных исследований ОНС в двутавровых балках после различных видов регулирования.

2. Выбранные методы исследований (неразрушающий и разрушающий) позволили получить экспериментальные данные о характере распределения ОН в сечениях стальных балок после регулирования.

3. Получено экспериментальное подтверждение возможности регулирования ОНС в стальных балках путем разогрева кромок поясов. После такого вида регулирования изменяется характер распределения ОН в сечениях балок, а сами балки получают обратный выгиб.

Библиографический список

1. Голоднов А.И. *Регулирование остаточных напряжений в сварных двутавровых колоннах и балках* / А.И. Голоднов. – К.: Сталь, 2008. – 150 с.

2. А.с. 1527393 СССР, МКИ E04 C 3/10. *Способ изготовления предварительно напряженной металлической балки* / А.И. Голоднов, Е.П. Лукьяненко, И.И. Набоков (СССР); Опубл. 07.12.89, Бюл. №45. – 2 с.

3. Голоднов А.И. *Принципы компоновки составных двутавровых сечений изгибаемых элементов из сталей различных марок* / А.И. Голоднов, Л.Н. Филатова, И.И. Набоков // *Соврем. проблемы стр-ва: Ежегод. науч.-техн. сб.* / Донецкий ПромстройНИИпроект. – Донецк: ООО «Лебедь», 2001. – С. 234–239.

4. Иванов А.П. *Методика визначення характеристик міцності металу за допомогою локального руйнування у конструкціях, що експлуатуються* / А.П. Иванов, Ю.А. Отрош // *Зб. наук. праць (галузеве машинобудування, будівництво)* / ПолтНТУ. – Полтава: ПолтНТУ, 2009. – Вип. 3(25). – Т. 3. – С. 97 – 103.

5. Иванов А.П. *Распределение температурных остаточных напряжений в швеллерах при нанесении сварного шва* / А.П. Иванов, В.В. Псюк, И.А. Иванова // *Вісник ДНУЗТ ім. академіка В.Лазоряна.* – Дніпропетровськ: ДНУЗТ, 2011. – Вип. 39. – С. 51-54.

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

*д.т.н.. Дрозд Г.Я.,
к.т.н.. Хвортова М.Ю.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ОБЕСПЕЧЕНИЕ ЭКСПЛУАТАЦИОННОЙ НАДЕЖНОСТИ ДРЕНАЖНО - КОММУНИКАЦИОННОГО ТОННЕЛЯ В УСЛОВИЯХ БИОЛОГИЧЕСКОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ

Наведені методики розрахунку ступеня агресивності газово-біогенного експлуатаційного середовища і прогнозування зон корозійного враження в каналізаційних каналах на прикладі дренажно-комунікаційного тунелю м. Ашгабат.

Ключові слова: *корозія, каналізаційний колектор, комунікаційний тунель, агресивне середовище, бетон, методика розрахунку.*

Приведены методики расчета степени агрессивности газово-биоогенной эксплуатационной среды и прогнозирования зон коррозионного поражения в канализационных каналах на примере дренажно-коммуникационного тоннеля г. Ашгабат.

Ключевые слова: *коррозия, канализационный коллектор, коммуникационный тоннель, агрессивная среда, бетон, методика расчета.*

Актуальность проблемы. Долговечность канализационных коллекторов зависит от степени агрессивности эксплуатационной среды. Оценка агрессивности среды на стадии проектирования является весьма проблематичной. В соответствии с ДСТУ Б В.2.6 – 145:2010 ее принимают «по аналогии (по опыту эксплуатации), либо рассчитывают по составу сточных вод и конструктивным характеристикам коллектора» [1]. Спецификой эксплуатационной среды канализационных сооружений является биологически активная среда, степень агрессивности которой зависит от химических показателей сточной воды и гидравлических параметров трубопроводов, обусловленных их конструкцией.

Анализ исследований и публикаций. Закономерности биообразования сероводорода исследованы в работе [2], а изучение влияния гидравлики потока воды на его дегазацию и влияние вентиляции подсводового пространства на агрессивность газовой воздушной фазы с рекомендациями по защите бетона приведены в работах [3-5]. На основании данных публикаций разработана и апробирована на ряде объектов методика оценки агрессивности эксплуатационной среды с учетом биоло-

гического фактора коррозии и конструктивных особенностей канализационных коллекторов.

Постановка проблемы. В рамках международного сотрудничества между Украиной и Туркменистаном Киевским «УкрНИИ водоканалпроектом» был разработан проект дренажно-коммуникационного тоннеля для г.Ашгабата. Проектировщиками перед нами была поставлена задача на стадии проектирования оценить степень агрессивности среды с указанием зон обязательной антикоррозионной защиты сооружения. Сооружение уникально по своему функциональному назначению, размерам и условиям эксплуатации. Протяженность тоннеля 18 км, поперечные сечения 3 и 5.4м, способ строительства - щитовая проходка, средняя глубина заложения 17 м в условиях водонасыщенных грунтов при избыточном давлении 1.5 атм в зоне сейсмичности 9.5 баллов по шкале Рихтера. Тоннель проходной, со спецканалами для пропуска дренажных вод, канализационных городских стоков, водопровода, электрических и кабельных сетей (рисунки 1-3).

Цель работы - на примере проектируемого дренажно-коммуникационного тоннеля г. Ашгабата показать применение методик прогнозирования агрессивности эксплуатационной газовой среды и обоснования защитных антикоррозионных мероприятий с обеспечением безопасной эксплуатации сооружения в условиях биологического воздействия.

Необходимость прогнозирования агрессивности среды и защита каналов от коррозии на потенциально опасных участках вызвана тем, что существующие отечественные нормативные документы (в частности, СНиП 2.04.03-85 «Канализация. Наружные сети и сооружения», СНиП 2.03.11-85 «Защита строительных конструкций от коррозии» и ДСТУ Б В.2.6 – 145:2010. Захист бетонних і залізобетонних конструкцій від корозії.) не регламентируют защиту от коррозии сооружений данного вида. Однако опыт эксплуатации и последние исследования в области долговечности канализационных коллекторов свидетельствуют, что самым мощным агрессивным фактором разрушения канализационных сетей является биологический [1].

Биологический фактор коррозии канализационных трубопровода состоит из трёх связанных между собой этапов, где ведущая роль в двух из них принадлежит микроорганизмам цикла серы, т.е. :

- образование и накопление в водной среде биогенных газов (H_2S , CO_2 , NH_3 и пр.), состав и концентрация которых зависят от исходного содержания в воде органических и серосодержащих веществ и физических условий среды - окислительно-восстановительного потенциала, кислорода, температуры и времени;

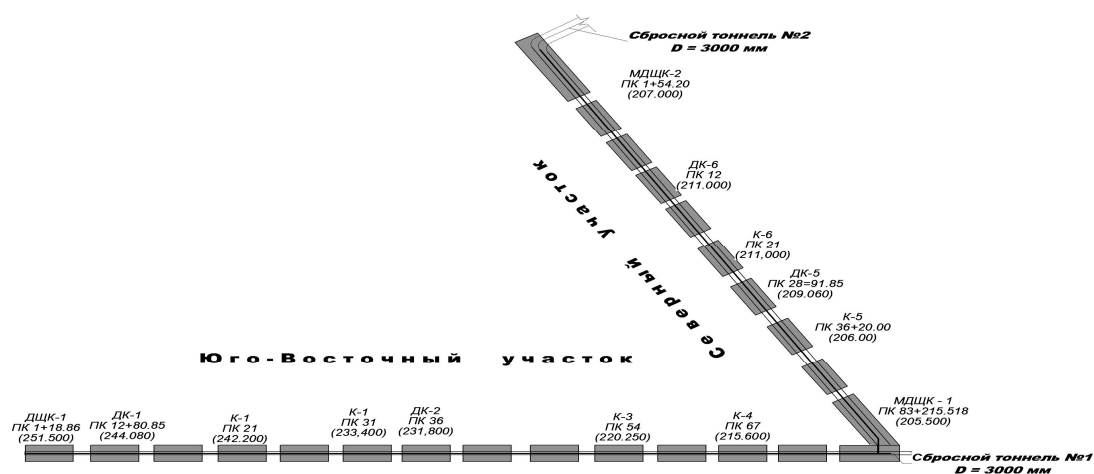


Рисунок 1 – Принципиальная схема дренажно-канализационного тоннеля

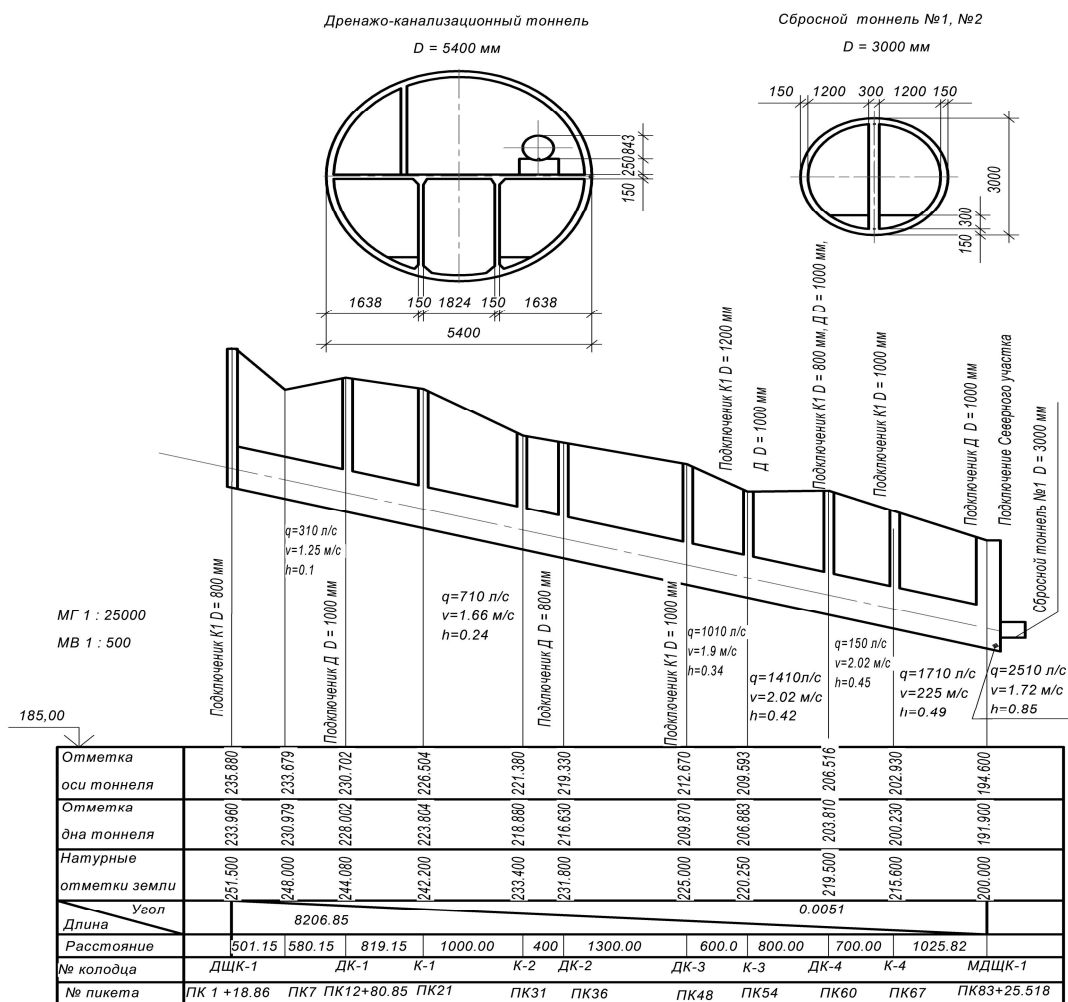


Рисунок 2 – Поперечные сечения и продольный профиль одного из участков тоннеля

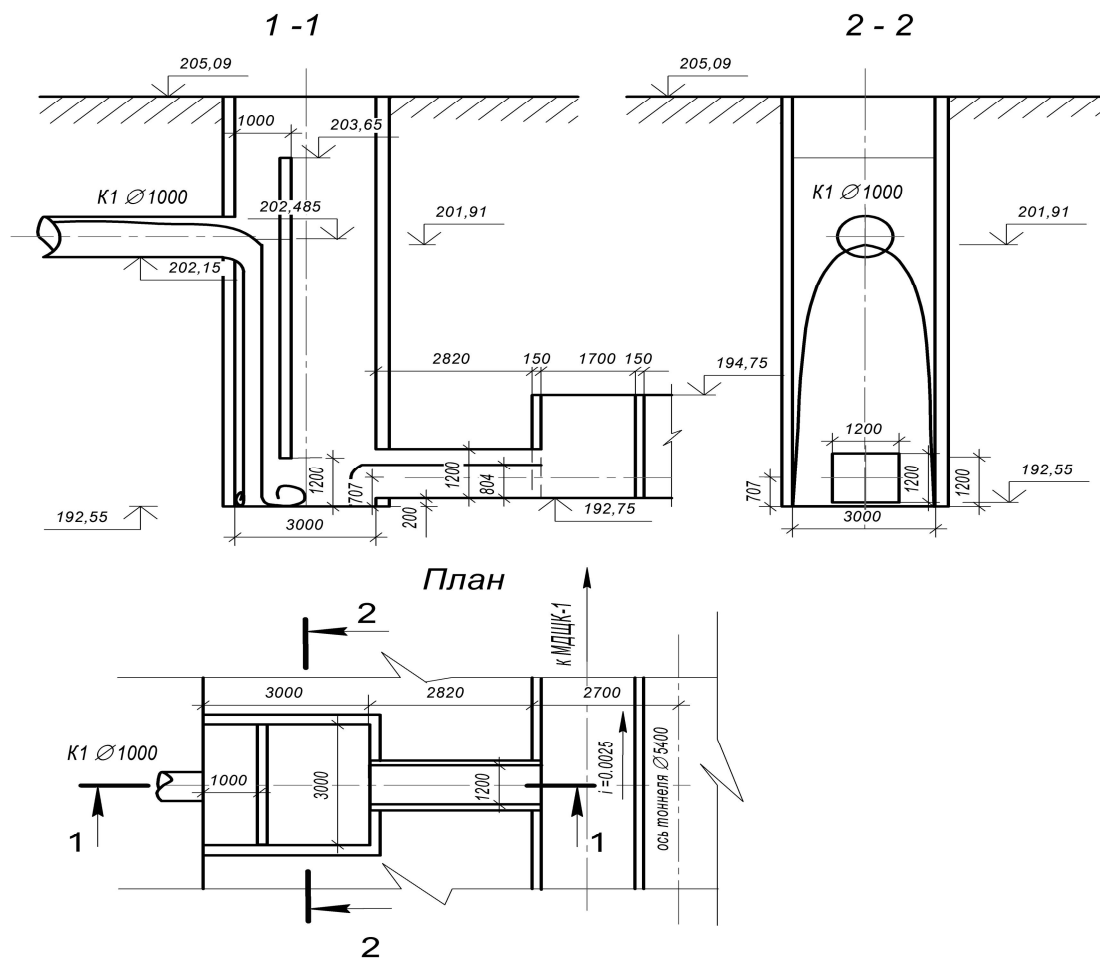


Схема водобойного колодца 3000 x 3000

Рисунок 3 – Схема перепадной камеры с водобойным устройством

- выделение из воды газов, зависящее от наличия и площади свободной поверхности жидкости, температуры и турбулентности водного потока;

- биоокисление газа и взаимодействие кислых продуктов с поверхностью конструкций, зависящее от условий в месте контакта среды с конструкцией - влажности, температуры, окислительного потенциала, наличия кислорода и от свойств материала.

Наиболее опасным в коррозионном отношении является сероводород, окисляемый тионовыми бактериями в серную кислоту, разрушающую бетон в реальных условиях со скоростью до 40 мм/год.

Сложность выполняемой нами задачи заключалась в том, что степень агрессивности эксплуатационной газовой-биогенной воздушной среды и ее распределение по длине коллектора необходимо было определить на стадии проектирования, без данных о качественном составе сформировавшегося стока. Были использованы следующие исходные данные: химический состав сточных вод в подключаемых к тоннелю канализацион-

ных сетях, схемы подключения инженерных коммуникаций, продольный профиль дренажно-коммуникационного тоннеля, поперечные сечения каналов, схемы перепадных камер и водобойных устройств.

Изложение материала. Алгоритм расчетов состоял в следующем.

1.Определение образования сероводорода в сточной воде сульфатредуцирующими бактериями:

$$[H_2S] = 0,0142 \cdot T^{1,744} \cdot t^{2,878 \cdot T^{-0,464}} \cdot (SO_4^{2-} / \text{ХПК})^{-0,72} \quad (1)$$

2.Определение концентрации сероводорода в атмосфере перепадного колодца с водобойным устройством для самого неблагоприятного случая (максимального перепада высот между подводящим коллектором и дном колодца):

$$H_2S = 7 \cdot T^{0,034} \cdot [H_2S]^{0,33 \cdot T^{0,357}} + [H_2S] \cdot 5,8 \cdot 10^{-3} \cdot (R_e \cdot 10^{-6})^{3,524}, \quad (2)$$

где $[H_2S]$ – концентрация сероводорода в воде, мг/л; H_2S - концентрация сероводорода в газовой фазе в месте изменения турбулентности потока, мг/м³; Т - температура воды, °С; t - время пребывания в анаэробных условиях, мин.; SO_4^{2-} - концентрация сульфатов в воде, мг/л; ХПК - химическая потребность в кислороде, мгО₂/л; Re -число Рейнольдса. Расчётная максимальная концентрация сероводорода в газовой фазе составила 60 мг/м³.

3.Определение степени агрессивности эксплуатационной газовой среды по отношению к бетону в наиболее неблагоприятном месте в перепадной камере осуществляли по таблицам [3].

Таблица 1- Степень агрессивности сероводородной биогенной среды и защитные мероприятия к бетону

Концентрация H ₂ S в воздухе, мг/м ³	Скорость коррозии		Степень агрессивности среды	Защитные мероприятия
	мм/год	за 50 лет, см		
1 2	0.55 0.08	0.25 0.40	Слабая	Бетон нормальной плотности на сульфатостойком цементе
4 8	0.30 0.60	1.50 3.00	Средняя	Особо плотные бетоны с флюатированием поверхности конструкций
30 135 500	2.50 10.00 40.00	12.50 50.00 200.00	Сильная	Полимербетоны, защита полиэтиленовой или ПВХ футеровкой

Как следует из таблицы 1, степень агрессивности среды в перепадных камерах - сильная ($C_{H_2S}=60\text{мг/м}^3$), что обуславливает необходимость защиты их от коррозии.

4. Определение содержания сероводорода по длине канализационных каналов и протяженности зон распространения коррозионного поражения определяли в соответствии с зависимостями [3,4]:

$$\bar{u} = \exp \left[\frac{k \cdot D \cdot \bar{l}}{v \cdot d_r} \right] \quad (3)$$

$$\bar{l} = \frac{0,7 \cdot v \cdot d_r}{k \cdot D} \quad (4)$$

где \bar{u} - относительная средняя концентрация выделившегося газа по длине канала; $\bar{l} = z / d_r$ - относительная длина канала; d_r - гидравлический диаметр воздушной части канала; v - скорость газа в подсводном пространстве; k - коэффициент, зависящий от вида препятствия в коллекторе, вызывающего интенсификацию выделения газа.

При расчете изменения концентрации сероводорода в воздушной полости канализационных каналов было принято, что при каждом сливе стоков через водобойный колодец в канал происходит выделение сероводорода до концентрации 60 мг/м^3 , а спокойное течение жидкости в канале сопровождается постепенным растворением сероводорода в жидкости и, соответственно, уменьшением его концентрации в воздушной полости.

Исходя из геометрических, планировочных и эксплуатационных характеристик канализационной системы были проделаны следующие расчеты:

а) определены в виде таблиц такие характеристики проточной системы части каналов, как площадь сечения занятого жидкостью, площадь сечения занятого воздухом, периметр сечения занятого жидкостью, периметр сечения занятого воздухом, гидравлический радиус сечения, занятого жидкостью, гидравлический радиус сечения, занятого воздухом в зависимости от степени заполнения канала жидкостью;

б) на каждом участке канала с неизменным расходом жидкости методом последовательных приближений при помощи выше названных таблиц рассчитаны скорости, площади, гидравлические радиусы потока жидкости, а также аналогичные параметры для воздушной части канала;

в) на каждом участке канала с неизменным расходом жидкости выполнен расчет процессов диффузии сероводорода в жидкость и уменьшение его концентрации в воздушной полости;

г) специальные защитные мероприятия против коррозии рекомендовано выполнять для участков канала, где степень агрессивности переходит с «средней» в «сильную», т.е. при $C_{H_2S} > ПДК = 10 \text{ мг/м}^3$ (таблица 1).

Пример расчета приведен в таблице 2 и рисунке 4.

Таблица 2 - Расчет исходных данных для определения диффузии сероводорода

Обозначение участка	Подключение расхода, л/с	Длина участка, м	Отметка уровня начала участка, м	Отметка уровня конца участка, м	Общий расход, л/с	Общая длина участка, м	Перепад уровня, м	Коэффициент шероховатости стенок канала	Скорость течения, м/с
К-5 – МДЦК-1	800	1261	197,7	194,6	800	1261	3,1	0,014	1,186

Площадь сечения m^2	Площадь сечения по табл. $min. m^2$	Периметр, м	Гидравл. радиус min , м	Гидравл. радиус max , м	Гидравл. радиус $сред.$, м	Показатель стени, z	Скорость течения max , м/с	Скорость течения $сред.$, м/с
0,674	0,625	3,419	0,1828	0,2033	0,1907	0,660	1,238	1,186

			Расчет диффузии			U0 – начальная концентрация газа на участке в мг/м3
Гидравл. ради- ус min, м	Гидравл. ради- ус max, м	Гидравл. ради- ус сред., м	Показатель экспоненты	Расстояние до ПДК, м	Длина участка, м	ГрК – граничная концентрация
						ПДК – предельная концентрация газа
0,38 0	0,368	0,3751				-0,00462

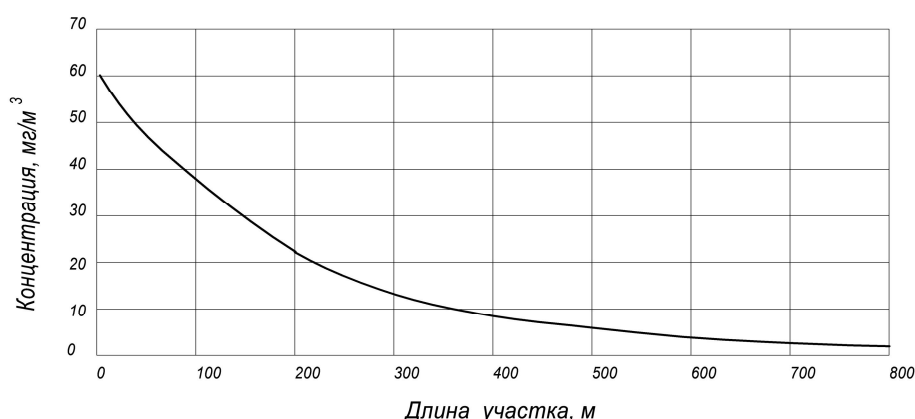


Рисунок 4 - Изменение концентрации сероводорода вдоль участка ДК-5-МДЦК-1

5. Расчет проветривания канализационных каналов проводился перед входом в них людей для выполнения ремонтных, или профилактических работ с целью снижения концентрации токсичных газов до уровня не выше предельно допустимого и поддержания в тоннеле воздуха необходимой чистоты во время выполнения работ. В проветриваемый участок прекращается доступ канализационных стоков, он отсекается от вышележащего и нижележащего участков, и через колодец на входе при помощи вентилятора нагнетается атмосферный воздух, который проходит по тоннелю и выходит через колодец в его конец, унося из тоннеля ядовитые газы. Задача расчета - определение времени проветривания при выбранном вентиляторе или подбор вентилятора при заданном времени проветривания. Расчет выполнен по методике, принятой для расчета количества воздуха, необходимого для проветривания рудников [5].

Расчет проветривания канализационных тоннелей ведут обычно по ряду требований.

По ядовитым газам расчет ведется из условия, что перед началом проветривания в тоннеле имеется определенное количество ядовитых газов, концентрацию которых необходимо уменьшить до предельно-допустимой.

Расчетная производительность вентилятора Q вычисляется по следующей формуле:

$$Q_1 = W \cdot 100 / (cT), \quad (5)$$

где W - «количество ядовитых газов в тоннеле перед проветриванием в м^3 ; c - допустимая концентрация ядовитого газа в %; T - время проветривания в мин; Q_1 - $\text{м}^3/\text{мин}$.

$$Q_2=6N, \quad (6)$$

где N - наибольшее количество одновременно работающих людей, Q_2 – м³/мин.

“По людям” расчет ведется из условия обеспечения во время работы каждого работника 6-ю м³ чистого воздуха в минуту.

$$Q_3=q \cdot 100 / (c \cdot 24 \cdot 60), \quad (7)$$

где q - количество выделяющегося или образующегося ядовитого газа в течении суток; Q_3 - м³ /мин.

По остаточному выделению ядовитых газов после опорожнения тоннеля расчет ведется из условия разжижения ядовитых газов до допустимых концентраций.

Расчет по минимальной и максимальной скорости движения воздуха в тоннеле величина начального содержания ядовитых газов W в тоннеле определена правилами безопасности для шахт; оговариваются минимальная 0.5 м/с и максимальная 4 м/с скорость движения воздуха по выработкам, которые, очевидно, могут быть приняты и для канализационных тоннелей исходя из наихудшего варианта. Расчеты сведены в таблицу 3.

На момент начала проветривания концентрация по всему участку тоннеля

$$W=U_0 \cdot S \cdot L / (106 \cdot P_{\Gamma}), \quad (8)$$

где S - площадь поперечного сечения тоннеля в м²; L - длина тоннеля в м; P_{Γ} - плотность ядовитого газа; W – м³. Принята равной максимальной $U_0=60$ мг/м.

При расчете принят вентилятор марки СВМ6М, его параметры приведены в таблице в исходных данных.

Исходя из того, что срок безопасной работы канализационных коллекторов при их абсолютной незащищенности от агрессивного воздействия эксплуатационной газовой-биоогенной среды составляет в среднем 10.5 лет, представляется, что рекомендованная методика учета биологического фактора коррозии и, соответственно, защиты от него, существенно повысит эксплуатационную надежность и долговечность такого вида сооружений.

Таблица 3 – Расчет проветривания канализационных коллекторов

Тоннель	Обозначение участка	Длина участка, м	Площадь сечения, м ²	Показатель экспоненты	Начальная концентрация газа, мг/м ³	Количество газа в тоннеле, кг	Объем газа, м ³	Время работы вентилятора, час	Скорость воздуха, м/сек	Гидравлический радиус, м	Число Рейнольдса	Относительное число Рейнольдса	Коэффициент трения	Гидравлические потери, мм в ст
Сбросной тоннель	МДЦК-1ПК31	1051.22	2.441	-0.00725	60	0.1540	0.1100	0.778	2.253	0.373	112058	1352	0.023	10.8
	ПК31-ДЦК-1	2812	2.441	-0.0085	60	0.4118	0.2942	2.080	2.253	0.373	112058	1352	0.023	28.9
	ДЦК-1-К1	1981.15	2.88	-0.00425	60	0.3423	0.2445	1.729	1.910	0.4175	106308	1146	0.022	12.6
	К-1-ДК-3	2700	2.88	-0.00441	60	0.4666	0.3333	2.356	1.910	0.4175	106308	1146	0.022	17.2
Юго-Восток	ДК-3-К-3	600	2.88	-0.00455	60	0.1037	0.0741	0.524	1.910	0.4175	106308	1146	0.022	3.8
	К-3 –ДК-4	600	2.88	-0.00475	60	0.1037	0.0741	0.524	1.910	0.4175	106308	1146	0.022	3.8
	ДК-4 –К-4	700	2.88	-0.0048	60	0.1210	0.0864	0.611	1.910	0.4175	106308	1146	0.022	4.5
	К-4-МДЦК-1	1625.52	2.88	-0.00491	60	0.2809	0.2006	1.419	1.910	0.4175	106308	1146	0.022	10.4
Север-ный	К-5-МДЦК-1	1261	2.88	-0.00462	60	0.2179	0.1556	1.101	1.910	0.4175	106308	1146	0.022	8.0
	ДК-5-К-6	781.85	2.88	-0.00447	60	0.1351	0.0965	0.682	1.910	0.4175	106308	1146	0.022	5.0
	К-6-ДК-6	900	2.88	-0.00473	60	0.1555	0.1111	0.785	1.910	0.4175	106308	1146	0.022	5.7
	ДК-6-МДЦК-2	1045.8	2.88	-0.00527	60	0.1807	0.1291	0.913	1.910	0.4175	106308	1146	0.022	6.7

Выводы

1. Обеспечение долговечности и экологической безопасности канализационных тоннелей может быть осуществлено еще на стадии проектирования путем учета всех неблагоприятных факторов, в том числе биологического.

2. Биологический фактор определяет коррозионные и санитарно-токсикологические свойства эксплуатационной газовой среды и зависит от химического состава сточных вод и конструктивных особенностей трубопроводного сооружения.

3. Степень агрессивности и токсичности газовой среды канализационных каналов может быть спрогнозирована при комплексном рассмотрении микробиологических процессов образования продуктов жизнедеятельности микроорганизмов и при решении прикладных задач гидро- и газодинамики.

Библиографический список

1. ДСТУ Б В.2.6 – 145:2010. *Захист бетонних і залізобетонних конструкцій від корозії. Загальні технічні вимоги:изд.офиц.-Взамен ГОСТ 31384:2008; NEQ; введ.в действие 01.01.2011.- Київ: Міненергобуд України, 2010. -52 с.*

2. Дрозд Г.Я., Антипова Т.И. *Приближенная оценка агрессивности сточных вод с точки зрения развития биогенной коррозии бетона самотечных канализационных коллекторов / Г.Я. Дрозд, Т.И. Антипова // Инженерные решения экологических проблем Донбасса: сб. ст./ сост. В.А. Маслак. - Киев, 1992. - С. 55-64.*

3. Дрозд Г.Я. *Повышение эксплуатационной долговечности и экологической безопасности канализационных сетей: автореф. дис....д.т.н: защищена 31.01.98 : утв.27.11.99/ Дрозд Геннадий Яковлевич ; Донбасская гос. акад. строительства и архитектуры.— Макеевка, 1998. – 33 с.*

4. Дрозд Г.Я. *Вентиляция систем водоотведения / Г. Дрозд, Я. Гусенцова. - Луганск: ЛНАУ, 2004. – 136 с.*

5. Юрченко В.А. *Образование экологически опасных газообразных соединений при транспортировании сточных вод канализационными сетями / В.А. Юрченко, А.Н. Коваленко // Коммунальное хозяйство городов. – 2007. - № 74. – С. 68-73.*

6. Килькеев Ш.Х. *Расчёт количества воздуха необходимого для проветривания рудников / Ш.Х. Килькеев . – Ленинград: ЛГИ, 1974 .- 399 с.*

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Заблудским Н.Н.

*к.т.н. Карапетян С.Х.,
к.т.н. Псюк В.В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина),
к.т.н. Отрош Ю.А.
(Академія пожежної безпеки ім. Героїв Чорнобиля,
м. Черкаси, Україна)*

ВЛИЯНИЕ НЕМНОГОКРАТНО ПОВТОРНЫХ НАГРУЖЕНИЙ НА НЕСУЩЮЮ СПОСОБНОСТЬ ВНЕЦЕНТРЕННО СЖАТЫХ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ СТОЕК

Наведено результати експериментальних досліджень впливу небагаторазово повторних навантажень високого рівня на стійкість гнучких позацентрово стислих колон. Встановлено вплив рівня й кількості циклів навантажень на міцність, стійкість і деформативність залізобетонних колон.

Ключові слова: *повторні навантаження, кількість циклів навантажень, позацентрове стиснення, залізобетонні колони, стійкість, гнучкість, міцність, напружено-деформований стан.*

Приведены результаты экспериментальных исследований влияния многократно повторных нагрузжений высокого уровня на устойчивость гибких внецентренно сжатых колонн. Установлено влияние уровня и количества циклов нагрузжений на прочность, устойчивость и деформативность железобетонных колонн.

Ключевые слова: *повторные нагрузжения, количество циклов нагрузжений, внецентренное сжатие, железобетонные колонны, устойчивость, гибкость, прочность, напряженно-деформированное состояние.*

Актуальность проблемы. Железобетонные конструкции в реальных условиях эксплуатации нередко подвергаются воздействию многократно повторных нагрузжений. При этом проявляются малоизученные и не учитываемые в нормативных документах особенности деформирования и разрушения материалов, а также элементов конструкций.

Внецентренно сжатые железобетонные элементы, находящиеся в выше указанных условиях нагружения (природного или технологического характера) также имеют определенные особенности работы, которые необходимо учитывать при расчете их на устойчивость и прочность.

Анализ исследований. Имеющиеся экспериментальные данные свидетельствуют о значительном влиянии уровня, характера, скорости и количества циклов многократно повторных нагружений на прочностные и деформативные свойства бетона, железобетона и несущую способность конструкций, выполненных из них [1, 2, 3].

В исследованиях внецентренно сжатых железобетонных элементов, находящиеся в условиях циклических нагружений имеются данные о пределе нагрузок, начальных эксцентриситетов, приспособляемости и количестве циклов при котором наступает стабилизация деформаций [4, 5, 6]. В большинстве работ рассматриваются стержни малой гибкости, т.е. $\lambda \leq 6$. Исследования влияния многократно повторных нагружений высокого уровня на несущую способность и устойчивость сжатых элементов средней и большей гибкости практически отсутствуют.

Постановка задачи. Для решения указанных задач в лаборатории кафедры строительных конструкций ДонГТУ проведены экспериментальные исследования внецентренно сжатых шарнирно опертых железобетонных стоек прямоугольного сечения с размерами 60x120 мм и относительным эксцентриситетом приложения нагрузки $\delta_e = 0,167$ ($e_0 = 10$ мм).

Стойки были изготовлены из тяжелого бетона класса В30 и имели одинаковую длину 100 см ($l_p = 105$ см - между центрами шарниров). Гибкость стоек в плоскости наименьшей жесткости $\lambda = 16,7$ ($\lambda = 17,5$). Армирование стоек симметричное в виде вязаных каркасов, состоящих из четырех рабочих стержней диаметром 6 мм ($\mu = 1,9\%$) и поперечных стержней.

Испытания стоек проводили на гидравлическом прессе ГРМ-2А мощностью 1000кН. Нагрузка на образцы передавалась через цилиндрический (внизу) и шаровой (вверху) шарниры. Прогибы стоек измерялись в середине расчетной длины прогибомерами с ценой деления 0,01мм, а продольные деформации - индикаторами часового типа с ценой деления 0,001мм на базе 200мм. Центрирование стоек по физической оси и выставление начального эксцентриситета производились с помощью специального приспособления разработанного в НИИСК.

В зависимости от характера нагружений стойки разделялись на три серии (С-I, С-II и С-III). Стойки серии С-I (базовые) испытывали однократной статической нагрузкой с целью определения несущей способности и сопоставления её с результатами испытаний стоек серий С-II и С-III. Стойки серии С-II подвергались предварительному повторному нагружению и последующему кратковременному нагружению до разрушения. Стойки серии С-III подвергались воздействию повторных на-

грузений до разрушения. Все стойки испытывались в мягком режиме нагружения.

Верхние уровни повторных нагружений η_B для стоек серий С-II и С-III назначались относительно критической нагрузки, полученной при испытании стоек серии С-I, составляли 0,85 и 0,85 соответственно. Коэффициент асимметрии циклов принимался равным $\rho_p = 0,1$. Количество повторных нагружений для стоек серии С-II назначалось от 1 до 15 циклов (с учетом возможной стабилизации деформаций).

В соответствии с программой испытаний стойки серии С-II в течение 14-ти циклов нагружались и разгружались а, на 15-м цикле доводились до разрушения однократной статической нагрузкой. Стойки серии С-III подвергались воздействию повторных нагружений вплоть до наступления разрушения, т.е. определялось предельное число циклов разрушения.

В результате испытаний все стойки серии С-I разрушались вследствие потери устойчивости, за момент начало которой принимался самоускоряющийся рост прогибов. Средняя величина критической нагрузки составила 115,5 кН, а значения соответствующих относительных деформаций бетона сжатой грани стоек – $\varepsilon_1 = 248,5 \times 10^{-5}$, что меньше предельных ε_{bu} . Средняя величина максимальных прогибов в середине стоек составила $f = 7,63 \text{ мм}$.

Результаты испытаний серии С-II показали, что несущая способность стоек после 14-ти предварительных циклов нагружений по сравнению с базовыми стойками практически не изменилась, что соответствует результатам испытаний изгибаемых элементов, приведенным в [7]. Все стойки серии С-II при догрузении также разрушались вследствие потери устойчивости, что наглядно иллюстрируют приведенные на рис. 1 характерные диаграммы " $P - \varepsilon_1$ " и " $P - f$ ". Средняя величина критической нагрузки при этом составила 113,8 кН, а значения соответствующих относительных деформаций сжатой грани стоек примерно соответствовали деформациям образцов серии С-I. Средняя величина максимальных прогибов в середине стоек составила $f = 7,1 \text{ мм}$. Трещины в бетоне стоек серий С-I и С-II образовывались непосредственно перед их разрушением.

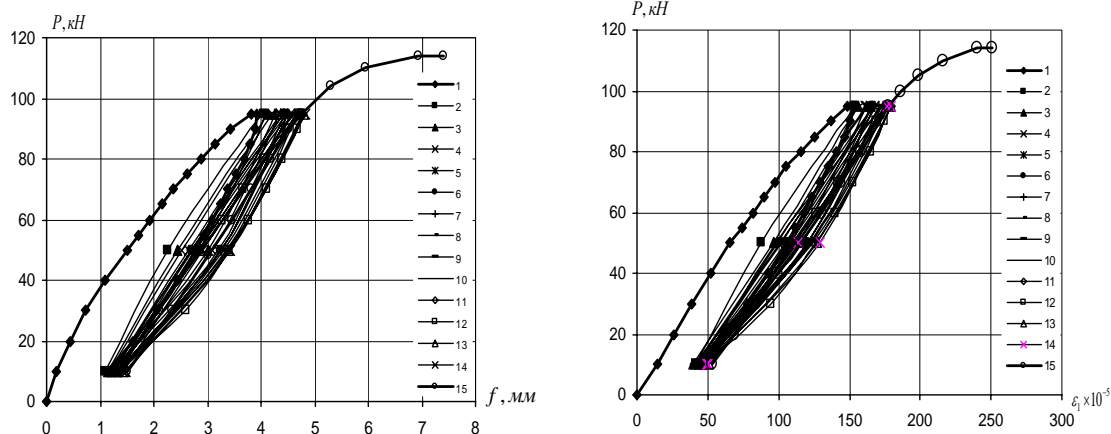


Рисунок 1 – Зависимости “ $P-f$ ” и $P-\varepsilon_1$ после 14-ти циклов предварительных нагружений и статического догружения (15-й цикл) стойки С-II-3

На рис. 2 приведены диаграммы циклического деформирования “ $P-\varepsilon_1$ ” и “ $P-f$ ”, полученные при испытании стойки С-III-1. Все стойки данной серии при испытании разрушались в процессе повторных нагружений вследствие достижения предельных деформаций в бетоне сжатой зоны при среднем числе циклов до разрушения $N_r=138$.

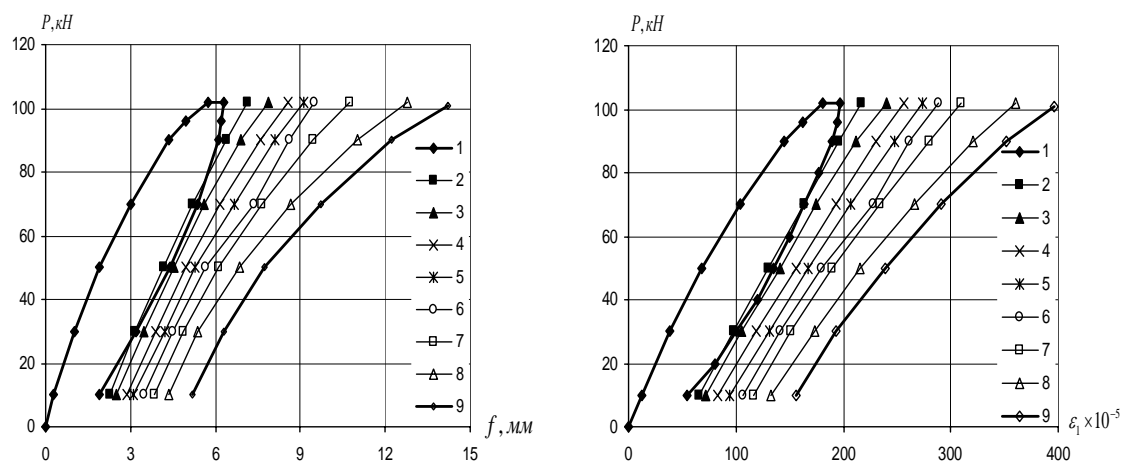


Рисунок 2 – Зависимости “ $P-f$ ” и $P-\varepsilon_1$ при повторных нагружениях стойки С-III-1: 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9 - нагружения 1, 11, 21, 41, 61, 81, 101, 111, 121 циклов нагружений соответственно

Анализируя значения максимальных деформаций сжатой грани по бетону, замеренные в критическом состоянии стоек серий С-I и С-II, можно сделать вывод, что они несколько больше (на 25 ÷ 35%) значений ε_{bR} , но заметно меньше предельных ε_{bu} для бетона класса В30. Этот вывод свидетельствует о том, что причиной исчерпания несущей способ-

ности железобетонных стоек серии С-I и С-II в опытах была потеря устойчивости.

Результаты испытаний стоек серии С-III позволяет сделать вывод о существенном влиянии многократно повторных нагружений на характер деформирования и несущую способность стоек данной серии. Так, средняя величина разрушающей нагрузки стоек составила 100,9 кН, а среднее значение соответствующих относительных деформаций сжатой грани $\varepsilon_1 = 377,41 \times 10^{-5}$. При этом, как и для стоек серий С-I и С-II напряжения в сжатой арматуре превышали, а в растянутой – не достигали предела текучести. Средняя величина максимальных прогибов в середине стоек составила $f = 12,1 \text{ мм}$. Образование трещин в стойках серии С-III при повторных нагружениях происходило за несколько циклов (от 1...20 циклов) до разрушения.

Сравнение результатов испытаний серий С-I и С-III показало, что значения продольных деформаций сжатых граней и прогибов, предшествующие разрушению стоек серии С-III в среднем на 50 и 70% соответственно больше чем для стоек серии С-I. При этом среднее значение деформаций ε_1 численно близки к предельным значениям ε_{bu} для бетона стоек класса В30, а несущая способность стоек серии С-III в среднем ниже на 13%, чем стоек серии С-I. Исходя из сказанного выше, можно заключить, что причиной потери несущей способности стоек серии С-III явилась истощение прочности и деформативности сжатого бетона.

Выводы:

1. Повторные нагружения с числом циклов до 15-ти при заданном высоком уровне нагружений на несущую способность стоек не влияют, а с числом циклов до разрушения приводят к снижению несущей способности и выработке деформаций сжатого бетона стоек до предельных значений.

2. Несущая способность стоек серий С-I и С-II определялась устойчивостью, а серии С-III – прочностью или устойчивой прочностью.

Библиографический список

1. Бамбура А.Н. Работа изгибаемых железобетонных элементов при многократно повторных нагружениях высокого уровня / А.Н. Бамбура, Т.Н. Подобенко // Деп. во ВНИИИС Госстроя СССР. - Вып. 8. - 1988. - № 8346.

2. Подобенко Т.Н. Напряженно-деформированное состояние железобетонных изгибаемых элементов при кратковременных повторных нагружениях: автореф. дис. на соискание ученой степени канд. тех. на-

ук: спец. 05.23.01 "Строительные конструкции, здания и сооружения" / Т.Н. Подобенко. – К.: НИИСК, 1991. - 17 с.

3. Яковлев С.К. Приспособляемость железобетонных конструкций при действии повторных кратковременных нагрузок: автореф. дис. на соискание ученой степени канд. тех. наук: спец. 05.23.01 "Строительные конструкции, здания и сооружения" / С.К. Яковлев. - М.: 1984. - 23 с.

4. Борисюк О.П. Зміна напружено-деформованого стану перерізів керамзитозалізобетонних елементів під дією малоциклових навантажень / О.П. Борисюк / Матеріали міжнародної науково-практичної конференції "Совершенствование строительных материалов, технологий и методов расчета конструкций в новых экономических условиях". – Сумы, 1994. - С. 244-245.

5. Казачек В.Г. Несущая способность и деформативность гибких сжато-изогнутых преднапряженных железобетонных элементов при кратковременном однократном и повторном нагружении: автореф. дис. на соискание ученой степени канд. тех. наук: спец. 05.23.01 "Строительные конструкции, здания и сооружения" / В.Г. Казачек. - М.: 1980. – 21 с.

6. Пухонто Л.М. Совершенствование колонн подсиловых этажей зерновых элеваторов / Л.М. Пухонто, Ф.К. Джха // Бетон и железобетон. – 1992. – № 1. – С. 9-10.

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

*к.т.н. Белевцова Н.Л.
(ГЭТУТ, г. Киев, Украина),
к.т.н. Медведь И. И.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ИССЛЕДОВАНИЕ ТРАЕКТОРИЙ ДЕФОРМИРОВАНИЯ КОНИЧЕСКОЙ ОБОЛОЧКИ, НАХОДЯЩЕЙСЯ В УСЛОВИЯХ НЕИЗОТЕРМИЧЕСКОГО НАГРЕВА

Досліджуються траєкторії деформування конічної оболонки, що знаходиться під дією неосесиметричного температурного поля.

Ключові слова: *неізотермічний нагрів, конічна оболонка, траєкторії деформування.*

Исследуются траектории деформирования конической оболочки, находящейся под действием неосесимметричного температурного поля.

Ключевые слова: *неизотермический нагрев, коническая оболочка, траектории деформирования.*

Настоящая работа является продолжением работ [1, 2] и посвящена исследованию траекторий деформирования конической оболочки, находящейся под действием неосесимметричного температурного поля.

Данная задача решается на основе гипотез Кирхгоффа-Лява и теории тонких оболочек В.В. Новожилова [3]. Используется теория простых процессов нагружения [4] с учетом истории их протекания [5]. Физические соотношения линеаризуются методом последовательных приближений в форме переменных параметров упругости [5, 6]. Механические характеристики материала зависят от температуры, деформации ползучести не учитываем.

Цель работы. Исследование траекторий деформирования конической оболочки, находящейся в условиях неизотермического нагрева.

Разрешающая система уравнений для данного класса задач полученная в [1] имеет следующий вид:

$$\frac{\partial \bar{N}}{\partial S} = \hat{O} \left(\bar{N}; \frac{\partial \bar{N}}{\partial \theta}; \frac{\partial^2 \bar{N}}{\partial \theta^2}; \frac{\partial^3 \bar{N}}{\partial \theta^3}; \frac{\partial^4 \bar{N}}{\partial \theta^4} \right), \quad (1)$$

где \bar{N} - вектор разрешающих функций [1].

Переменные параметры упругости, входящие в (1) определяются из предыдущего приближения и имеют вид [5]:

при активном нагружении

$$\begin{aligned} \nu^* &= \frac{2G(1+\nu)\psi - (1-2\nu)}{4G(1+\nu)\psi + 1 - 2\nu}, & \dot{A}^* &= \frac{6G(1+\nu)}{4G(1+\nu)\psi + 1 - 2\nu}, \\ G^* &= \frac{E^*}{2(1+\nu^*)}. \end{aligned} \quad (2)$$

при упругой разгрузке

$$\nu^* = \nu; G^* = G; E^* = 2G(1+\nu), \quad (3)$$

где E, G, ν – модуль Юнга, модуль сдвига и коэффициент Пуассона соответственно при простом растяжении и заданной температуре;

ψ – функция пластичности, определяющаяся в зависимости от направленности процесса [5].

При активном нагружении:

$$\psi = \frac{\Gamma}{S}. \quad (4)$$

При упругой разгрузке:

$$\psi = 1/2G, \quad (5)$$

где Γ - интенсивность деформаций сдвига;

S - интенсивность касательных напряжений, которые определяются формулами [5]:

$$\begin{aligned} \Gamma &= \frac{1}{\sqrt{6}} \sqrt{(\varepsilon_s^\xi - \varepsilon_\theta^\xi)^2 + (\varepsilon_\theta^\xi - \varepsilon_\xi^\xi)^2 + (\varepsilon_s^\xi - \varepsilon_\xi^\xi)^2 + \frac{3}{2}(\varepsilon_{s\theta}^\xi)^2}, \\ S &= \frac{1}{\sqrt{3}} \sqrt{\sigma_s^2 + \sigma_\theta^2 - \sigma_s \sigma_\theta + 3\sigma_{s\theta}^2}, \end{aligned} \quad (6)$$

где σ_s, σ_θ - меридиональные и окружные нормальные напряжения соответственно;

$\sigma_{s\theta}$ - касательные напряжения.

Их можно определить следующими зависимостями:

$$\sigma_s = \frac{E^*}{1-\nu^*} \left[\varepsilon_s^\xi + \nu^* \varepsilon_\theta^\xi - \alpha_T (T - T_0) (1 - \nu^*) - \nu^* \varepsilon_\theta^{1p} - \varepsilon_s^{1p} \right],$$

$$\sigma_{s\theta} = G^* (\varepsilon_{s\theta}^\xi - \varepsilon_{s\theta}^{1p}), \quad (S, \theta). \quad (7)$$

Деформации эквидистантного слоя ε_ξ^ξ в нормальном к срединной поверхности направлении определяются:

$$\varepsilon_\xi^\xi = -\frac{\nu^*}{1-\nu^*} \left[\varepsilon_s^\xi + \varepsilon_\theta^\xi - 2\alpha_T (T - T_0) - \varepsilon_s^{1p} + \varepsilon_\theta^{1p} \right] + \alpha_T (T - T_0) + \varepsilon_\xi^{1p}. \quad (8)$$

Предполагаем, что интенсивность касательных напряжений является функцией интенсивности деформаций сдвига и температуры согласно [5]:

$$S = F(\tilde{A}, \dot{\theta}), \quad (9)$$

причем эта функция не зависит от вида напряженного состояния и определяется экспериментально при простом растяжении цилиндрических образцов, нагреваемых до различных температур. В этом случае:

$$S_{\dot{\theta}} = \frac{\sigma}{\sqrt{3}}, \quad (10)$$

$$\tilde{A} = \frac{1 + \nu^*}{\sqrt{3}} \varepsilon; \quad \nu^* = \frac{1}{2} - \frac{(1 - 2\nu) \sigma}{2E E}, \quad (11)$$

где σ и ε - напряжения и деформации образца при одноосном растяжении. Под ε следует понимать деформацию, возникающую только от действия растягивающей силы, т.е. ε не содержит чисто тепловой деформации.

В соотношениях обозначены через ε_s^{1p} ; ε_θ^{1p} ; $\varepsilon_{s\theta}^{1p}$; ε_ξ^{1p} - пластические составляющие компонент тензора деформации в момент начала разгрузки, которые при активном процессе нагружения принимаются равными нулю:

$$\varepsilon_s^{1p} = \varepsilon_\theta^{1p} = \varepsilon_{s\theta}^{1p} = \varepsilon_\xi^{1p} = 0, \quad (12)$$

а в момент начала разгрузки определяются зависимостями [5]:

$$\begin{aligned}\varepsilon_s^{1p} &= (\psi - 1/2G) (\sigma_s - \sigma_o) ; (S; \theta; \xi) ; \\ \varepsilon_{s\theta}^{1p} &= (\psi - 1/2G) \sigma_{s\theta},\end{aligned}\tag{13}$$

где σ_o - среднее нормальное напряжение, которое согласно принятым допущениям определяется равенством:

$$\sigma_o = \frac{\sigma_s + \sigma_\theta}{3}.\tag{14}$$

Символ $(S; \theta; \xi)$ – означает, что компоненты $\varepsilon_\theta^{1p}; \varepsilon_\xi^{1p}$ получаем из (13) путем перестановки индексов.

Так как определение переменных параметров упругости (2, 3) и пластических составляющих компонент тензора деформаций в момент начала разгрузки зависят от направленности процесса нагружения, то необходимо ввести в рассмотрение критерий направленности процесса. В качестве этого критерия принимаем приращение интенсивности пластических деформаций сдвига $\Delta\Gamma^p$. Интенсивность пластических деформаций сдвига Γ^p определяется соотношением [5]:

$$\Gamma^p = (1 - 1/2G\psi)\Gamma.\tag{15}$$

Тогда условие того, что процесс будет активным

$$\Delta\Gamma^p > 0,\tag{16}$$

а при упругой разгрузке $\Delta\Gamma^p \leq 0$.

Соотношения [1, 2] по форме записи совпадают с аналогичными соотношениями для ортотропных упругих оболочек [8], но в случае упругих оболочек жесткостные характеристики зависят только от механических свойств материала оболочки и ее температуры и не зависят от напряженно-деформированного состояния как в рассматриваемом случае.

При исследовании неизотермического процесса нагружения оболочки возникает вопрос о применимости соотношений теории простых процессов нагружения [1, 2, 5] к описанию этого процесса. Экспериментальные исследования показали, что соотношения теории простых процессов нагружения хорошо описывают процессы деформирования элемента тела по прямолинейным траекториям или мало отклоняющихся

от них. Поэтому при исследовании неизотермических процессов нагружения рекомендуется [5] строить траектории деформирования в пятимерном пространстве А. А. Ильюшина [4]. Координаты этого пространства применительно к рассматриваемым процессам деформирования оболочек определяются формулами [5]:

$$\begin{aligned}\vartheta_1 &= \sqrt{\frac{3}{2}}\ell_s; \\ \vartheta_2 &= \sqrt{2}\left(\frac{1}{2}\ell_s + \ell_\theta\right); \end{aligned} \quad (17)$$

$$\begin{aligned}\vartheta_3 &= \ell_{s\theta}\sqrt{2}; \quad \vartheta_4 = \vartheta_5 = 0; \\ \ell_s &= \varepsilon_s^\xi - \varepsilon_0; \quad (s, \theta); \end{aligned} \quad (18)$$

$$\begin{aligned}\ell_{s\theta} &= \varepsilon_{s\theta}^\xi, \\ \varepsilon_i &= \frac{1}{3}(\varepsilon_s^\xi + \varepsilon_\theta^\xi + \varepsilon_\xi^\xi). \end{aligned} \quad (19)$$

По форме построенной траектории можно судить о применимости тех или других соотношений пластичности к исследуемым процессам нагружения. В тех случаях, когда траектории деформирования для всех элементов оболочки окажутся прямыми линиями или пологими кривыми, отклоняющимися от прямой, проведенной через начало координат и точку на траектории, соответствующую пределу текучести материала, на величину, не превышающую след запаздывания векторных свойств материала [5], соотношения теории простых процессов нагружения хорошо согласуются с экспериментом. При этом наименьший радиус кривизны траектории должен быть больше следа запаздывания. След запаздывания векторных свойств материала определяет память материала, и величина его находится из опытов по двухзвенным ломанным. Обычно след запаздывания для упрочняющихся материалов равен 5-10 пределов текучести по деформациям.

К решению (1) применяем метод Рунге-Кутты с дискретной ортогонализацией по С. К. Годунову [7].

Исследуем напряженное состояние оболочки вращения постоянной толщины при неосесимметричных простых неизотермических процессах нагружения с учетом истории их протекания. Для этого рассмотрим термоупруго-пластическое напряженное состояние конической оболочки (рисунок 1) с геометрией $R=20,2$ см; $h=2$ см; $L=40$ см; $\varphi = 20^\circ$.

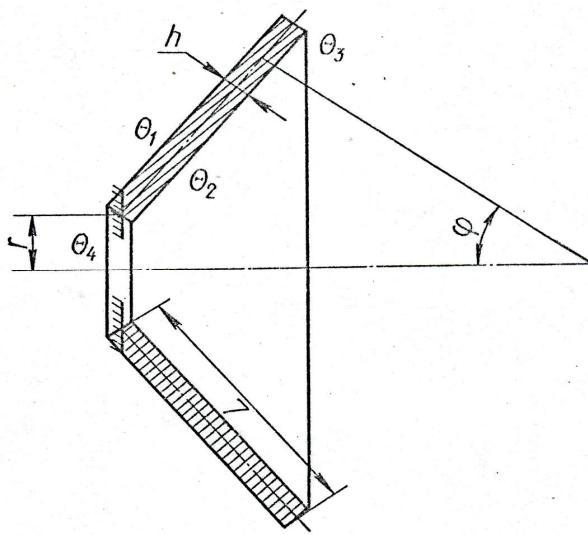


Рисунок 1 – Коническая оболочка постоянной толщины

Оболочка находится в условиях конвективного теплообмена и температура среды, омывающая ее, подчиняется неосесимметричному закону распределения:

$$\begin{aligned}\theta_1 &= 20^\circ \tilde{n}, \quad \theta_3 = [500 - 480 e^{-tc}]^\circ c, \\ \theta_2 &= [(600 - 580 \tilde{a}^{-1,5tc})(1 + 0,25 \cos \theta)]^\circ \tilde{n},\end{aligned}\quad (20)$$

где θ_1 , θ_2 и θ_3 - температуры на наружной, внутренней поверхностях оболочки и ее правого торца соответственно, а левый торец оболочки теплоизолированный.

Теплофизические характеристики материала исследуемой конической оболочки приведены в [2].

Температурное поле для оболочки получено при решении задачи теплопроводности при следующем разбиении: $K_s = 41$, $K_\theta = 19$, $(0 \leq \theta \leq \pi)$, $K_z = 5$. По толщине оболочки температура аппроксимировалась полиномом пятой степени. Так как температурное поле представлено двумя гармониками по косинусам, то в силу линейности задачи в решении удерживалось два члена ряда.

Слева оболочка жестко закреплена, а справа имеет свободный край. Граничные условия выражаются через основные функции [1, 2].

Для оценки точности определения напряженно-деформированного состояния конической оболочки расчет ее проводился при следующих вариантах разбиения:

$$\begin{aligned}
&1 - K_s = 41, K_\theta = 19, (0 \leq \theta \leq \pi), K_z = 5; \\
&2 - K_s = 81, K_\theta = 19, (0 \leq \theta \leq \pi), K_z = 5; \quad 3 - K_s = 41, K_\theta = 37, (0 \leq \theta \leq \pi), K_z = 5; \\
&4 - K_s = 41, K_\theta = 15, (0 \leq \theta \leq \pi), K_z = 7.
\end{aligned}$$

Искомые, функции при первом варианте разбиения представлялись первыми двумя, тремя и четырьмя гармониками по косинусам. Результаты вычислений показали, что учет третьей гармоники уточняет результаты не более 1%, а учет первых четырех гармоник - не более 1,5% по сравнению с результатами при представлении искомых функций двумя первыми гармониками.

Различие результатов по напряжениям второго варианта разбиения не превышает 1,8%, третьего - не более 1,5% и четвертого - не больше 2% по сравнению с первым вариантом разбиения. Поэтому расчет проводился по первому варианту разбиения, и искомое решение представлялось двумя первыми гармониками по косинусам.

Расчет оболочки проводился поэтапно. При этом этапы нагружения до 1 секунды брались с шагом 0,0625 секунд, а от 1 до 10 секунд - с шагом 1 секунда. Наибольшее напряженное состояние в оболочке возникает в начальные моменты времени. Поэтому исследование упруго-пластического состояния проводится в течение первых 10 секунд.

В процессе нагрева оболочки в некоторых ее точках строим траектории деформирования в пятимерном пространстве А.А.Ильюшина, координаты которого определяем согласно зависимостям (17-19). Расчет этих координат показал, что координата \mathcal{E}_3 мала по сравнению с \mathcal{E}_1 и \mathcal{E}_2 , поэтому процесс деформирования элемента оболочки изобразим на плоскости $\mathcal{E}_1 - \mathcal{E}_2$.

На рисунках. 2, 3 построены траектории деформирования для точек, находящихся на внутренней поверхности оболочки при $\theta=0$, $\theta=\pi/2$ соответственно и для значений меридиональной координаты $S=20$ см (кривые 1) и $S=36$ см (кривые 2). Из рисунков видно, что в оболочке процессы протекают по прямолинейным траекториям. Следовательно, применение физических соотношений теории простых процессов нагружения с учетом истории их протекания при определении напряженного состояния конической оболочки обосновано, а результаты исследования напряженного состояния оболочки достоверны.

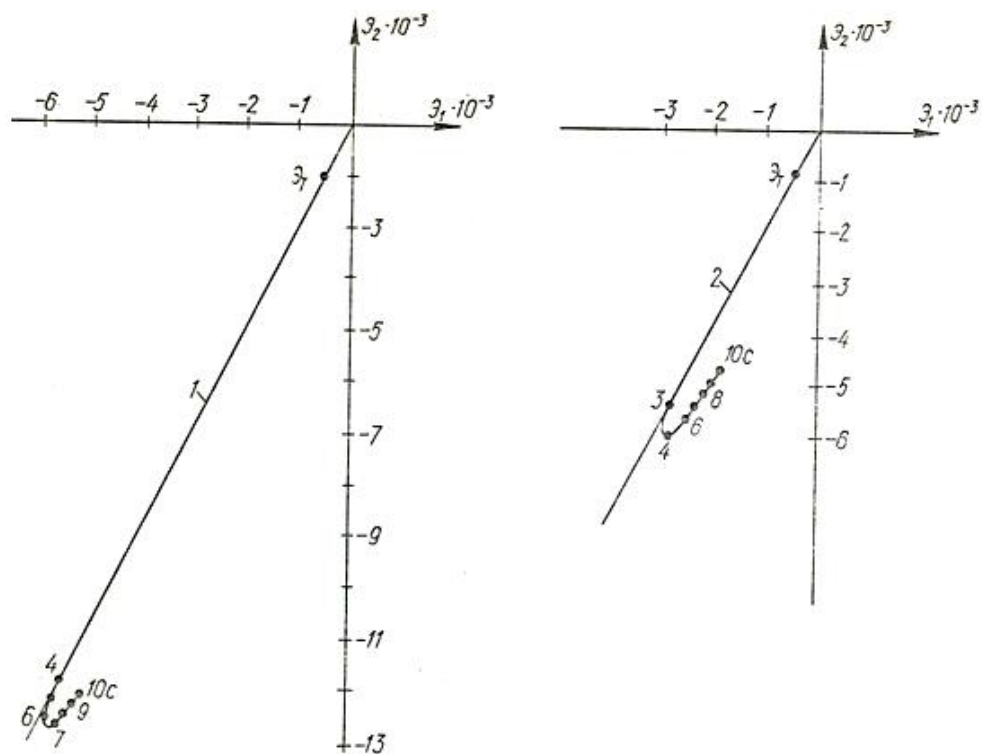


Рисунок 2 – Траектории деформирования при $\theta=0$: 1 – в точке $S=20$ см, $\xi=-h/2$; 2 – в точке $S=36$ см, $\xi=-h/2$.

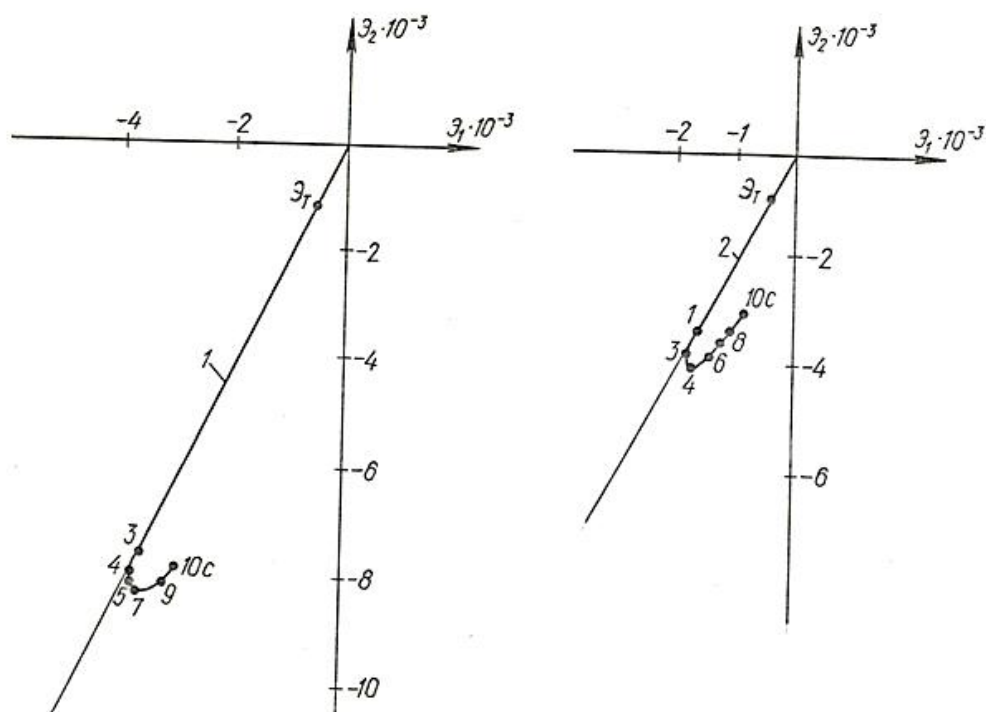


Рисунок 3 – Траектории деформирования при $\theta=\pi/2$: 1 – в точке $S=20$ см, $\xi=-h/2$; 2 – в точке $S=36$ см, $\xi=-h/2$

Выводы. Процессы деформирования протекают по прямолинейным траекториям и применение физических соотношений теории простых процессов нагружения с учетом истории их протекания при определении напряженного состояния конической оболочки обосновано, а результаты исследования напряженного состояния оболочки достоверны.

Библиографический список

1. Белевцова Н.Л. Термоупруго-пластическое напряженное состояние оболочек вращения при неосесимметричной нагрузке с учетом истории нагружения / Н.Л. Белевцова // Прикладная механика, 1982. – №18. – С. 117-120.
2. Белевцова Н.Л. Неосесимметричный пружно-пластичний напружений стан конічної урахуванням історії навантаження/ Н.Л. Белевцова // Зб. наук. пр. КУЕТТ: Транспортні системи і технології, 2005. – Випуск 8. – С. 18-21.
3. Новожилов В.В. Теория тонких оболочек / В.В. Новожилов. – Л.: Судпромгиз, 1962. - 432 с.
4. Ильюшин А. А. Пластичность / А.А. Ильюшин. – М.: Гостехиздат, – 1948. – 376 с.
5. Шевченко Ю.Н. Методы расчета оболочек: в 5 т. / Ю.Н. Шевченко, И.В. Прохоренко. – Киев: Наукова думка, 1981. - т.3: Теория упруго-пластических оболочек при неизотермических процессах нагружения, 1981. – 296 с.
6. Некоторые общие методы решения задач теории пластичности / И.И. Биргер // Прикладная математика и механика, 1951. – № 6. - С. 765 - 770.
7. Годунов С.К. О численном решении задач / С.К. Годунов // Успехи математических наук, 1961. – № 3. – С. 171-174.
8. Григоренко Я.М. Изотропные и анизотропные оболочки вращения с переменной жесткостью / Я.М. Григоренко. - Киев: Наукова думка, 1971. - 228 с.

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

**ЭЛЕКТРОТЕХНИКА.
РАДИОТЕХНИКА**

*д.т.н. Дзюба В. Л.,
д.т.н. Корсунов К.А.
(ВНУ им. Владимира Даля, г. Луганск, Украина),
к.т.н. Сергиенко С.Н.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

РЕЗУЛЬТАТЫ ХОЛОДНЫХ ПРОДУВОК МОДЕЛИ ПЛАЗМОТРОНА

Наведені результати холодних продувок моделі плазмотрона, отримані залежності, які дозволяють виконати розрахунки геометричних параметрів секціонованого катодного вузла плазмотрона.

Ключові слова: *катодний вузол, модель плазмотрона, газодинаміка, вихрові течії, витрата захисного газу.*

Приведены результаты холодных продувок модели плазмотрона, получены зависимости, позволяющие выполнить расчеты геометрических параметров секционированного катодного узла плазмотрона.

Ключевые слова: *катодный узел, модель плазмотрона, газодинамика, вихревые течения, расход защитного газа.*

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. В настоящее время большой интерес для экономики Украины представляют плазменные процессы газификации низкосортных углей, розжига и стабилизации горения пылеугольных факелов в котлах ТЭС, плазменной переработки твердых бытовых отходов. Успешное внедрение данных технологий во многом зависит от длительной работы плазменного оборудования (плазмотронов) в промышленных условиях. Повышение ресурса работы катодных узлов мощных электродуговых плазмотронов, предназначенных для оснащения плазменных установок, в значительной степени зависит от эффективности защиты термоэмиссионных катодов от агрессивного воздействия рабочих газов (воздуха, кислорода или их смесей).

В разработанных плазмотронах был использован секционированный малоэрозионный катодный узел, впервые созданный и исследованный в работах В.Л. Дзюбы и И.С. Мазурайтиса [1,2 и др.]. Дальнейшие исследования были направлены на изучение влияния геометрии катодного узла на газодинамику течения газа в разрядном канале, которая

обуславливает состав атмосферы в прикатодной области и, как следствие, работоспособность вольфрамового термокатода.

Анализ исследований и публикаций. При изучении особенностей течения газа в канале катодного узла плазмотронов могут применяться экспериментальные и численные методы. Так, в [2] при холодных продувках модели секционированного катодного узла для установления характера течения газа в вихревой камере применялся зондовый метод для измерения статического давления. По результатам измерений было высказано предположение, что причиной проникновения агрессивного рабочего газа к термокатуду являются радиальные колебания давления в вихревой камере. С учетом данного предположения были сформулированы рекомендации по выбору диаметра канала катодного узла. В [3] было выполнено численное моделирование течения газа в канале катодного узла с использованием интегрированных CAD/CAE пакетов и определен состав атмосферы в прикатодной области. Однако представленные в [3] результаты численного моделирования не дают представления о влиянии на газодинамику прикатодной области расходов защитного и рабочего газов, соотношения диаметров разрядных каналов катодного и анодного узлов, длины канала катодного узла. Поэтому для выявления особенностей структуры течения газа, формирующегося в канале катодного узла, в зависимости от его геометрии, расходов защитного и рабочего газов и других параметров были проведены холодные продувки модели катодного узла.

Изложение материала и его результаты. Пространственная картина течения газа в разрядном канале катодного узла при подаче защитного газа схематично показана на рисунке 1. Колебания статического давления вдоль радиуса в сечении вихревой камеры приводят к втеканию части рабочего газа в канал катодного узла. При движении газа в результате его трения о стенку канала происходит затухание вращательного движения газа, что определяет рост статического давления на оси канала катодного узла по мере удаления от входного сечения. В то же время осевая составляющая скорости газа достаточно мала. Некомпенсированный перепад давления приводит к образованию осевого возвратного течения и формированию циркуляционной зоны. Подача защитного газа через дополнительную вихревую камеру, расположенную в торце катодного узла, приводит в области от торцевой стенки катододержателя до первой циркуляционной зоны к появлению течения газа, направленного в сторону анода. В то же время в канале катодного узла может происходить образование пристенных вихревых течений, которые способствуют движению рабочего газа в сторону термокатода вдоль стенки катодного узла.

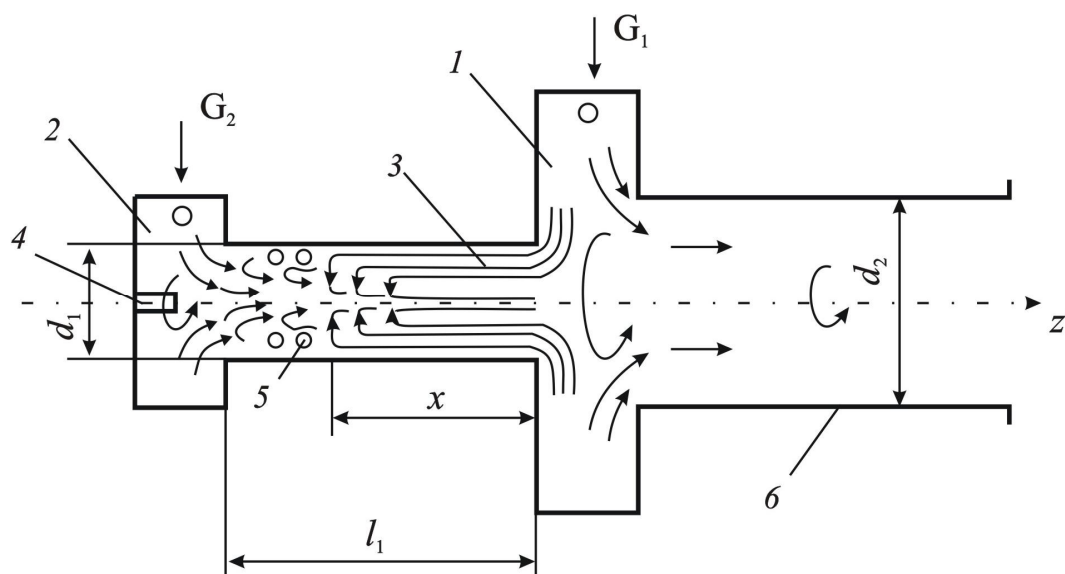


Рисунок 1 – Схема модели плазмотрона и структура течения газа в канале катодного узла:

1 – камера подачи рабочего газа; 2 – камера подачи защитного газа;
 3 – первая циркуляционная зона; 4 – термокатод; 5 – пристенные
 вихревые течения; 6 – анод; G_1 – подача рабочего газа;
 G_2 – подача защитного газа

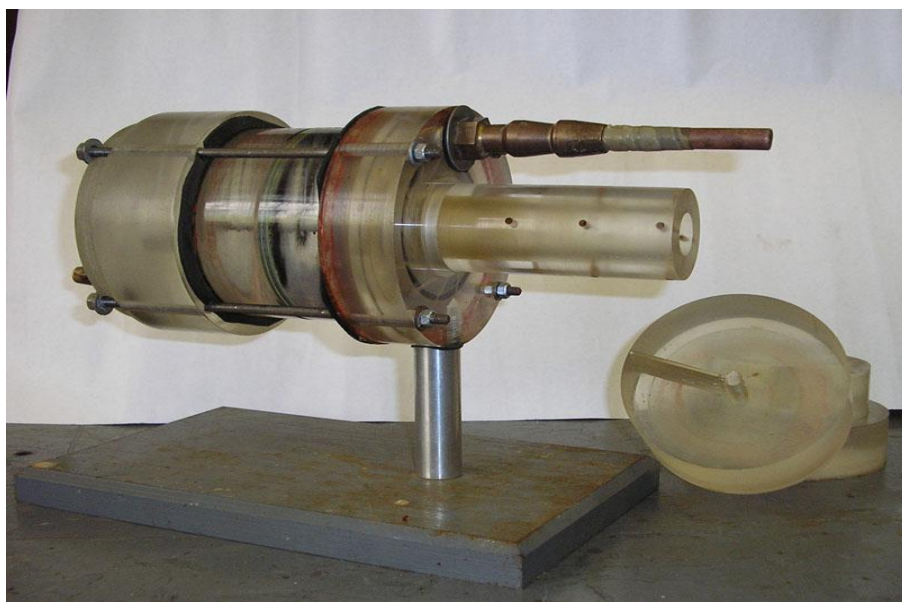


Рисунок 2 – Модель плазмотрона для холодных продувок и сменные секции катодного узла

Исходя из приведенной картины течения газа в канале катодного

узла можно сделать вывод, что для обеспечения эффективной защиты термокатода от воздействия агрессивного рабочего газа, он должен находиться вне зоны циркуляционного течения газа. Для определения протяженности первой циркуляционной зоны были проведены холодные продувки модели плазмотрона.

Модель плазмотрона для холодных продувок (рисунок 2) включала катодный и анодный узлы, разделенные вихревой камерой для подачи рабочего газа (воздуха) G_1 . В кольце закрутки вихревой камеры было выполнено 12 отверстий диаметром $2 \cdot 10^{-3}$ м каждое. Защитный газ G_2 подавался в разрядный канал катодного узла диаметром d_1 через дополнительную вихревую камеру, имеющую три отверстия площадью $1,65 \cdot 10^{-6}$ м² каждое. Для определения распределения статического давления в канале катодного узла применялся зондовый метод. В качестве зондов использовали стальные трубки с наружным диаметром 10^{-3} м. Зонды размещались перпендикулярно оси разрядного канала катодного узла с шагом $(5 \dots 7,5) \cdot 10^{-3}$ м. Расход рабочего газа определялся ротаметрами типа РС-5, расход дополнительного газа – ротаметрами типа РС-3 и РС-3а. Статическое давление определялось образцовым вакууметром ВО (класс точности 0,5). Исследования проводились с разными вставками катодного узла, имеющими диаметр разрядного канала $d_1 = 9 \cdot 10^{-3}$, $6 \cdot 10^{-3}$ и $4 \cdot 10^{-3}$ м соответственно. Диаметр разрядного канала анодного узла d_2 был равным $12 \cdot 10^{-3}$ м и $20 \cdot 10^{-3}$ м. Расход рабочего газа G_1 составлял $(7 \dots 12) \cdot 10^{-3}$ кг/с.

На рисунках 3 - 5 приведены полученные осевые распределения статического давления в канале катодного узла при различных значениях диаметра канала d_1 ($d_2 = 20 \cdot 10^{-3}$ м). Как видно, при диаметре разрядного канала $d_1 = 9 \cdot 10^{-3}$ м при расходе защитного газа $G_2 = 0,0198 \cdot 10^{-3}$ кг/с (кривая 1 на рисунке 3) с ростом z (положительное направление оси Z выбрано в сторону анода) наблюдается незначительное снижение статического давления вблизи термокатода, а при увеличении расхода защитного газа G_2 наблюдаются незначительные изменения статического давления по длине канала. Это свидетельствует о том, что протяженность первой циркуляционной зоны соизмерима с длиной канала катодного узла. Уменьшение диаметра разрядного канала d_1 до значения $6 \cdot 10^{-3}$ м приводит при $G_2 = (0,0198 \dots 0,531) \cdot 10^{-3}$ кг/с к образованию четко выраженного максимума статического давления в сечении $z = 10 \cdot 10^{-3}$ м, что связано с расположением в данном сечении конца первой циркуляционной зоны с практически нулевой осевой скоростью (рисунок 4). С увеличением расхода G_2 до значения $1,225 \cdot 10^{-3}$ кг/с наблюдается снижение величины статического давления по всей длине канала. В канале катодного узла диаметром $d_1 = 4 \cdot 10^{-3}$ м во всем диапазоне расхода защитного газа G_2

положение конца первой циркуляционной зоны практически не меняется и она располагается в сечении $z = 15 \cdot 10^{-3}$ м (рисунок 5). Аналогичные распределения статического давления по длине канала катодного узла получены и для $d_2 = 1,2 \cdot 10^{-3}$ м. Холодные продувки модели плазмотрона показали, что параметр $\bar{x} = \frac{x}{d_1}$, характеризующий относительную протяженность первой циркуляционной зоны, слабо зависит от расходов газа, а определяется в основном только величиной $\bar{d} = \frac{d_1}{d_2}$, что согласо-

ется с выводами работы [4]. Отметим, что в [4] приведены результаты исследования газодинамики модели двухкамерного плазмотрона, для которого величина \bar{d} находилась в пределах от 1 до 2, тогда как для исследуемой нами модели плазмотрона значение \bar{d} составляет 0,2...0,75 при $0 < \bar{G} = \frac{G_2}{G_1} < 0,16$. Учитывая, что циркуляционные течения могут при-

вести к выносу агрессивного рабочего газа непосредственно к термокату, его необходимо устанавливать на расстояниях, превышающих длину первой циркуляционной зоны, т.е. длину разрядного канала катодного узла следует выбирать из условия $\bar{l}_1 > \bar{x}$, где $\bar{l}_1 = \frac{l_1}{d_1}$. Для га-

рантированного исключения попадания термокатода в циркуляционную область примем

$$\bar{l}_1 = 1,2\bar{x}. \quad (1)$$

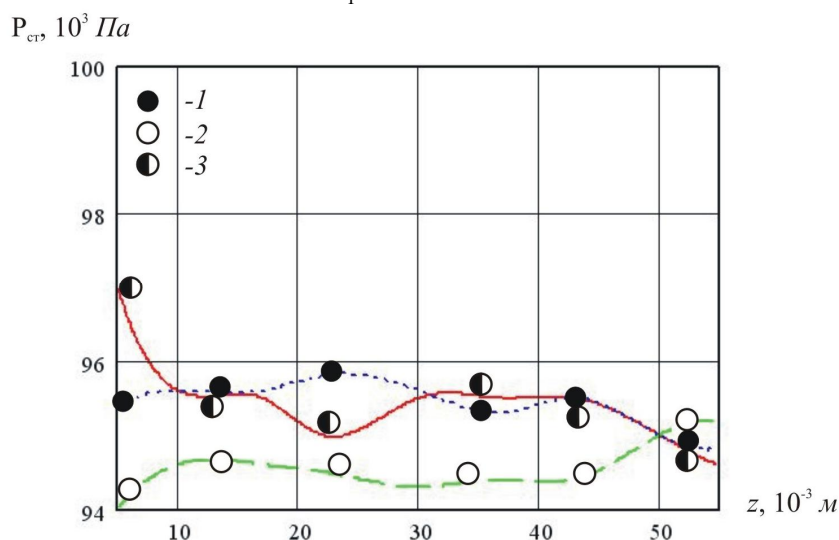


Рисунок 3 – Распределение статического давления в канале катодного узла при $d_1 = 9 \cdot 10^{-3}$ м:

1 - $G_2 = 0,0198 \cdot 10^{-3}$; 2 - $0,533 \cdot 10^{-3}$; 3 - $1,284 \cdot 10^{-3}$ кг/с

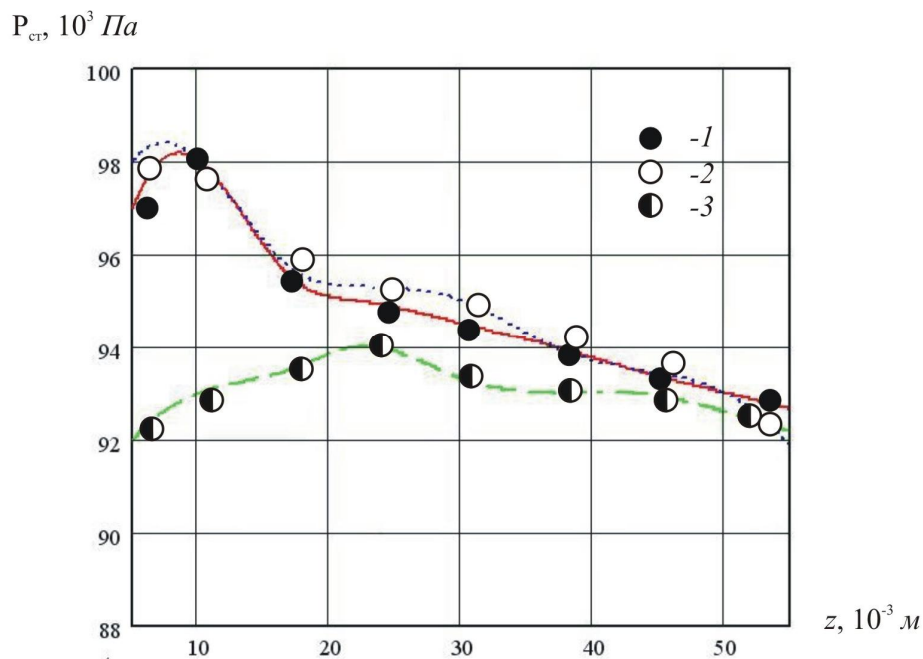


Рисунок 4 – Распределение статического давления
в канале катодного узла при $d_1 = 6 \cdot 10^{-3}$ м:
1 - $G_2 = 0,0198 \cdot 10^{-3}$; 2 - $0,531 \cdot 10^{-3}$; 3 - $1,225 \cdot 10^{-3}$ кг/с

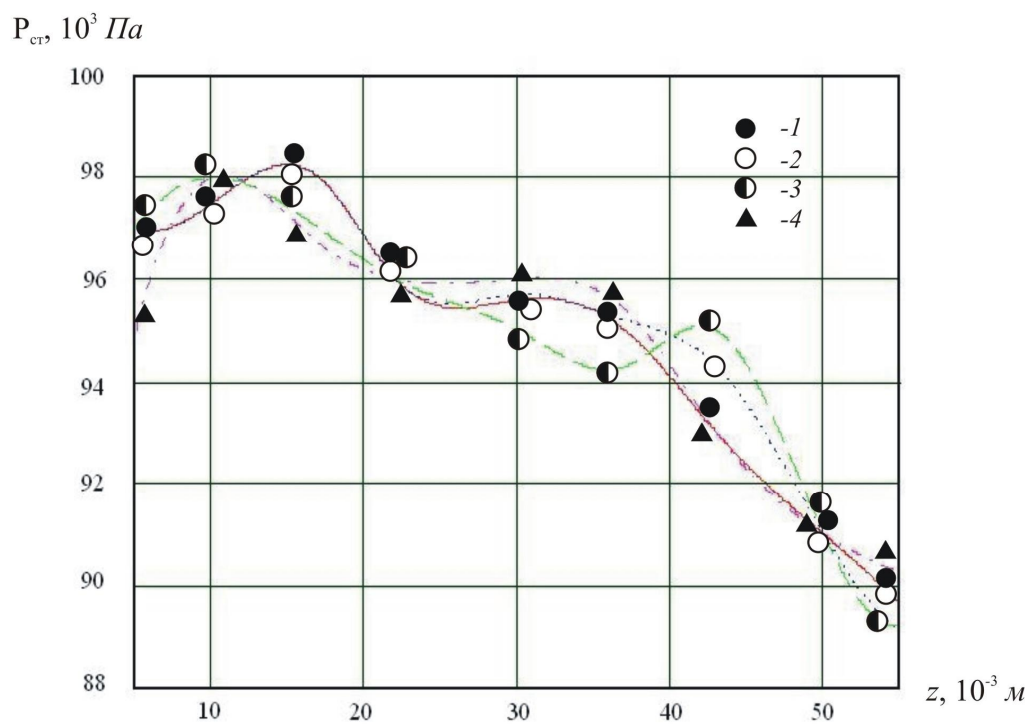


Рисунок 5 – Распределение статического давления
в канале катодного узла при $d_1 = 4 \cdot 10^{-3}$ м:
1 - $G_2 = 0,0198 \cdot 10^{-3}$; 2 - $0,193 \cdot 10^{-3}$; 3 - $0,573 \cdot 10^{-3}$; 4 - $1,588 \cdot 10^{-3}$ кг/с

Для расчета параметра \bar{x} на основе экспериментально полученных распределений статических давлений в канале катодного узла предложена зависимость

$$\bar{x} = f(\bar{d}), \quad (2)$$

приведенная на рисунке 6.

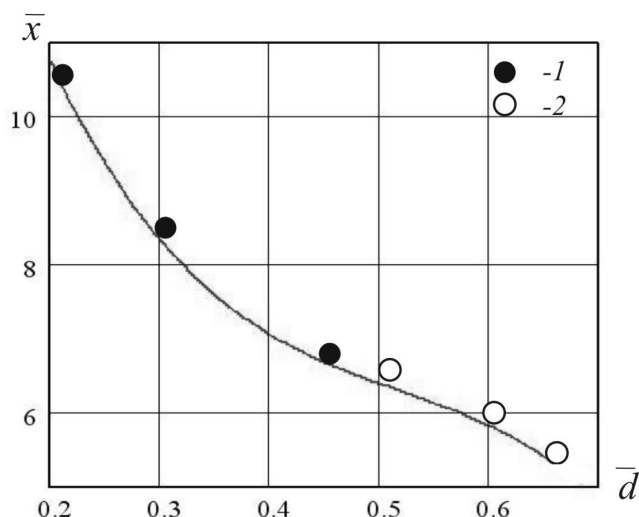


Рисунок 6 – Зависимость длины первой циркуляционной зоны \bar{x} в канале катодного узла от параметра \bar{d} :

1 - $d_2 = 20 \cdot 10^{-3}$; 2 - $12 \cdot 10^{-3}$ м

Таким образом, основным фактором, влияющим на эффективность защиты термокатода, является образование циркуляционных течений в канале катодного узла. Обеспечение нейтральной атмосферы в прикатодной области достигается при расположении термокатода вне зоны циркуляционных течений газа. В то же время существуют и другие механизмы проникновения рабочего газа в прикатодную область, например, за счет диффузии или термодиффузии, но скорости этих процессов невелики.

Выводы и направления дальнейших исследований. Выполненные результаты холодных продувок модели плазмотрона позволили получить зависимости для расчета длины разрядного канала секционированного катодного узла. В дальнейшем необходимо провести исследования катодных узлов в натурных экспериментах в более широком диапазоне геометрических и расходных параметров.

Библиографический список

1. Даутов Г.Ю. Плазмотроны со стабилизированными электрическими дугами / Г.Ю. Даутов, В.Л. Дзюба, И.Н. Карп. – К.: Наук. думка, 1984. – 168 с.

2. Дзюба В.Л. Обобщение экспериментальных и теоретических исследований по созданию высокоресурсных электротермических плазменных генераторов: дис. ... доктора техн. наук: 05.09.10 / Дзюба Вячеслав Леонидович. – Коммунарск, 1989. – 401 с.

3. Планковский С.И. Научные основы создания высокоресурсных термоэмиссионных катодных узлов оборудования для плазменной обработки материалов: дис. ... доктора техн. наук: 05.03.07 / Планковский Сергей Игоревич. – Харьков, 2009. – 333 с.

4. Жуков М.Ф. Прикладная динамика термической плазмы / М.Ф. Жуков, А.С. Коротеев, Б.А. Урюков. – Новосибирск: Наука. Сиб. отд-ние, 1975. – 298 с.

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

*к.т.н. Полилов Е.В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

РОБАСТНОЕ УПРАВЛЕНИЕ ПАРАМЕТРИЧЕСКИ НЕОПРЕДЕЛЕННОЙ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОЙ СИСТЕМОЙ

У статті наведено синтез робастної системи управління позиційного електропривода з H_∞ -субоптимальним регулятором положення, що функціонує в умовах неповної інформації про об'єкт і з урахуванням його структурних невизначеностей.

Ключові слова: *робастне керування, невизначеність, H_∞ -норма, субоптимальний регулятор.*

В статье приведен синтез робастной системы управления позиционного электропривода с H_∞ -субоптимальным регулятором положения, функционирующей в условиях неполной информации об объекте и с учетом его структурных неопределенностей.

Ключевые слова: *робастное управление, неопределенность, H_∞ -норма, субоптимальный регулятор.*

Введение. Современный период развития теории управления характеризуется постановкой и решением задач, учитывающих неточность знаний об объектах управления (ОУ) и действующих на них внешних возмущений. Задачи синтеза регулятора и оценивания состояния с учетом неопределенности в модели объекта и характеристиках входных воздействий являются одними из центральных в современной теории управления. Их важность обусловлена прежде всего тем, что практически в любой инженерной задаче конструирования системы управления присутствует неопределенность (или ошибка) в модели объекта (математическая модель объекта, полученная на основе теории или в результате идентификации, отличается от реальной технической системы) и в знании класса входных возмущений.

Основная и принципиально новая идея по синтезу робастного управления состоит в том, чтобы единственным регулятором обеспечить устойчивость замкнутой системы не только для номинального (без учета ошибок модели) объекта, но и для любого объекта, принадлежащего множеству «возмущенных» объектов, определяемых классом неопределенности [1-3].

Цель работы. Разработка робастной системы управления электромеханического объекта – позиционного электропривода (ЭП) функционирующего в условиях неполной информации о объекте и с учетом его неопределенностей методами H_∞ -теории.

Материал и результаты исследования. В качестве объекта управления принят позиционный электропривод с приводным электродвигателем постоянного тока и управляемым транзисторным преобразователем для питания якорной цепи двигателя. При математическом описании объекта магнитный поток двигателя полагается постоянным, влияние реакции якоря и вихревых токов не учитывается (двигатель компенсирован). Эти допущения являются общепринятыми, позволяющими описать динамику системы линейными дифференциальными уравнениями 4-го порядка.

Структурная схема силовой части (ОУ) показана на рис. 1. Здесь двигатель постоянного тока представлен в виде последовательно включенных апериодического и интегрирующего звеньев, охваченных жесткой отрицательной обратной связью по противо-э.д.с машины. Звено перехода от окружной скорости электродвигателя к положению - интегратор с коэффициентом передачи $k_{\text{мех}}$.

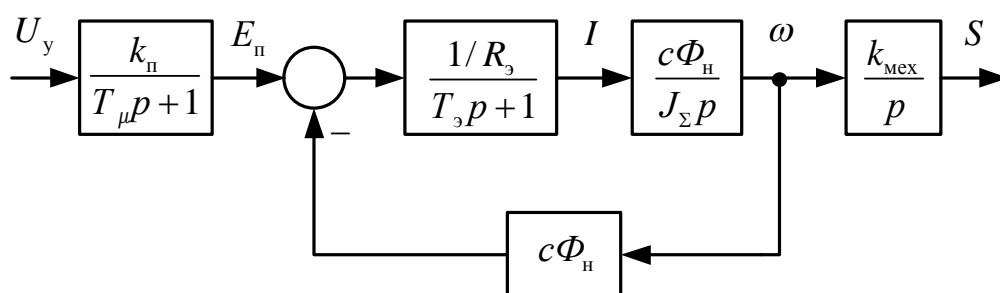


Рисунок 1 - Структурная схема ОУ позиционного электропривода

Из структурной схемы рис. 1 следует система уравнений, описывающая ОУ в форме Коши:

$$\begin{cases} pS = k_{\text{мех}} \omega; \\ p\omega = \frac{c\Phi_n}{J_\Sigma} I; \\ pI = -\frac{c\Phi_n}{R_a T_a} \omega - \frac{1}{T_a} I + \frac{1}{R_a T_a} E_n; \\ pE_n = -\frac{1}{T_\mu} E_n + \frac{k_n}{T_\mu} U_y, \end{cases} \quad (1)$$

где S - перемещение механизма, мм; ω - угловая скорость двигателя, рад/с; Φ - магнитный поток двигателя, Вб; I - ток якорной цепи, А; E_{π} - э.д.с. управляемого преобразователя, В; U_y - управляющее напряжение, В.

Считаем, что передаточный коэффициент $k_{\pi\kappa}$ преобразователя изменяются в диапазоне $\pm 10\%$, индуктивность и сопротивление якорной цепи изменяются в диапазоне ± 20 и $\pm 30\%$ соответственно, а момент инерции, приведенный к валу двигателя – в диапазоне $\pm 40\%$ от номинальных значений. Описание вышеуказанных неопределенностей, которые либо точно не известны, либо изменяются в процессе работы электропривода, представленных как линейное дробное преобразование (ЛДП), определение динамики входов/выходов системы в матричном представлении с учетом неопределенностей как $\mathbf{G}(s)$ – матрица передаточных функции (МПФ), а также последовательность преобразования структурных схем ОУ с неопределенными параметрами, рассмотрены авторами в [4-5].

В H_{∞} -теории Дж. Дойлом и др. было доказано, что стандартная задача H_{∞} -управления (которая часто называется задачей минимизации энергии выхода) может быть решена с помощью двух алгебраических уравнений Риккати [3] и связана со следующей структурной схемой, изображенной на рис. 2.

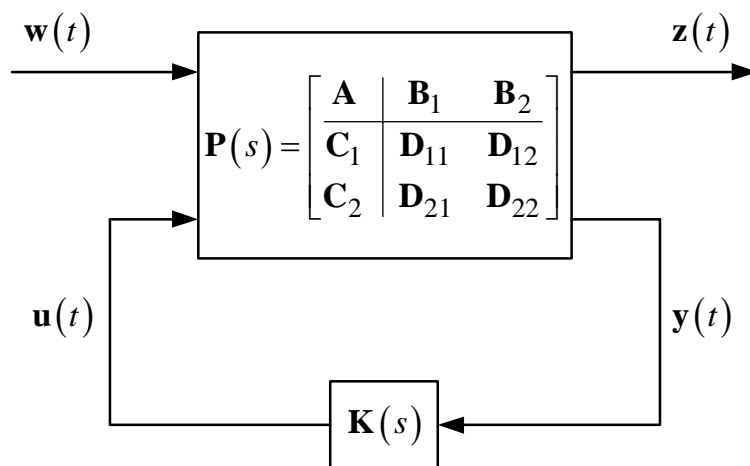


Рисунок 2 – Структурная схема синтезируемой системы (стандартная задача H_{∞} -управления)

На этой схеме вектор $\mathbf{w}(t)$ представляет собой вектор внешних воздействий (возмущающих и задающих); $\mathbf{y}(t)$ – вектор измеряемого выхода, используемый для улучшения качества работы САР (вектор, по которому замыкается через регулятор обратная связь); $\mathbf{u}(t)$ – вектор

управляющих воздействий) и $\mathbf{z}(t)$ – вектор ошибки, используемый для контроля качества САУ (вектор, который необходимо сделать минимальным в определенном смысле). Матрица передаточных функций $\mathbf{P}(s)$ представляет не только сам объект, которым надо управлять, но и весовые функции, которые включены для обеспечения желаемого качества. Такого рода объект $\mathbf{P}(s)$ называется обобщенным (см. рис. 3). На рис. 3 $\mathbf{G}(s)$ – МПФ объекта управления СМПИМ; $\mathbf{K}(s)$ – робастный регулятор; $\mathbf{P}(s)$ – МПФ обобщенного объекта с учетом весовых функций; $\mathbf{W}_S(s)$, $\mathbf{W}_R(s)$ и $\mathbf{W}_T(s)$ – весовые функции.

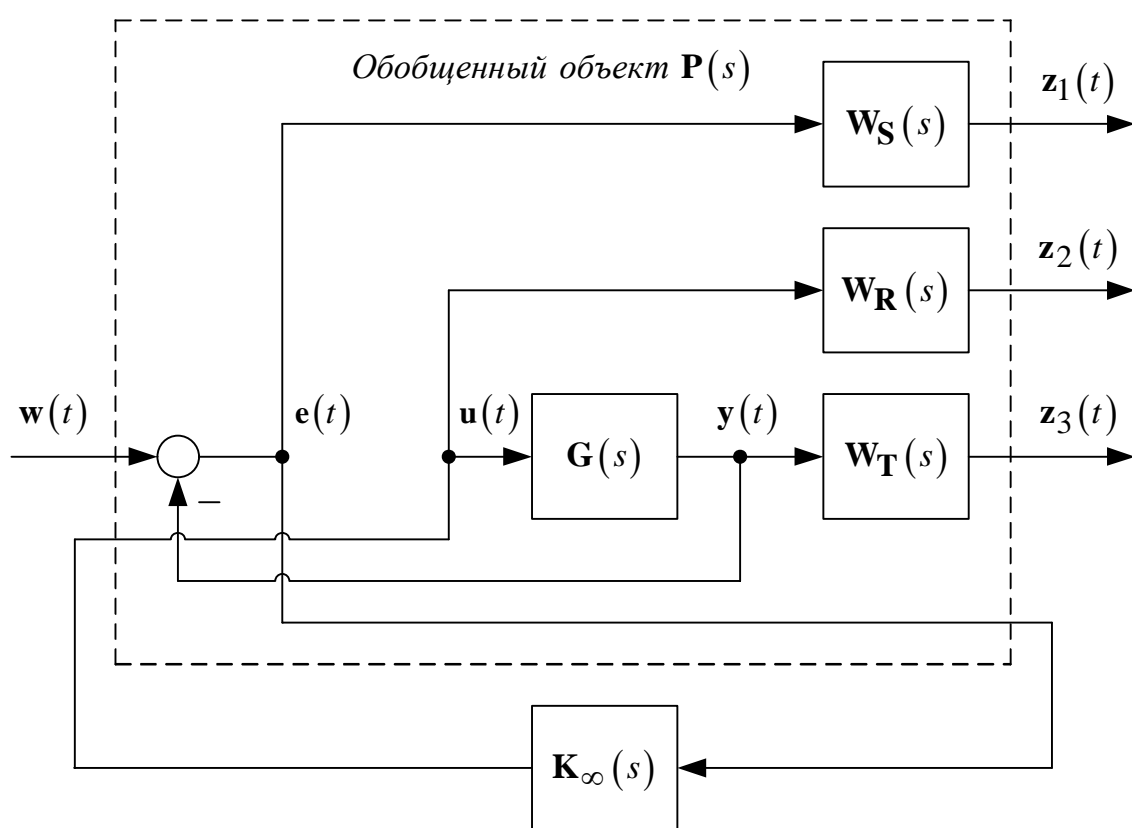


Рисунок 3 – Структурная схема обобщенного объекта $\mathbf{P}(s)$

Обобщенный объект \mathbf{P} (см. рис. 2) имеет два входа (\mathbf{w} и \mathbf{u}), два выхода (\mathbf{z} и \mathbf{y}) и может быть разделен на четыре МПФ:

$$\mathbf{P} = \begin{bmatrix} \mathbf{P}_{11} & \mathbf{P}_{12} \\ \mathbf{P}_{21} & \mathbf{P}_{22} \end{bmatrix}, \quad (2)$$

где \mathbf{P}_{ji} отдельная МПФ от i -го входа до j -го выхода.

$\mathbf{F}_L(\mathbf{P}, \mathbf{K})$ – это МПФ замкнутой системы от входа возмущения \mathbf{w} до выхода ошибки (контролируемая переменная) \mathbf{z} , \mathbf{T}_{zw} , которая получена путем нижнего линейно-дробного преобразования (LLFT) [4]:

$$\mathbf{z} = \mathbf{T}_{zw}\mathbf{w} = \mathbf{F}_L(\mathbf{P}, \mathbf{K})\mathbf{w}, \quad (3)$$

$$\mathbf{T}_{zw} = \mathbf{F}_L(\mathbf{P}, \mathbf{K}) = \mathbf{P}_{11} + \mathbf{P}_{12}\mathbf{K}(\mathbf{I} - \mathbf{P}_{22}\mathbf{K})^{-1}\mathbf{P}_{21}. \quad (4)$$

Запишем замкнутую МПФ $\mathbf{T}_{zw} = \mathbf{F}_L(\mathbf{P}, \mathbf{K})$ и обобщенный объект в следующем виде (см. рис. 3):

$$\begin{bmatrix} \mathbf{z}_1(s) \\ \mathbf{z}_2(s) \\ \mathbf{z}_3(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{W}_S(s)\mathbf{S}(s) \\ \mathbf{W}_R(s)\mathbf{R}(s) \\ \mathbf{W}_T(s)\mathbf{T}(s) \end{bmatrix} \mathbf{w}(s); \quad \mathbf{P}(s) = \left[\begin{array}{c|c} \mathbf{W}_S & -\mathbf{W}_S\mathbf{G} \\ 0 & \mathbf{W}_R \\ 0 & \mathbf{W}_T\mathbf{G} \\ \hline \mathbf{I} & -\mathbf{G} \end{array} \right]. \quad (5)$$

Следовательно, задачей H_∞ -оптимизации является выбор такого регулятора \mathbf{K}_∞ , который бы минимизировал бесконечную норму \mathbf{T}_{zw} или $\min \|\mathbf{T}_{zw}\|_\infty$. Синтез робастного регулятора \mathbf{K}_∞ сводится к определению такого динамического звена с постоянными коэффициентами входом которого является измеряемый вектор исходной системы $\mathbf{y}(t)$, а выходом – вектор управления $\mathbf{u}(t)$ исходной системы.

Регулятор описывается выражением:

$$\mathbf{K}_\infty(s) = {}^s \left[\begin{array}{c|c} \bar{\mathbf{A}}_\infty & -\mathbf{Z}_\infty\mathbf{L}_\infty \\ \hline \mathbf{F}_\infty & 0 \end{array} \right], \quad (6)$$

где $\bar{\mathbf{A}}_\infty = \mathbf{A} + \gamma^{-2}\mathbf{B}_1\mathbf{B}_1^T\mathbf{X}_\infty + \mathbf{B}_2\mathbf{F}_\infty + \mathbf{Z}_\infty\mathbf{L}_\infty\mathbf{C}_2$

$\mathbf{F}_\infty = -\mathbf{B}_2^T\mathbf{X}_\infty$, $\mathbf{F}_\infty = -\mathbf{B}_2^T\mathbf{X}_\infty$, $\mathbf{Z}_\infty = (\mathbf{I} - \gamma^{-2}\mathbf{Y}_\infty\mathbf{X}_\infty)^{-1}$.

Модель H_∞ -субоптимального регулятора задается уравнениями:

$$\begin{cases} \dot{\bar{\mathbf{x}}} = (\mathbf{A} + \gamma^{-2}\mathbf{B}_1\mathbf{B}_1^T\mathbf{X}_\infty + \mathbf{B}_2\mathbf{F}_\infty + \mathbf{Z}_\infty\mathbf{L}_\infty\mathbf{C}_2)\bar{\mathbf{x}} - \mathbf{Z}_\infty\mathbf{L}_\infty\mathbf{y}, \\ \mathbf{u} = \mathbf{F}_\infty\bar{\mathbf{x}}. \end{cases} \quad (7)$$

Здесь первое уравнение – модель наблюдателя, а второе – модель регулятора, $\bar{\mathbf{x}}$ – оценка вектора состояния и измерений. В частотной области регулятор задается МПФ (преобразование по Лапласу)

$$\mathbf{K}_\infty = \mathbf{F}_\infty \left(s\mathbf{I} - \mathbf{A} - \gamma^{-2} \mathbf{B}_1 \mathbf{B}_1^T \mathbf{X}_\infty - \mathbf{B}_2 \mathbf{F}_\infty - \mathbf{Z}_\infty \mathbf{L}_\infty \mathbf{C}_2 \right)^{-1} (-\mathbf{Z}_\infty \mathbf{L}_\infty) \mathbf{Y}_\infty. \quad (8)$$

\mathbf{X}_∞ и \mathbf{Y}_∞ являются решением обобщенных алгебраических уравнений Риккати по управлению и фильтрации

$$\mathbf{A}^T \mathbf{X}_\infty + \mathbf{X}_\infty \mathbf{A} - \mathbf{X}_\infty \left(\mathbf{B}_2 \mathbf{B}_2^T - \gamma^{-2} \mathbf{B}_1 \mathbf{B}_1^T \right) \mathbf{X}_\infty + \mathbf{C}_1^T \mathbf{C}_1 = 0; \quad (9)$$

$$\mathbf{A} \mathbf{Y}_\infty + \mathbf{Y}_\infty \mathbf{A}^T - \mathbf{Y}_\infty \left(\mathbf{C}_2^T \mathbf{C}_2 - \gamma^{-2} \mathbf{C}_1^T \mathbf{C}_1 \right) \mathbf{Y}_\infty + \mathbf{B}_1 \mathbf{B}_1^T = 0. \quad (10)$$

H_∞ -норма передаточной функции $\mathbf{G}(s)$, $\|\mathbf{G}\|_\infty$ в скалярном выражении конечна и равна максимальному значению амплитудно-частотной характеристики $\mathbf{G}(j\omega)$. H_∞ -норма передаточной функции представляет собой верхнюю грань коэффициента усиления между H_2 -нормой входного сигнала и H_2 -нормой выходного сигнала. Следовательно, H_∞ -норма равна квадратному корню из энергии выхода при входном возмущении с единичной энергией. Поэтому минимум H_∞ -нормы – приводит к минимизации максимального по всему частотному диапазону энергии выходного сигнала для наихудшего случая приложения входного воздействия. Для получения необходимых показателей качества синтезируемой системы в вектор контролируемых переменных $\mathbf{z}(t)$ необходимо включать ошибку системы, переменные состояния системы, которые нужно ограничивать, а также компоненты вектора управления $\mathbf{u}(t)$. Причем, роль весовых матриц (функций) в критерии качества выполняют матрицы \mathbf{C}_1 , \mathbf{D}_{11} и \mathbf{D}_{12} , с помощью которых формируется вектор контролируемых переменных $\mathbf{z}(t)$. Выбор весовых матриц (функций) является неоднозначной задачей, требующей для своего решения достаточного опыта разработчика, а также применения метода проб и ошибок, который заключается в подборе таких значений этих матриц (функций), при которых в системе обеспечивается выполнение заданных требований по качеству регулирования. А синтез такой системы сводится к минимизации H_∞ -нормы взвешенной энергии ошибок каналов, переменных состояния, которые необходимо ограничивать,

и управления. Общие рекомендации для выбора весовых функций и формирования контура управления (loopshaping) изложены в [6].

Замкнутая МПФ при решении задачи смешанной чувствительности (mixed sensitivity):

$$\mathbf{T}_{zw} = \begin{bmatrix} \mathbf{W}_S(s)\mathbf{S}(s) \\ \mathbf{W}_R(s)\mathbf{R}(s) \\ \mathbf{W}_T(s)\mathbf{T}(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{W}_S(s)\mathbf{S}(s) \\ (\mathbf{W}_R(s)/\mathbf{G}(s))\mathbf{T}(s) \\ \mathbf{W}_T(s)\mathbf{T}(s) \end{bmatrix}, \quad (11)$$

где $\mathbf{S}(s) = (\mathbf{I} + \mathbf{G}(s)\mathbf{K}(s))^{-1}$ – функция чувствительности;

$\mathbf{T}(s) = \mathbf{G}(s)\mathbf{K}(s)(\mathbf{I} + \mathbf{G}(s)\mathbf{K}(s))^{-1}$ – дополнительная функция чувствительности; $\mathbf{R}(s) = \mathbf{K}(s)(\mathbf{I} + \mathbf{G}(s)\mathbf{K}(s))^{-1}$.

Весовые функции принимаем в виде следующих ПФ:

$$\mathbf{W}_S = \frac{s/M + \omega_0}{s + \omega_0 A}; \quad \mathbf{W}_R = const; \quad \mathbf{W}_T = \frac{s + \omega_0/M}{As + \omega_0}, \quad (12)$$

где $A = 0,001$ – желаемая максимально допустимая установившаяся ошибка в установившемся режиме;

$\omega_0 = 200$ – полоса пропускания; $M = 3$ – пик чувствительности.

Отметим, что при целенаправленной вариации параметров весовых функций A , ω_0 и M можно достичь требуемых характеристик качества системы управления, что показано в [6-7].

При проектировании робастной САР использовались средства пакета Robust Control Toolbox системы Matlab, позволяющие вычислить центральный H_∞ -субоптимальный регулятор по представленным алгоритмам. Полученный робастный регулятор положения является регулятором 5-го порядка.

Достигнутая H_∞ -норма замкнутой системы, полученная в ходе итерационного процесса, составила 0,804.

На рис. 4 представлены результаты работы электропривода с синтезированным H_∞ -субоптимальным регулятором положения, а также для сравнения с релейный регулятором положения при расчётных (номинальных) параметрах ОУ; при одновременном увеличении и уменьшении момента инерции J_Σ и эквивалентного сопротивления R_Σ в 4 раза.

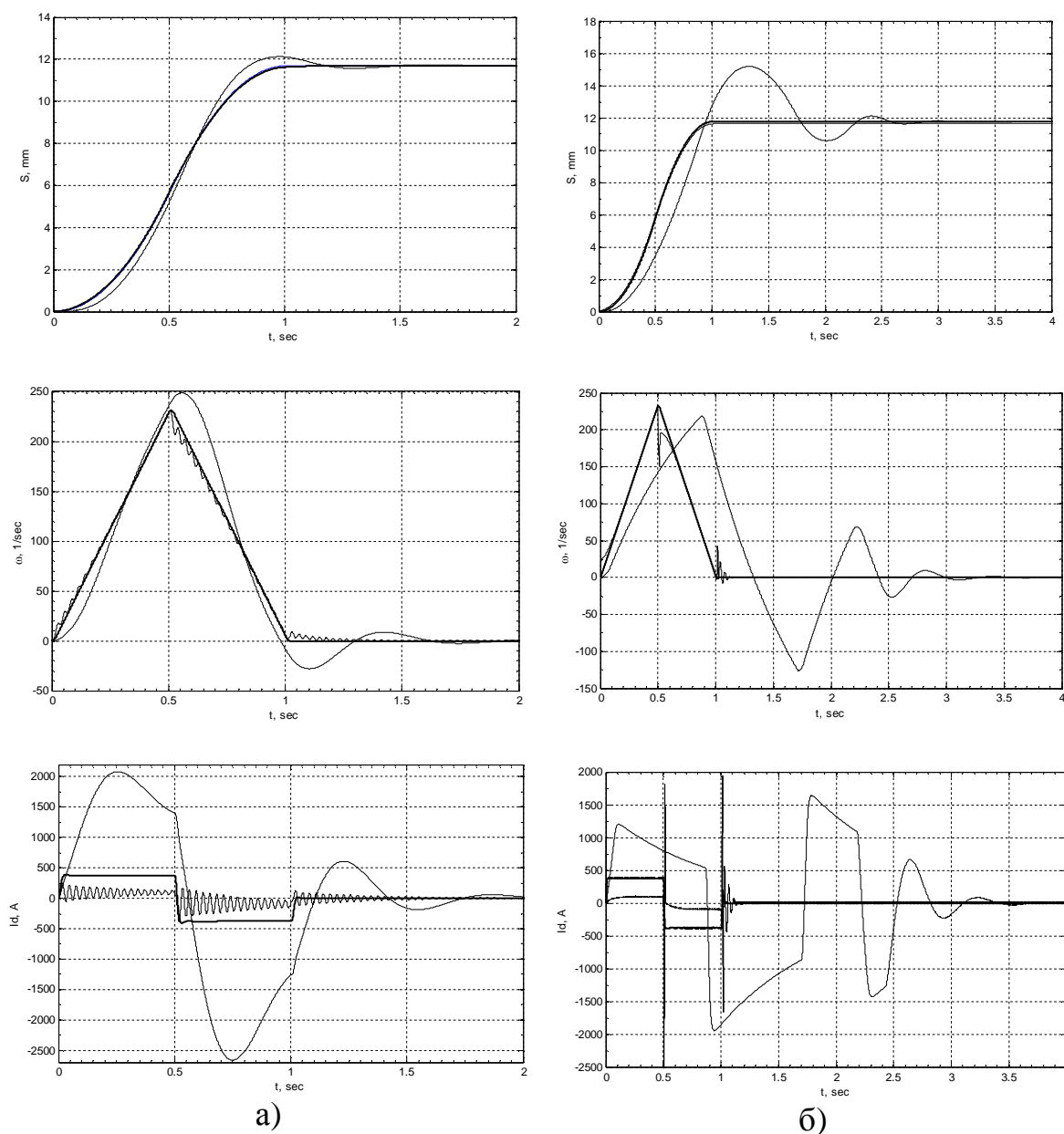


Рисунок 4 – Графики переходных процессов позиционного ЭП при номинальных параметрах и при одновременном изменении моменте инерции J_{Σ} и эквивалентного сопротивления R_{Σ} в 4 раза

а) в робастной системе управления

б) в релейной системе управления

Выводы. Синтезирован робастный H_{∞} -субоптимальный регулятор положения в условиях неполной информации о объекте и с учетом его неопределенностей. Полученный регулятор обеспечивает системе управления робастные характеристики качества и заданную точность позиционирования. Разработаны программные коды (m-файлы) в сис-

теме MATLAB, позволяющие алгоритмизировать процедуру синтеза робастных САР для электромеханических объектов n -го порядка.

Библиографический список

1. Zames G. *Feedback and optimal sensitivity: Model reference transformations, multiplicative seminorms, and approximate inverses* // *IEEE Trans. Automat. Control.* – 1981. – Vol.26. - No.2. – P.301-320.
2. Glover K. *All optimal Hankel-norm approximations of linear multivariable systems and their L_∞ error bounds.* // *Int. J. Control.* – 1984. – Vol.39.
3. Doyle J.C. *State-space solutions to standard H_2 and H_∞ control problems* / J.C. Doyle, K. Glover, P.P. Khargonekar, B.A. Francis // *IEEE Trans. Automat. Control.* – 1989. – Vol.34. - No8. – P.831-847.
4. Полилов Е.В. Синтез робастного H_∞ -субоптимального регулятора положения позиционного электропривода / Е.В. Полилов, А.Б. Зеленев, Е.С. Руднев // *Вісник Кременчуцького державного технічного університету ім. Михайла Остроградського.* – Кременчук: КДПУ, 2008. – Вип. 3/2008 (50), частина 1. – С.64-71.
5. Полилов Е.В. Синтез робастной системы управления явнополюсной синхронной машины / Е.В. Полилов, А.Б. Зеленев, Е.С. Руднев // *Вісник Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут».* – Харків: НТУ «ХПІ», 2008, № 30. – С.136-140.
6. Полилов Е.В. Практический подход к выбору весовых функций для H_∞ -теории робастного управления / Е.В. Полилов, А.Б. Зеленев, Е.С. Руднев // *Вісник Кременчуцького державного технічного університету ім. Михайла Остроградського.* – Кременчук: КДПУ, 2008. – Вип. 3/2009 (56), частина 2. – С.17-24.
7. Полилов Е.В. Синтез алгоритмов робастного управления синхронной машиной с постоянными магнитами методами H_∞ -теории / Полилов Е.В., Руднев Е.С., Скорик С.П. // *Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета.* - Вып.31. – Алчевськ: ДонГТУ, 2010. – С.197-212.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Лущиком В.Д.

*к.т.н. Дрючин В.Г.
к.т.н. Ткачев Р.Ю.
(ДонГТУ, г Алчевск, Украина)*

ДВУХРЕГУЛЯТОРНАЯ СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ ОБЪЕКТОМ С ЗАПАЗДЫВАНИЕМ

Розглядається метод синтезу системи з двома регуляторами для одновимірних лінійних об'єктів із запізнюванням. Пристрої, що управляють, реалізуються на базі інтегруючих фільтрів, наводяться вирази, що забезпечують розрахунок параметрів регулятора за заданими показниками якості.

Ключові слова: *система з двома регуляторами, інтегруючий фільтр, запізнювання.*

Рассматривается метод синтеза системы с двумя регуляторами для одномерных линейных объектов с запаздыванием. Управляющие устройства реализуются на базе интегрирующих фильтров, приводятся выражения, обеспечивающие расчет параметров регулятора по заданным показателям качества.

Ключевые слова: *система с двумя регуляторами, интегрирующий фильтр, запаздывание.*

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

Синтезу систем управления объектами с запаздыванием посвящено значительное количество работ [1-6], в которых рассматриваются вопросы устойчивости и качества, что свидетельствует об актуальности задачи синтеза регуляторов указанных систем. Большинство технологических агрегатов работают в форсированном режиме, т.е. при переменной нагрузке, поэтому в процессе их функционирования довольно в широких пределах изменяются параметры объекта управления такие как: коэффициент усиления, постоянная времени, время чистого запаздывания. Эти параметры объекта при увеличении скорости протекания процессов в управлении существенно ухудшают показатели качества работы замкнутой системы. Кроме того, наличие запаздывания в контуре управления ведет к возрастанию фазового сдвига, что может вызвать неустойчивость замкнутой системы даже при небольших коэффициентах усиления регулятора [3]. Поэтому эксплуатация таких автоматиче-

ских систем требует совершенствования методов управления объектами с запаздыванием.

Анализ исследований и публикаций. В работе [6] рассмотрены вопросы синтеза регуляторов систем управления объектами с запаздыванием с позиции построения их на базе интегрирующих фильтров и обеспечения требуемых (заданных) качественных показателей. При этом, однако, следует отметить, что изменение величины времени запаздывания влияет на качественные показатели системы в целом. Предложенный в [6] метод синтеза регулятора в определенной степени устраняет необходимость моделирования запаздывания в регуляторе с одновременным замыканием системы по возмущению. Такое построение регулятора существенно определяет зависимость качества регулирования от параметров дифференцирующего звена, введенного в интегрирующий фильтр, а также не позволяет задать (обеспечить) требуемые качественные показатели при отработке параметрических и внешних возмущений. В связи с этим поставим задачу синтеза регуляторов систем управления объектами с запаздыванием, обеспечивающих требуемые качественные показатели при отработке как задающих воздействий, так параметрических, и внешних возмущений.

Постановка задачи. Рассмотрим систему управления объектом с запаздыванием, движение которого определяется уравнением:

$$\left[p^n + b_1 p^{n-1} + b_2 p^{n-2} \dots + b_k p^{n-k} + \dots + b_n \right] x_1 = d e^{-\tau p} U, \quad (1)$$

где x_1 - выходная координата объекта; U - управление объекта;
 $p = \frac{d}{dt}$ - оператор дифференцирования; $b_1, \dots, b_k, \dots, b_n, d$ - постоянные коэффициенты; τ - время запаздывания.

Требуемые качественные показатели замкнутой системы управления по заданию вполне определенно задаются желаемым дифференциальным уравнением

$$\left[p^v + \gamma_1 p^{v-1} + \dots + \gamma_k p^{v-k} + \dots + \gamma_v \right] x_1 = \gamma_v e^{-\tau p} x_\zeta \quad (2)$$

где x_ζ - задающее воздействие системы; v - порядок синтезируемой системы; $\gamma_1, \dots, \gamma_k, \dots, \gamma_v$ - коэффициенты, задающие распределение корней характеристического уравнения.

Задача состоит в определении структуры регулятора и его параметров, чтобы построенное по структуре реальное звено корректирующего устройства обеспечивало бы в реальной системе (регулятор + реальный объект) динамические характеристики близкие к заданным.

Изложение материала и его результаты. Предположим, что обратная связь в системе осуществляется через безынерционное звено с коэффициентом передачи k_{oc} , а регулятор описывается дифференциальным уравнением

$$R_1(p, \tau)(x_\varsigma - z) = R_2(p, \tau)u_1, \quad (3)$$

где z - выход звена обратной связи, то есть $z = k_{oc}x_1$; $R_1(p, \tau)$, $R_2(p, \tau)$ - многочлены некоторых степеней оператора дифференцирования, зависящие от времени запаздывания.

Решая совместно (1) и (3) относительно входной и выходной координат замкнутой системы и сравнивая с (2), получим

$$\begin{aligned} R_1(p, \tau) &= \gamma_v \left[p^n + b_1 p^{n-1} + b_2 p^{n-2} \dots + b_k p^{n-k} + \dots + b_n \right]; \\ R_2(p, \tau) &= d \left[p^\nu + \gamma_1 p^{\nu-1} + \gamma_2 p^{\nu-2} \dots + \gamma_k p^{\nu-k} + \dots + \gamma_v k_{oc} (1 - e^{-\tau p}) \right]. \end{aligned} \quad (4)$$

Регулятор (3) реализуем при $\nu \geq n$ в выражениях (4). Обычно для обеспечения помехозащищенности принимают $\nu = n + 1$. Указанный регулятор можно реализовать на базе интегрирующего фильтра [3]:

$$\begin{aligned} \dot{y}_i &= y_{i+1}, \quad i = 1, 2, \dots, \nu - 1 \\ \dot{y}_\nu &= u_1^*, \end{aligned} \quad (5)$$

$$\text{где } u_1^* = (x_\varsigma - z) - \gamma_1 y_\nu - \dots - \gamma_k y_k - \dots - \gamma_v k_{oc} y_1 (1 - e^{-\tau p}).$$

Фазовые координаты фильтра (5) позволяют сформировать управление

$$u_1 = \frac{\gamma_v}{d} [y_\nu + b_1 y_{\nu-1} + \dots + b_k y_k + \dots + b_n y_1]. \quad (6)$$

Анализ (4) показывает, что при построении регулятора необходимо модель звена запаздывания объекта, что не всегда приемлемо, ибо в большинстве технологических объектов управления запаздывание является переменной величиной. Несоответствие запаздывания модели регулятора запаздыванию объекта приводит к изменению качественных показателей системы управления при отработке задающего воздействия. Учитывая, что $x_1 = \gamma_v y_1 e^{-p\tau}$, можно при построении регулятора (4) не

моделировать запаздывание самого объекта. С учетом этого управление u_1^* фильтра (5), на базе которого выполняется регулятор (4), будет определяться

$$u_1^* = (x_\zeta - z) - \gamma_1 y_v - \dots - \gamma_k y_k - \dots - \gamma_v y_1 + k_{oc} x_1 \quad (7)$$

Анализируя (7), можно отметить, что система при таком регуляторе будет инвариантна к изменению времени запаздывания объекта, однако она будет разомкнута к внешним и параметрическим возмущениям, действующим на объект управления. Для устранения указанного недостатка введем второй регулятор, аналогичный (4), а именно

$$\begin{aligned} R_{11}(p, \tau_m) &= \gamma_v [p^n + b_1 p^{n-1} + b_2 p^{n-2} \dots + b_k p^{n-k} + \dots + b_n]; \\ R_{22}(p, \tau_m) &= d [p^v + \gamma_1 p^{v-1} + \gamma_2 p^{v-2} \dots + \gamma_k p^{v-k} + \dots + \gamma_v k_{oc} (1 - e^{-\tau_m p})], \end{aligned} \quad (8)$$

где τ_m – время запаздывания модели.

Регулятор (8) аналогично можно реализовать на базе интегрирующего фильтра

$$\begin{aligned} \dot{y}_{ii} &= y_{i+1}, \quad i = 1, 2, \dots, v-1 \\ \dot{y}_{vv} &= u_{11}^* \end{aligned} \quad (9)$$

где $u_{11}^* = (x_\zeta - z) - \gamma_1 y_{vv} - \dots - \gamma_k y_{kk} - \dots - \gamma_v y_{11} (1 - k_{oc} e^{-\tau p})$

При этом фазовые координаты фильтра (9) используются при формировании управления

$$u_1 = \frac{\gamma_v}{d} [y_{vv} + b_1 y_{(v-1)(v-1)} + \dots + b_k y_{kk} + \dots + b_n y_{11}] \quad (10)$$

Результирующее управление, действующее на объект, будет определяться

$$U = u_1 + u_{11} \quad (11)$$

причем u_1 обеспечивает отработку задающего воздействия, а u_{11} – отработку возмущений, действующих на объект. При действии на объект

возмущающего воздействия f движение системы будет определяться уравнением

$$\begin{aligned} & \left(p^n + b_1 p^{n-1} + \dots + b_k p^{n-k} + \dots + b_n \right) \cdot \left(p^\nu + \gamma_1 p^{\nu-1} + \dots + \right. \\ & \left. + \gamma_k p^{\nu-k} + \dots + \gamma_\nu k_{oc} \left(1 - e^{-\tau_m p} \right) + \gamma_\nu k_{oc} e^{-\tau p} \right) = \pm f \cdot d e^{-\tau p} \times (12) \\ & \times \left(p^\nu + \gamma_1 p^{\nu-1} + \dots + \gamma_k p^{\nu-k} + \dots + \gamma_\nu k_{oc} \left(1 - e^{-\tau_m p} \right) \right). \end{aligned}$$

Анализ (12) показывает, что в статике возмущающее воздействие, действующее на объект, полностью отрабатывается.

Структурная схема системы управления, синтезированная в соответствии с изложенным выше приведена на рис. 1.

В качестве иллюстрации, предложенного метода синтеза двухрегуляторной системы управления объектом с запаздыванием, рассмотрим пример.

Пусть задан объект управления математическое описание, которого характеризуется уравнением вида

$$p^3 + b_1 p^2 + b_2 p + b_3 = b_3 e^{-\tau p} U,$$

где $b_1=2,167$; $b_2=0,339$; $b_3=0,014$; $3 \leq \tau \leq 25,5$ мин.

Требуемые качественные показатели замкнутой системы управления зададим дифференциальным уравнением

$$\left(p^4 + \gamma_1 p^3 + \gamma_2 p^2 + \gamma_3 p + \gamma_4 \right) y = \gamma_4 e^{-\tau p} x_3,$$

где $\gamma_1=0,6$; $\gamma_2=0,135$; $\gamma_3=0,0135$; $\gamma_4=0,0005$ – коэффициенты обеспечивающие апериодический переходный в замкнутой системе длительностью 160 мин без учета времени запаздывания, $\tau=9,5$ мин.

Допустим, что замыкание системы осуществляется через безынерционное звено $k_{oc} = 1$.

Определим уравнение регулятора (3) согласно изложенному методу

$$\begin{aligned} & \left(p^3 + b_1 p^2 + b_2 p + b_3 \right) \gamma_4 (x_3 - z) = \\ & = \left(p^4 + \gamma_1 p^3 + \gamma_2 p^2 + \gamma_3 p + \gamma_4 \left(1 - e^{-\tau p} \right) \right) b_3 U. \end{aligned}$$

Реализация регулятора (3) с учетом (7) на базе интегрирующего фильтра будет осуществляться по дифференциальным уравнениям

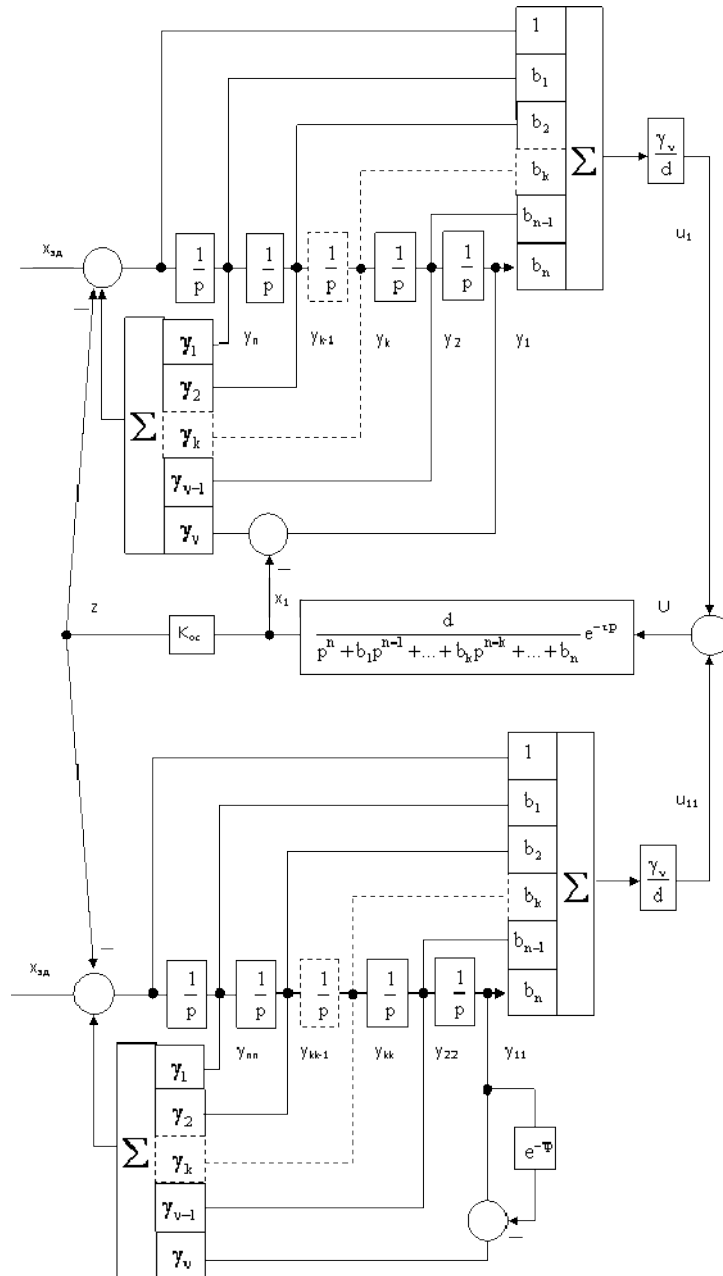


Рисунок 1 – Структурная схема двухрегуляторной замкнутой системы с запаздыванием

$$\dot{y}_1 = y_2;$$

$$\dot{y}_2 = y_3;$$

$$\dot{y}_3 = y_4;$$

$$\dot{y}_4 = x_3 - z - \gamma_1 y_4 - \gamma_2 y_3 - \gamma_3 y_2 - \gamma_4 y_1 + \gamma_4 k_{oc} x_1,$$

фазовые координаты, которого позволяют сформировать управление

$$u_1 = \frac{\gamma_4}{b_3} (b_1 y_3 + b_2 y_2 + b_3 y_1).$$

Аналогично, второй регулятор будет реализован на базе интегрирующего фильтра по дифференциальным уравнениям

$$\dot{y}_{11} = y_{22};$$

$$\dot{y}_{22} = y_{33};$$

$$\dot{y}_{33} = y_{44};$$

$$\dot{y}_{44} = x_{\text{с}} - x_1 - \gamma_1 y_{44} - \gamma_2 y_{33} - \gamma_3 y_{22} - \gamma_4 (1 - e^{-\tau_{\text{мП}}}) y_{11},$$

фазовые координаты, которого также формируют управление

$$u_{11} = \frac{\gamma_4}{b_3} (b_1 y_{33} + b_2 y_{22} + b_3 y_{11}).$$

Результирующее управление, действующее на объект, будет определяться выражением (11).

На рис.2 приведены графики переходных процессов в смоделированной системе с двумя регуляторами. Действие возмущения на систему производилось в момент времени $t=400$ мин. Здесь на рис. 2 кривая 1 соответствует системе с запаздыванием в объекте управления равным 3 мин, кривая 2 – 9,5 мин, кривая 3 – 25,5 мин. Из приведенных графиков видно, что система сохраняет устойчивость и заданное качество регулирования в условиях переменного времени запаздывания, зависящим как правило, для большинства технологических агрегатов от нагрузки.

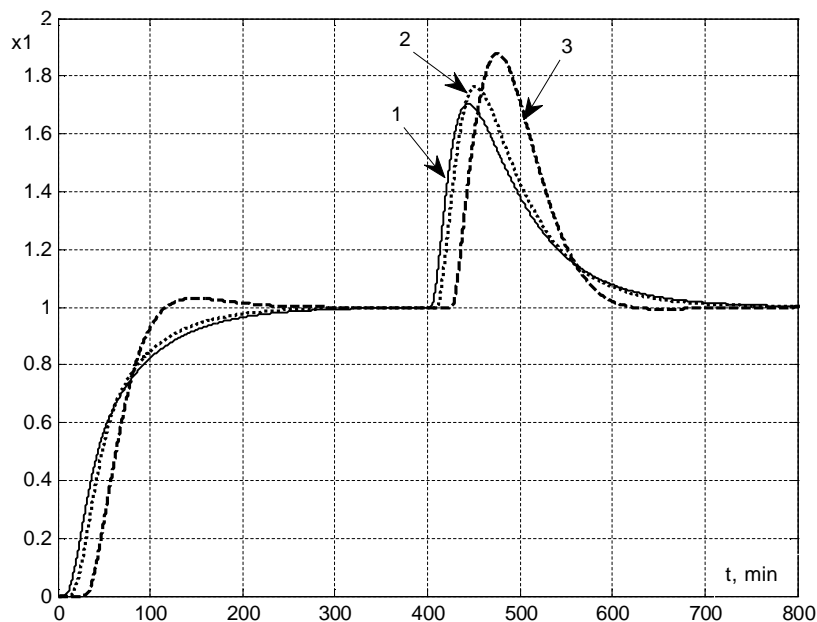


Рисунок 2 – Графики переходных процессов в системе с двумя регуляторами у условиях изменяющегося времени запаздывания

Выводы и направления дальнейших исследований. Таким образом, в разработанной системе с двумя регуляторами происходит компенсация влияния запаздывания на устойчивость и качество системы в условиях изменения запаздывания объекта управления. Это свойство системы может быть применено к системам с переменным запаздыванием, а также к информационным системам с запаздыванием, имеющим случайный характер изменения.

Библиографический список

1. Гурецкий Х. *Анализ и синтез систем управления с запаздыванием. Пер. с польского*/ Х. Гурецкий – М.: Машиностроение, 1974. - 328 с.
2. Ключев А.С. *Синтез быстродействующих регуляторов для объектов с запаздыванием*/ А.С. Ключев, В.С. Карпов – М.: Энергоатомиздат, 1990. -176с.
3. Ульшин В.А. *Адаптивное управление технологическими процессами: Монография*/ В.А. Ульшин, Д.А. Зубов – Луганск: СЛУ, 2002. – 210с.
4. Кіку А.Г. *Квазіоптимальні регулятори для об'єктів з чистим запізнюванням*/ А.Г. Кіку, Т.І. Білоус// *Праці міжнародної конференції з управління "Автоматика 2000"* – Львів:ЛНУ, 2000. Том 2, С.115–120.
5. Фуртат И.Б. *Адаптивное управление объектами с запаздыванием по выходу*/ И.Б. Фуртат, А.М. Цыкунов// *Известия ВУЗов. Приборостроение.* –2005. –№ 7. – С. 15-19.
6. Дрючин В.Г. *Синтез регуляторов на базе интегрирующих фильтров систем управления объектами с запаздыванием в координатах состояния и управления*/ В.Г. Дрючин, Р.Ю. Ткачев// *Сборник научных трудов ДонГТУ.* – Алчевск: ДонГТУ, 2007. Вып.24 С.391-396.

Рекомендована к печати к.т.н., проф. Паэрандом Ю.Э.

*к.т.н. Баракин А.Г.,
к.т.н. Квашина О.В.
(АПБ им. Героев Чернобыля, Украина)*

СИСТЕМА ФАЗОВОГО РЕГУЛИРОВАНИЯ ТИРИСТОРНОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ НАПРЯЖЕНИЯ ЭЛЕКТРОНАГРЕВАТЕЛЯ КОЛОННЫ СИНТЕЗА АММИАКА

В роботі проведено аналіз можливих аварійних режимів електро-нагрівача колони синтезу аміаку. Запропоновано метод регулювання живлення електронагрівача, що виключає аварійні режими.

Ключові слова: *аміак, перетворювач, електронагрівач, безпека.*

В работе проведен анализ возможных аварийных режимов электронагревателей, колонны синтеза аммиака. Предложен метод регулирования электропитания электронагревателя, позволяющий исключить аварийные режимы.

Ключевые слова: *аммиак, преобразователь, электронагреватель, безопасность.*

В настоящее время при эксплуатации электронагревателя колонны синтеза аммиака при остановке технологического процесса и повторном включении электронагревателя сопротивление изоляции между нагревательными элементами, а так же между нагревательными элементами и корпусом колонны резко уменьшается вследствие повышения влажности катализатора и других процессов, происходящих внутри колонны. Величина сопротивления изоляции, вместо предусмотренных по техническим условиям 200кОм, уменьшается в десятки тысяч раз до величин десятков, а иногда и единиц Ом.

Включение электронагревателя на полное напряжение при пониженном сопротивлении изоляции приводит к аварийному режиму и выходу электронагревателя из строя. В этом случае электронагреватель демонтируется и производится его капитальный ремонт, что ведет к простоя технологического оборудования и значительным потерям материальных ресурсов на восстановление электронагревателя. В некоторых случаях электронагреватель полностью разрушается и необходима его замена. Единственным решением этой проблемы является постепенное повышение напряжения питания электронагревателя, что приво-

дит к постепенному прогреву, уменьшению влажности в колонне и повышению сопротивления изоляции.

Вопросы фазового регулирования напряжения в системе рассматриваются в работах [1–6]. В работе [8] показана невозможность реализации безопасного технологического процесса производства аммиака при отсутствии регулирования величины напряжения источника питания электронагревателя колонны синтеза аммиака.

Таким образом, реализация безаварийного пуска колонны синтеза аммиака при пониженном сопротивлении изоляции, в случае возрастания влажности катализатора в середине колонны, является актуальной задачей.

Анализ технологических условий производства аммиака показал, что установка регулятора напряжения на вторичной стороне силового трансформатора не представляется возможной. Это обусловлено тем, что силовой трансформатор размещен на колонне синтеза аммиака, кроме того ток нагрузки трансформатора составляет 1800 А. Обеспечить работу тиристорного регулятора напряжения (ТРН) в химически агрессивной среде, в широком диапазоне изменения температуры и влажности очень сложно [7]. Предлагаемая схема питания электронагревателя представлена на рисунке 1.

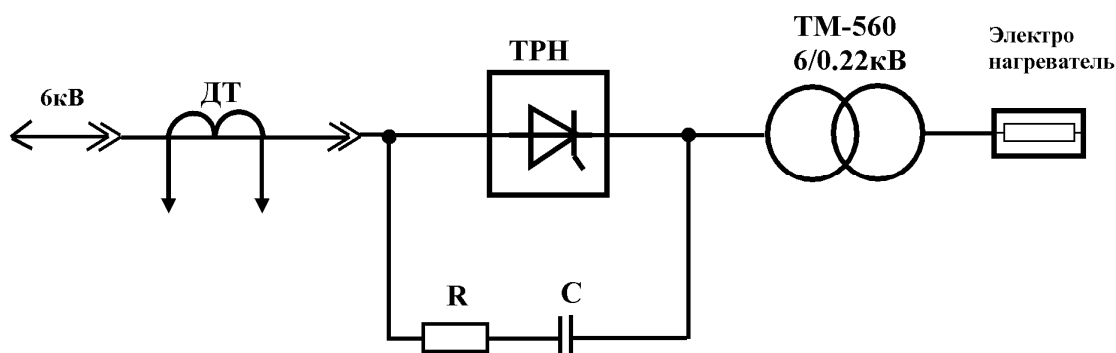


Рисунок 1 – Схема питания электронагревателя

При установке ТРН на первичной стороне трансформатора снимается проблема защиты окружающей среды, однако возникает проблема регулирования высоковольтного напряжения [8]. В переходном процессе изменение магнитной индукции, вызванное ростом тока, после включения тиристора с произвольным углом управления, может превышать максимально допустимое значение магнитной индукции для стали трансформатора. Это вызывает насыщение стали трансформатора, при этом скачок тока намагничивания может в сотни раз превышать его номинальные значения и в десятки раз номинальный ток трансформатора.

Эти скачки тока недопустимы, поскольку ухудшают энергетические показатели, требуют повышения уставок в системе защиты и могут привести к выходу их строя тиристоров. Для уменьшения скачков тока намагничивания необходимо изменять угол включения тиристоров α плавно, без скачков в диапазоне от 0 до π за несколько секунд.

Второй серьезной проблемой является несимметрия формирования импульсов управления при фазовом методе регулирования. За счет несимметрии управляющих импульсов, либо в переходных режимах, возможно появление в первичном токе постоянной составляющей. Это приводит к насыщению стали трансформатора, при этом первичный ток в 6-8 раз превышает номинальный. Таким образом, условием нормальной работы при фазовом регулировании на первичной стороне трансформатора является отсутствие постоянных составляющих в первичном токе.

Функциональная схема системы управления тиристорного регулятора переменного напряжения с фазовым регулированием представлена на рисунке 2.

На функциональной схеме приняты такие обозначения: v_1-v_6 – импульсы управления; k_1-k_6 – сигналы контроля; f_1 – сигнал нарушения изоляции; f_2 – сигнал пробоя тиристора; f_3 – сигнал отсутствия охлаждения; f_4 – сигнал превышения напряжения; f_5 – защита по току; z_1, z_2 – сигналы блокировки импульсов управления в аварийных режимах; u_1, u_2 – напряжения питания; u_c – силовое напряжение; u_n – напряжение на нагрузке; u_d – сигнал, пропорциональный постоянной составляющей в выходном напряжении; Дн – датчик напряжения; В – выпрямитель.

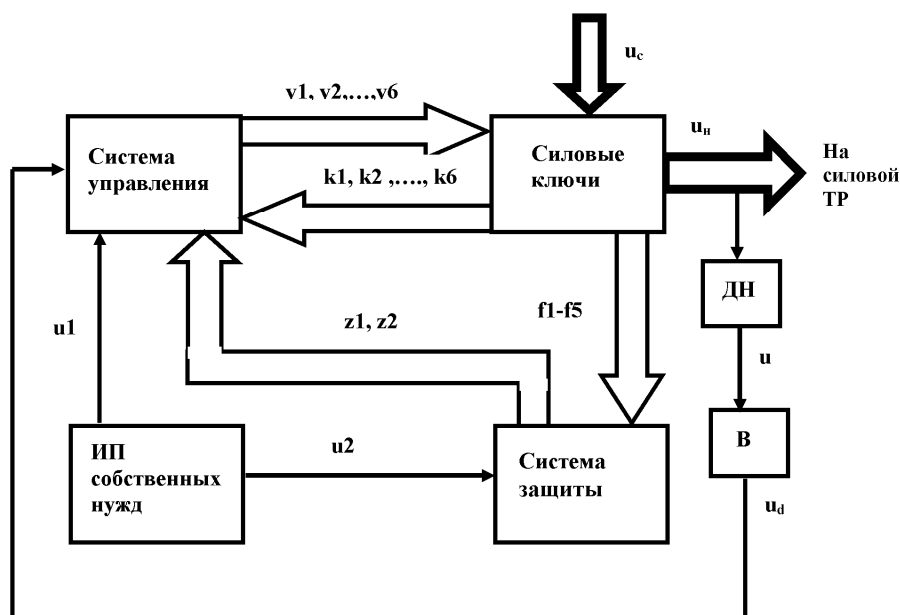


Рисунок 2 – Функциональная схема системы управления ТРН

Характер зависимости действующего напряжения на нагрузке (U_n) от угла управления тиристора (α) в относительных единицах при чисто активной нагрузке имеет вид [8]:

$$U_n/U = \sqrt{(1/\pi)/(\pi - \alpha + (\sin 2\alpha)/2)}, \quad (1)$$

где U – действующее значение переменного напряжения на входе, В;

α – фазовый угол включения тиристора, эл. град.

Регулировочная характеристика в соответствии с (1), представлена на рисунке 3.

Для линеаризации регулировочной характеристики ТРН на входе системы импульсно-фазового управления устанавливается линеаризующее звено, имеющее передаточную функцию обратную регулировочной характеристике.

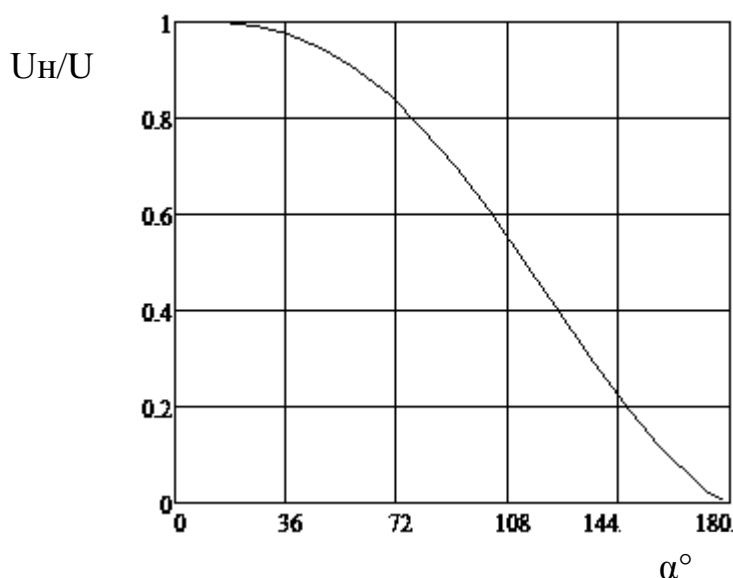


Рисунок 3 – Регулировочная характеристика ТРН

Регулирование выходного напряжения происходит с постоянным контролем величины постоянной составляющей в выходном напряжении, для этого система управления имеет отрицательную обратную связь по величине постоянной составляющей. В соответствии с величиной выходного тока и выходного напряжения контролируется величина сопротивления изоляции фаз электронагревателя. Ток в нагрузке, даже при понижении сопротивления изоляции, не может превысить

номинальное значение. За счет этого невозможен выход из строя электронагревателя и тиристорного регулятора переменного напряжения.

Таким образом, в работе предложены технические решения, которые обеспечивают безаварийный пуск технологического процесса колонны синтеза аммиака даже при снижении сопротивления изоляции при повышенной влажности катализатора в середине колонны. Получена аналитическая зависимость выходного напряжения преобразователя от сигнала управления, линеаризована регулировочная характеристика ТРПН. Получена аналитическая зависимость коэффициента мощности ТРПН от величины выходного напряжения, что позволяет контролировать энергетические показатели энергопотребления электрооборудования колонны синтеза аммиака.

Библиографический список

1. Рамма Рейди. Основы силовой электроники / Рамма Рейди. - М.: Техносфера, 2009. – 254 с.
2. Зиновьев Г.С. Основы силовой электроники / Г.С. Зиновьев. - М.: Академия, 2004. – 272 с.
3. Арнополин А.Г. Взрывозащищенное электрооборудование /А.Г. Арнополин, Н.Ф. Шевченко. - М.: Энергия, 1973. – 324 с.
4. Бойков Н.А. Основы взрывозащищенности электрооборудования / Н.А. Бойков, Ф.И. Шевченко, М.В. Хорунжий. - М.: Энергия, 1982. - 300 с.
5. Бройман Н.И. Инженерные решения по технике безопасности в пожаро- и взрывоопасных производствах / Н.И. Бройман. - М.: Химия, 1974. – 324 с.
6. Бруфман С.С. Тиристорные переключатели переменного тока / С.С. Бруфман, Н.А. Трофимов. - М.: Энергия, 1969. - 64 с.
7. Гельман П.В. Тиристорные регуляторы переменного напряжения / П.В. Гельман, С.П. Лохов. - М.: Энергия, 1975. - 105 с.
8. Отчет по НИР «Повышение безопасности производства аммиака», гос. регистр. №0109U008348. Киев, 2010. — 150с.

Рекомендована к печати к.т.н., проф. Паэрандом Ю.Э.

*к.т.н. Кухарев А. Л.
(СУНИГОТ УИПА, г. Стаханов, Украина,
alex.kuharev@mail.ru.)*

РАЗРАБОТКА И ИСПЫТАНИЕ ВЫСОКОВОЛЬТНОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ ЧАСТОТЫ

Наведені результати розробки та дослідження високовольтного перетворювача частоти каскадного типу для електроприводу напругою 6 кВ потужністю 2 МВт. Обґрунтована необхідність та запропонована схема для удосконалення байпасного кола вентильного блоку.

Ключові слова: *високовольтний багаторівневий перетворювач, байпасне коло, теплові розрахунки, навантажувальні випробування.*

Приведены результаты разработки и исследований высоковольтного преобразователя частоты каскадного типа для электропривода напряжением 6 кВ мощностью 2 МВт. Обоснована необходимость и предложена схема для усовершенствования байпасной цепи вентильной ячейки.

Ключевые слова: *высоковольтный многоуровневый преобразователь, байпасная цепь, тепловые расчеты, нагрузочные испытания.*

Постановка проблемы. На современном этапе проектирование и эксплуатация высоковольтных электроприводов неразрывно связаны с требованиями повышения их эффективности функционирования, что может быть достигнуто за счет обеспечения плавного регулирования частоты вращения электродвигателей. Для этого электроприводы, как правило, оснащаются высоковольтными преобразователями частоты (ВПЧ). В настоящее время существуют несколько топологий построения ВПЧ, наиболее перспективными из которых являются преобразователи, выполненные на базе многоуровневых автономных инверторов напряжения, которые наряду с делением напряжений на последовательно включенных полупроводниковых приборах обеспечивают форму выходного напряжения, приближающуюся к синусоиде [1–3].

Анализ последних исследований и публикаций. Классификация схем и принципов построения многоуровневых ВПЧ приведена в [1]. Из этих схем следует выделить многоуровневую каскадную схему, выполненную на основе последовательного соединения унифицированных вентильных ячеек, питающихся от входного многообмоточного транс-

форматора [1-4]. Главными преимуществами данной схемы являются:

- достаточная простота реализации схмотехнических, алгоритмических и конструктивных принципов построения ВПЧ;
- возможность применения в вентильных ячейках байпасной цепи, обеспечивающей при каких-либо внутренних повреждениях ячейки шунтирование ее выходных выводов; таким образом, обеспечивается вывод поврежденной ячейки из работы при непрерывном протекании тока нагрузки;
- применение унифицированных вентильных ячеек, а также возможность их использования на различные уровни выходного напряжения.

Данные схемы применяются в преобразователях частоты зарубежных компаний Mitsubishi, Robicon, Электротекс и др. [1-3]. В Украине начала выпуск опытных образцов таких преобразователей корпорация Триол (г. Харьков), в разработке и испытаниях которых участвовал автор данной статьи [4, 5].

Целью данной статьи является обобщение результатов разработки и испытаний ВПЧ для асинхронного электропривода напряжением 6 кВ мощностью 2000 кВт.

Материалы и результаты исследований.

На рисунке 1 приведена функциональная схема разработанного каскадного ВПЧ, а на рисунке 2 функциональная схема одной из вентильных ячеек [4, 5]. ВПЧ содержит многообмоточный трансформатор 1 с первичной обмоткой 2 и со вторичными обмотками 3–11, которые соединены по схеме «треугольник-авто» для обеспечения фазового сдвига трансформируемого напряжения. Вентильные ячейки А1...А6, В1...В6, С1...С6 входными выводами а, б, с подключены к соответствующим выводам вторичных обмоток 3–11 трансформатора 1, а выходными выводами соединяются последовательно. Управление вентильными ячейками выполняется основным блоком управления 21, который соединяется с локальными блоками управления каждой вентильной ячейки оптоволоконными кабелями.

Вентильные ячейки данного ВПЧ проектировались таким образом, чтобы напряжение в звене постоянного тока U_d составляло 1000 В. При работе ВПЧ выходное напряжение ячейки регулируется в диапазоне от $-U_d$ до $+U_d$ с помощью широтно-импульсной модуляции. Таким образом, максимальный уровень выходного напряжения ВПЧ определяется суммой напряжений U_d работающих в фазе вентильных ячеек (рисунки 1.б, 1.с). Следует отметить, что при проектировании ВПЧ рекомендуется некоторый запас по напряжению, чтобы обеспечить нормальное функционирование электропривода при выходе из строя части ячеек [3]. Как видно из рисунка 1, в данном ВПЧ для выходного линей-

ного напряжения 6 кВ используется 18 вентиляльных ячеек, устанавливаемых по 6 ячеек в каждой фазе, причем 5 работающих ячеек в каждой фазе достаточно для обеспечения полной выходной мощности электропривода. При повреждении двух и более вентиляльных ячеек в каждой фазе система управления ВПЧ автоматически снижает частоту и соответственно мощность электропривода до уровня, при котором значение выходного тока будет находиться в допустимых пределах.

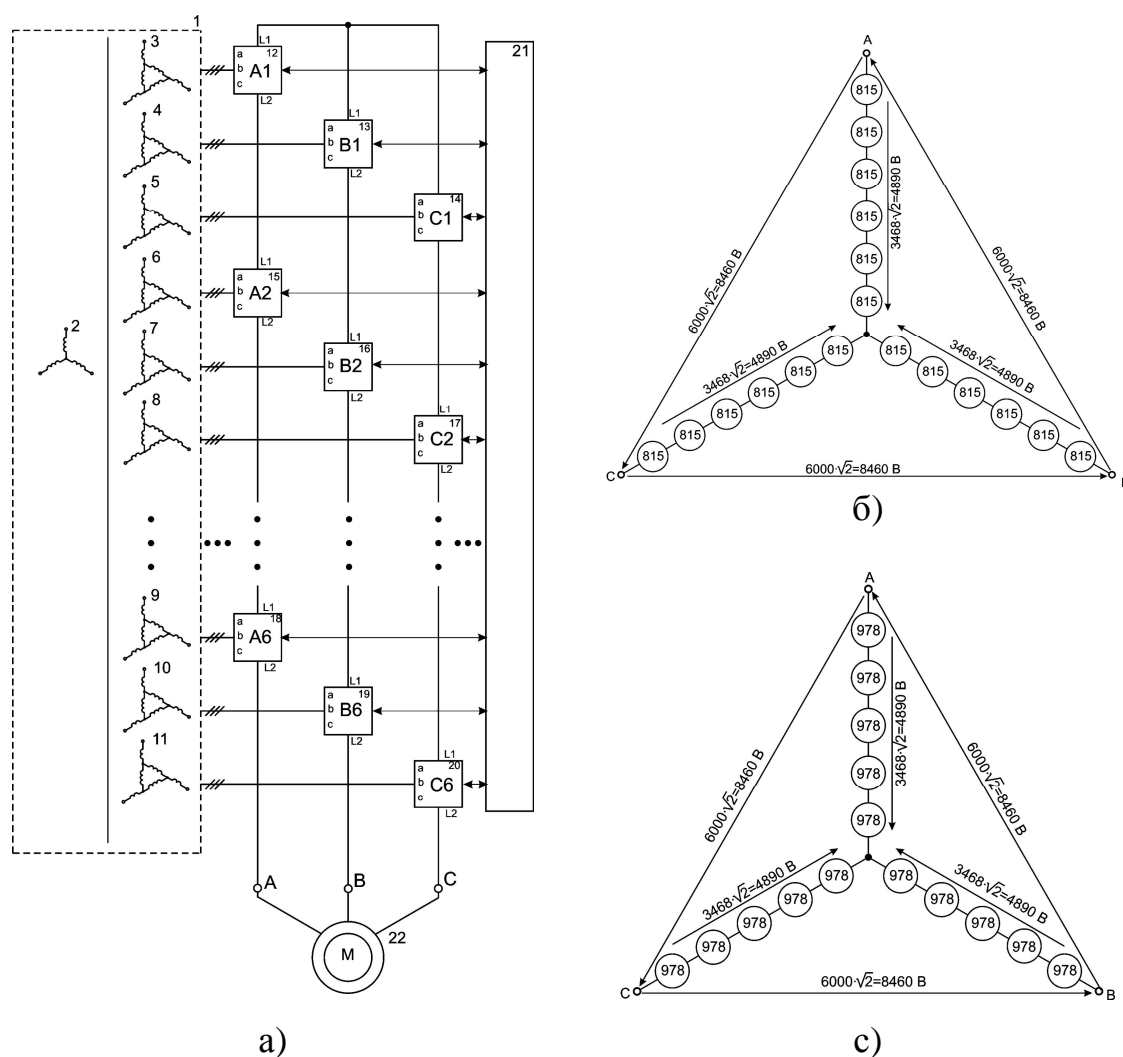


Рисунок 1 – Принцип построения каскадного ВПЧ:

- а)– функциональная схема каскадного ВПЧ; б)– формирование выходного напряжения ВПЧ при работе шести ячеек в фазе;
- с)– формирование выходного напряжения ВПЧ при работе пяти ячеек в фазе

Силовая схема вентиляльной ячейки включает входные предохранители 23–25, неуправляемый мостовой выпрямитель, выполненный на шести диодах 29–34, конденсаторное звено 35 и однофазный инвертор в

виде управляемого моста, выполненный на четырех IGBT-модулях с обратными диодами 36–39. Между выходными выводами управляемого моста включена байпасная цепь. В данном варианте байпасная цепь выполнена на базе двух встречно-последовательно соединенных IGBT-модулей с обратными диодами 40, 41.

Очевидно, что обеспечение безаварийной работы каскадного ВПЧ при повреждении одной из вентиляльных ячеек, существенно зависит от надежности включения байпасной цепи. Поэтому при разработке ВПЧ нами были проведены дополнительные исследования различных схем байпасных цепей.

На первом этапе были рассмотрены схемы байпаса, выполненные на базе однофазного электромагнитного контактора. Однако, в связи с имеющимися недостатками, присущими механическим контактным системам (дуговой износ контактов, их вибрации и т.д.) данная схема на наш взгляд, менее перспективна.

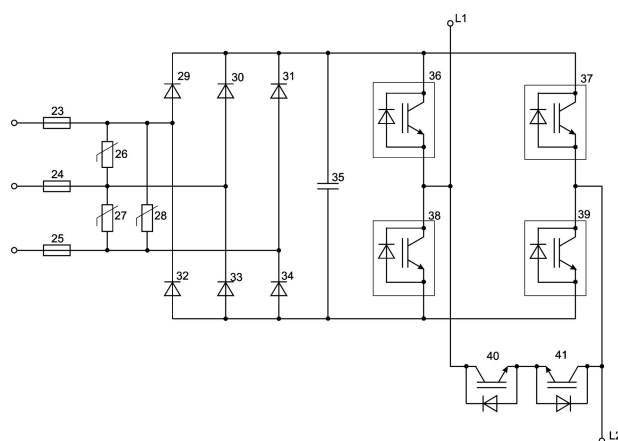


Рисунок 2 – Функциональная схема вентиляльной ячейки

Далее исследовалась схема, выполненная на базе однофазного диодного моста и тиристора, включенного в диагонали постоянного напряжения этого моста [3]. Как показали исследования, данная схема требует применения высокочастотных диодных и тиристорных модулей, имеющих низкие значения величин заряда $Q_{\text{тг}}$ и времени $t_{\text{тг}}$. Применение низкочастотных полупроводниковых модулей приводило к их повреждениям в связи с достаточно большими скоростями du/dt выходного напряжения вентиляльной ячейки. Кроме того, конструкция байпасной цепи состояла из четырех диодных и одного тиристорного модуля и получалась достаточно сложной и громоздкой.

Исходя из вышеизложенного, была предложена и испытана схема байпасной цепи на базе двух встречно-последовательно соединенных IGBT-модулей с обратными диодами (рисунок 2). Проведенные иссле-

дования показали приемлемую надежность данной схемы. Компоновка байпасной цепи была выполнена на двух IGBT-модулях, что позволило, по сравнению с предыдущей схемой, упростить конструкцию вентиляционной ячейки, сократить количество полупроводниковых элементов и соединительных шин и, в целом, снизить стоимость вентиляционной ячейки приблизительно на 10 %.

При проектировании ВПЧ на напряжение 6 кВ и мощность 2000 кВт для вентиляционных ячеек были выбраны полупроводниковые приборы компании SEMIKRON (Германия), которые, на наш взгляд, обладают приемлемым соотношением цена-качество. Выпрямитель был выполнен на диодных модулях SKKD162/22H4, инвертор – на IGBT-модулях SEMiX453GB176HDs, а байпасная цепь – на IGBT-модулях SKM600GA176D. Фильтр постоянного тока был выполнен на основе последовательно-параллельного соединения конденсаторов B43458-5600-450V (EPCOS), суммарная емкость звена 11200 мкФ. В качестве входного трансформатора использовался многообмоточный трансформатор PZSG-2400/6, изготовленный компанией Sunel (Китай). Данный трансформатор содержит одну первичную обмотку и 3 группы вторичных обмоток (по 6 обмоток каждой группе). Фазовый угол выходного напряжения обмоток в группе распределяется в следующем порядке: -25°; -15°; -5°; 5°; 15°; 25°. Таким образом, обмотки трансформатора и выпрямители ячеек реализуют 36-пульсную схему выпрямления переменного напряжения.

Для измерения токов и напряжений использовались датчики, основанные на эффекте Холла (LEM-датчики). Система управления ВПЧ была выполнена с использованием контроллеров TMS320F28335PGFA. Для обеспечения параллельного управления восемнадцатью вентиляционными ячейками основной блок управления также включал микросхему программируемой логики FPGA CYCLON-3 EP3C25Q240. Для отображения и хранения информации использовался промышленный компьютер SIMATIC HMI IPC577C. Таким образом, предложенные схемотехнические решения позволили разработать ВПЧ, обладающий широким диапазоном изменения выходного напряжения (50–6000 В) и частоты (1–120 Гц).

Важнейшим вопросом разработки, во многом определяющим надежность работы ВПЧ, является проведение тепловых расчетов вентиляционных ячеек. Данные расчеты позволяют подтвердить правильность выбора и применения электронных компонентов, а также адекватно спроектировать систему охлаждения. При проведении данных расчетов в качестве главного критерия, как правило, используется температура кристалла в наиболее напряженном режиме работы, предельное значение которой для выбранных полупроводниковых модулей составляет

125 °С. Для проведения данных расчетов нами широко использовалась программа Semisel (Semikron Semiconductor Selection), разработанная специалистами фирмы SEMIKRON [6]. Эта программа позволяет в интерактивном режиме рассчитывать потери мощности и температуру кристалла для конкретной схемы применения. В качестве примера в таблице 1 приведены результаты теплового расчета инвертора вентиляционной ячейки на номинальный ток 250 А. Инвертор выполнен на четырех IGBT-модулях SEMiX453GB176HDs [5].

Таблица 1 – Результаты тепловых расчетов вентиляционных ячеек

ЗАДАВАЕМЫЕ ПАРАМЕТРЫ		РАССЧИТЫВАЕМЫЕ ПАРАМЕТРЫ	
Входное напряжение, В	1000	Потери мощности: длительный режим (перегрузка):	
Выходное напряжение, В	690	На IGBT-транзисторе:	
Выходной ток, А	250	потери проводимости, Вт	68 (90)
Коэффициент перегрузки,	1,2	потери на переключение, Вт	41 (51)
Номинальная выходная частота, Гц	50	суммарные потери, Вт	109 (141)
Cos φ	0,7	На обратном диоде:	
Частота ШИМ, кГц	1,0	потери проводимости, Вт	16 (20)
Время перегрузки, с	600	потери на переключение, Вт	12 (15)
Минимальное выходное напряжение, В	116	суммарные потери, Вт	28 (35)
Температура окружающей среды, °С	40	Общие потери на радиаторе, Вт	1098 (1408)
Количество параллельных модулей	2	Температура длительный режим (перегрузка)	
Количество модулей на радиаторе, всего	4	Температура радиатора, °С	74 (83)
Типоразмер радиатора	P16_300	Температура корпуса модуля, °С	85 (97)
Охлаждение	воздушное	Температура кристалла транзистора, °С	92 (106)
Скорость обдува воздуха, м ³ /ч	295	Температура кристалла обратного диода, °С	88 (101)

Следующим не менее важным этапом является проектирование системы охлаждения и разработка конструкции ВПЧ. Учитывая зару-

бежный опыт разработки, конструктивно ВПЧ мощностью более 1000 кВт целесообразно выполнять в виде секционированной структуры, состоящей из нескольких шкафов. Разработанный ВПЧ состоял из шкафа входного трансформатора, шкафа вентильных ячеек и шкафа управления. Каждый из шкафов был выполнен в виде напольной металлической конструкции одностороннего обслуживания. Шкафы имели специальные приспособления для электрического соединения между собой.

Система охлаждения разработанного ВПЧ была спроектирована с применением всасывающих центробежных вентиляторов R3G630-AA08-03 мощностью 1,7 кВт каждый. Вентиляторы устанавливались на крыше шкафа входного трансформатора и шкафа вентильных ячеек. Таким образом, при работе ВПЧ, в шкафу вентильных ячеек холодный воздух поступает через вентиляционные отверстия в дверцах шкафа, проходит через отдельные воздушные каналы каждой вентильной ячейки и далее отбрасывается вентилятором на крыше шкафа (рисунок 3). Особенностью разработанной системы охлаждения является реализация программного регулирования производительности вентилятора в зависимости от температуры вентильных ячеек. При выборе вентиляторов предварительно проводились тепловые и аэродинамические расчеты всей охлаждающей конструкции с помощью пакета программ Solid Works.

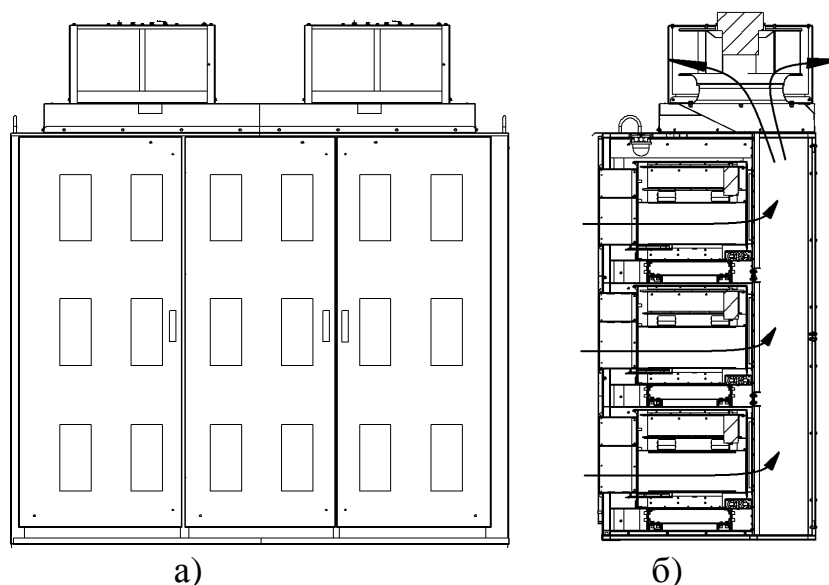


Рисунок 3 – Конструктивный вид шкафа вентильных ячеек ВПЧ:
а) – вид спереди; б) – разрез шкафа

Завершающим этапом разработки является проведение приемосдаточных испытаний преобразователя под номинальной нагрузкой. Испытания разработанного ВПЧ проводились на ТЭЦ-4 (г. Харьков). Номинальная нагрузка на ВПЧ обеспечивалась параллельной работой

трех двигателей сетевых насосов А4-400У-4У3 мощностью по 630 кВт и одного электродвигателя дымососа ДАЗО-2-17-69-8/10У1 мощностью 1000 кВт. В ходе испытаний проводилась проверка основных параметров преобразователя с выполнением измерений входных и выходных токов и напряжений. Также проводилась оценка искажений, вносимых преобразователем в спектр гармоник входного линейного напряжения 6 кВ. При данных испытаниях использовались цифровой осциллограф FLUKE-199В и анализатор качества электроэнергии «Ресурс», подключаемые к силовым цепям через высоковольтный делитель напряжения. Измерения входного и выходного токов выполнялись с помощью токовых клещей, входящих в комплект осциллографа FLUKE-199В. На рисунке 4 приведена одна из осциллограмм выходного напряжения при работе ВПЧ на частоте 40 Гц.

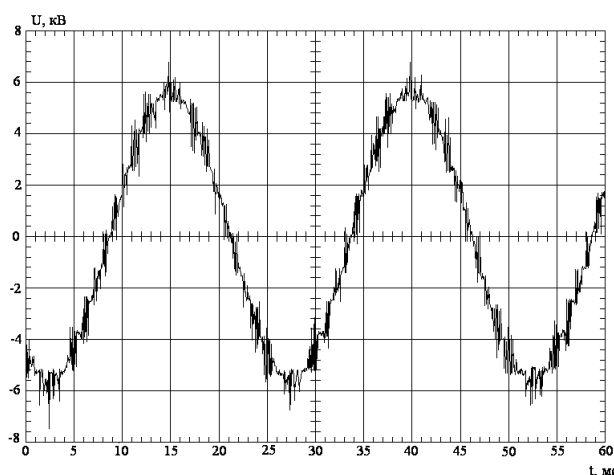


Рисунок 4 – Осциллограмма выходного линейного напряжения ВПЧ при частоте 40 Гц

Как видно из приведенных данных, форма выходного напряжения ВПЧ близка к синусоидальной. Коэффициент искажения синусоидальности составляет приблизительно 5 %.

На рисунке 5 приведены осциллограммы входного и выходного тока ВПЧ. Из осциллограмм видно, что форма токов является практически синусоидальной. Для выходного тока коэффициент искажения составил 0,74 %, а для входного тока 3,94 %. Следует также отметить, что коэффициент мощности нагрузки, измеряемый в выходной цепи ВПЧ находился в диапазоне 0,8–0,83, а коэффициент мощности входного тока составлял 0,96–0,97. Таким образом, одним из преимуществ данного ВПЧ является компенсация реактивной мощности, потребляемой высоковольтными электродвигателями из сети.

Спектр гармоник входного линейного напряжения при работе

ВПЧ приведен на рисунке 6. Как показал анализ гармонического состава, коэффициент искажения кривой напряжения и коэффициенты n -й гармонической составляющей напряжения не превышают норм, приведенных в ГОСТ 13109-97 [7].

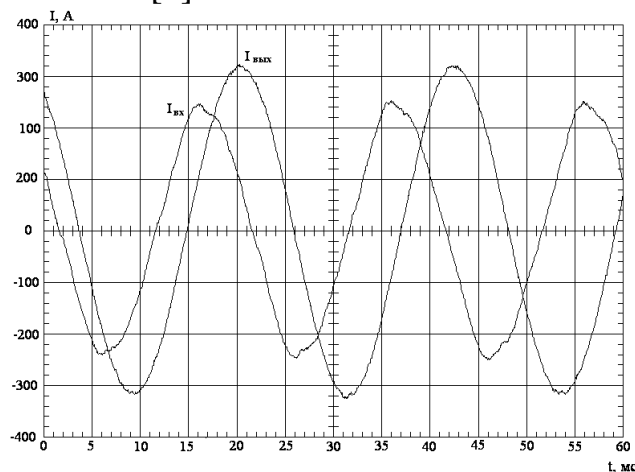


Рисунок 5 – Осциллограммы входного и выходного токов ВПЧ при номинальной нагрузке

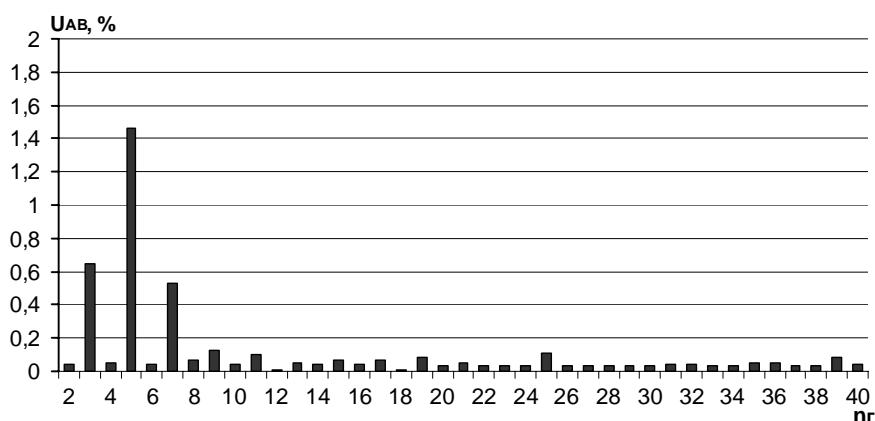


Рисунок 6 – Спектр гармоник входного линейного напряжения

Таким образом, применение ВПЧ с входным многообмоточным трансформатором, обеспечивающим 36-пульсную схему выпрямления, обеспечивает приемлемые показатели качества напряжения.

Выводы:

1. Показана перспективность использования современных программных комплексов в процессе проектирования и конструирования преобразователей, что позволяет автоматизировать основные этапы их разработки.
2. Предложенные схемотехнические решения позволили разработать и испытать высоковольтный преобразователь частоты для электро-

привода напряжением 6 кВ мощностью 2000 кВт. Разработанная схема байпасной цепи для вентильной ячейки, выполненная на базе встречно-последовательно соединенных IGBT-модулей с обратными диодами по сравнению с аналогичными схемами является более надежной и экономичной.

3. На основе проведенных нагрузочных испытаний показано, что многоуровневый ВПЧ имеет приемлемые показатели качества электроэнергии, а также обеспечивает компенсацию реактивной мощности, потребляемой высоковольтными электродвигателями.

Библиографический список

1. Донской Н. Многоуровневые автономные инверторы для электропривода и электроэнергетики / Н. Донской, А. Иванов, В. Матисон, И. Ушаков // *Силовая электроника*. – 2008. – № 1. – С. 43–46.

2. Park Y.M. *Design of a Cascaded H-Bridge Multilevel Inverter Based on Power Electronics Building Blocks and Control for High Performance* / Young-Min Park, Han-Seong Ryu, Hyun-Won Lee, Myung-Gil Jung, Se-Hyun Lee // *Journal of Power Electronics*. – 2010. – Vol. 10. – №3. – P. 262–269.

3. Пат. 2289191 Россия МПК6 H02M5/453. Устройство для управления преобразователем частоты с многоуровневым инвертором напряжения и способ управления таким преобразователем / Смирнов Д.П., Львов М.Л., Бородин А.А.; Заявители и патентообладатели Смирнов Дмитрий Петрович, Львов Максим Леонидович, Бородин Александр Алексеевич. – №2005130603/09, заявл. 04.10.2005; опубли. 10.12.2006, Бюл. № 34.

4. Пат. 63759 Украина МПК6 H02M5/45, H02H7/12. Частотно-регулируемый высоковольтный электропривод / Кухарев О.Л., Селюков И.И., Заявники та патентовласники Кухарев Олексій Леонідович, Селюков Ігор Іванович. – №u201101206, заявл. 03.02.2011; опубли. 25.10.2011, Бюл. № 20.

5. Пат. 107422 Россия МПК6 H02M5/458. Ячейка высоковольтного многоуровневого преобразователя частоты / Селюков И.И., Шатерный А.В., Кухарев А.Л.; Заявитель и патентообладатель ООО «Триол-нефть». – №2011115847/07, заявл. 22.04.2011; опубли. 10.08.2011, Бюл. № 22.

6. Колпаков А. Программа SemiSel – «скорая помощь» разработчику / А. Колпаков // *Современная электроника*. – 2006. – № 8. – С. 60–66.

7. ГОСТ 13109-97. Электрическая энергия. Совместимость технических средств электромагнитная. Нормы качества электрической энергии в системах электроснабжения общего назначения. - Введ. 18.06.1999. - К.: Госстандарт Украины, 1999. - 32 с.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Лушиком В.Д.

*к.т.н. Полилов Е.В.,
Руднев Е.С.,
Скорик С.П.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ВЫБОР ВЕСОВЫХ ФУНКЦИЙ В H_∞ -ТЕОРИИ РОБАСТНОГО УПРАВЛЕНИЯ ЭЛЕКТРОПРИВОДАМИ

У даній статті наведені загальні теоретичні та інженерні рекомендації з вибору частотно-залежних вагових функцій, що використовуються в H_∞ -теорії управління для забезпечення необхідної якості перехідних процесів і надання системі управління властивостей робастності.

Ключові слова: *вагові функції, робастне управління, функція чутливості.*

В данной статье приведены общие теоретические и инженерные рекомендации по выбору частотно-зависимых весовых функций, используемых в H_∞ -теории управления для обеспечения требуемого качества переходных процессов и придания системе управления свойств робастности.

Ключевые слова: *весовые функции, робастное управление, функция чувствительности.*

Материал приведенный в статье представляет собой рекомендации для выбора весовых функции в H_∞ -управлении, которые помогают формировать качественные и робастные характеристики в синтезируемой системе. Теоретические сведения относительно функций чувствительности, формирования контура и H_∞ -управления сопровождается общетехническими рекомендациями для выбора весовых функций в H_∞ -теории, кроме того представлены нерешенные проблемы «задания веса» для формирования необходимой частотной и временной характеристик.

Анализ предыдущих исследований. Многие работы, опубликованные после 1984 года, имели теоретические новшества в области робастного управления, в частности H_∞ -управления [1-2]. В 1989 году на основе ряда ключевых результатов в фундаментальной работе [3] была сформулирована новая концепция подхода к решению задачи H_∞ -оптимизации, получившая название «2-Риккати подхода». Суть подхода заключалась в том, что оптимальная задача заменялась субоптимальной.

Кроме того, он позволяет разработчикам в процессе проектирования задавать требуемые характеристики качества и робастной устойчивости замкнутой системы.

Одним из ключевых этапов проектирования H_∞ -управления является формирование весовых функций. Эти весовые функции используются для того, чтобы нормировать входы и выходы и отразить пространственную и частотную зависимость входных возмущений и отработки задания на выходную переменную. К сожалению, в теории автоматического управления выполнена недостаточная работа по обнаружению методов выбора весовых функций, и зачастую только с привязкой к конкретному объекту управления [4].

Цель работы. Создание обобщенных рекомендаций по выбору частотно-зависимых весовых функций в H_∞ -управлении, которые оказывают значительное влияние на качественные характеристики и абсолютную робастную устойчивость, а также на характер протекания переходных процессов регулируемой координаты в синтезируемой робастной системе управления.

Система управления с обратной связью и формирование контура управления (loopshaping). Обобщенная система управления изображена на рис. 1. Эта система может быть представлена как скаляр (одномерная система Single-Input Single-Output, SISO) или системой с переменными параметрами (многомерная система Multiple-Input Multiple-Output, MIMO). Предполагается, что система представлена как инвариантная во времени линейная система (linear time-invariant, LTI) дифференциальных уравнений.

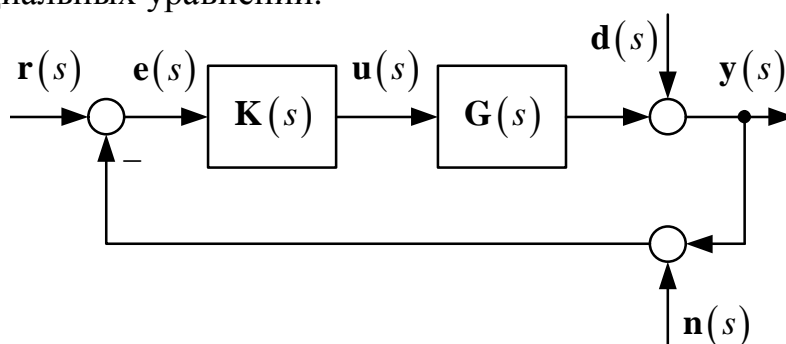


Рисунок 1 – Структурная схема объекта управления

На рис. 1 $G(s)$ - модель физического объекта управления, а $K(s)$ - регулятор. Входными сигналами являются: $r(s)$ - задающее воздействие; $d(s)$ - возмущение; $n(s)$ - шум датчика. Выходная переменная представлена как $y(s)$. Также можно контролировать сигнал ошибки $e(s)$ и сигнал управления $u(s)$.

Алгебраически, выход переменной $y(s)$ может быть выражен:

$$\mathbf{y}(s) = [\mathbf{I} + \mathbf{G}(s)\mathbf{K}(s)]^{-1} \times \{\mathbf{G}(s)\mathbf{K}(s)\mathbf{r}(s) + \mathbf{d}(s) - \mathbf{G}(s)\mathbf{K}(s)\mathbf{n}(s)\}, \quad (1)$$

где \mathbf{I} - единичная матрица.

Аналогично, могут быть выражены сигнал ошибки и управления:

$$\mathbf{e}(s) = [\mathbf{I} + \mathbf{G}(s)\mathbf{K}(s)]^{-1} \{\mathbf{r}(s) - \mathbf{d}(s) - \mathbf{n}(s)\}, \quad (2)$$

$$\mathbf{u}(s) = [\mathbf{I} + \mathbf{G}(s)\mathbf{K}(s)]^{-1} \times \mathbf{K}(s) \{\mathbf{r}(s) - \mathbf{d}(s) - \mathbf{n}(s)\}. \quad (3)$$

Определение некоторой общей терминологии:

$\mathbf{L}(s) = \mathbf{G}(s)\mathbf{K}(s)$ - матрица передаточной функции (МПФ) контура (прямого канала);

$\mathbf{S}(s) = [\mathbf{I} + \mathbf{G}(s)\mathbf{K}(s)]^{-1}$ - МПФ чувствительности;

$\mathbf{T}(s) = [\mathbf{I} + \mathbf{G}(s)\mathbf{K}(s)]^{-1} \mathbf{G}(s)\mathbf{K}(s)$ - матрица дополнительной функции чувствительности (МПФ замкнутой системы).

Заметим, что МПФ замкнутой системы $\mathbf{T}(s)$, устанавливает связь между выходом системы $\mathbf{y}(s)$ и входом сигнала задания $\mathbf{r}(s)$. Эта МПФ также определяет, как шум датчика $\mathbf{n}(s)$ влияет на выход $\mathbf{y}(s)$. Функция чувствительности $\mathbf{S}(s)$ описывает выход $\mathbf{y}(s)$ как функцию входа возмущения $\mathbf{d}(s)$. Она также определяет реакцию ошибки слежения $\mathbf{e}(s)$ на сигнал задания $\mathbf{r}(s)$. Иными словами,

$$\mathbf{S}(s) = \frac{\mathbf{y}(s)}{\mathbf{d}(s)} = \frac{\mathbf{e}(s)}{\mathbf{r}(s)} \quad \text{и} \quad \mathbf{T}(s) = \frac{\mathbf{y}(s)}{\mathbf{r}(s)} = -\frac{\mathbf{y}(s)}{\mathbf{n}(s)}. \quad \text{Отсюда следует, что}$$

$$\mathbf{S}(s) + \mathbf{T}(s) = \frac{1}{1 + \mathbf{G}(s)\mathbf{K}(s)} + \frac{\mathbf{G}(s)\mathbf{K}(s)}{1 + \mathbf{G}(s)\mathbf{K}(s)} = \mathbf{I}. \quad (4)$$

Таким образом, $\mathbf{T}(s)$ является дополнительной функцией чувствительности, так как \mathbf{T} в сумме с \mathbf{S} равно единице. Выражение (4) является важной зависимостью, которая вводит ограничение на достигаемое качество. Для того чтобы добиться оптимального слежения за сигналом управления и подавления помех, необходимо удерживать \mathbf{S} малой; чтобы система была не чувствительна к шуму датчика и неопределенностям объекта, а также понизить чувствительность управления, необходимо удерживать \mathbf{T} малой. Однако невозможно удерживать малую величину \mathbf{S} и \mathbf{T} на всем частотном диапазоне из-за ограничения $\mathbf{S} + \mathbf{T} = \mathbf{I}$. Таким образом, необходимо определить некоторый компромисс между

минимизацией функции чувствительности и дополнительной функции чувствительности.

Обычно, задающее воздействие и возмущение находятся в низко-частотной области, в то время как шум датчика и неопределенности (т.е. неучтенная динамика в модели объекта) сконцентрированы в высоко-частотной области. Компромисс, в случае SISO системы, должен обеспечить малую величину $|S(j\omega)|$ на низких частотах и малую величину $|T(j\omega)|$ на высоких частотах.

H_∞ управление и весовые функции. Теперь необходимо синтезировать регулятор, который обеспечивает вышеупомянутые условия формирования контура (loop-shaping). H_∞ управление – методика синтеза в пространстве состояний, которая использует частотно-зависимые весовые функции, для обеспечения требуемого качества и придания системе свойств робастности. Структурная схема синтезируемой системы H_∞ -управления приведена на рис. 2, где **P** - обобщенная МПФ объекта управления и **K** - МПФ регулятора.

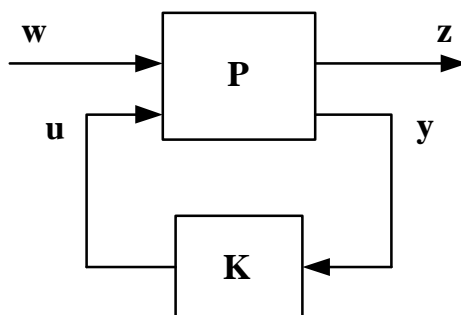


Рисунок 2 – Структурная схема синтезируемой системы

На этой структуре представлены **w** - внешний вход (например, задающее воздействие, возмущение и шум), **z** - выход контролируемой переменной (например, ошибка регулирования и управляющие сигналы), **u** - вход управляющего воздействия, **y** - измеренный выход переменной.

Задача H_∞ -управления найти такой регулятор, который минимизирует бесконечную норму (H_∞ -норма) T_{zw} или $\min \|T_{zw}\|_\infty$ во множестве всех регуляторов $K(s)$, которые стабилизируют замкнутую систему. Таким образом, H_∞ -норма служить мерой усиления системы. H_∞ -норма передаточной функции есть энергия выхода системы при подаче на вход сигнала с единичной энергией. Если выходом является ошибка, а входом возмущение, то минимизируя H_∞ -норму передаточной функции, мы минимизируем энергию ошибки для наихудшего случая входного возмущения [5]. Детализированный алгоритм синтеза робастного $K(s)$ регулятора рассмотрен авторами в [6].

Весовые функции являются рациональными, устойчивыми, минимально-фазовыми передаточными функциями. На рис. 3 приведена функция чувствительности ограниченная по амплитуде весовой функцией чувствительности $\mathbf{W}_S(s)$, т.е. $\bar{\sigma}(\mathbf{S}(j\omega)) \leq \gamma \underline{\sigma}(\mathbf{W}_S^{-1}(j\omega))$.

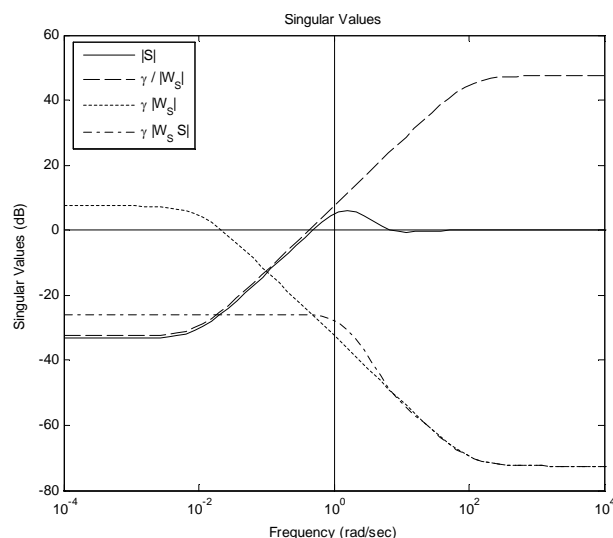


Рисунок 3 – Сингулярные значения функции чувствительности и ее произведения с \mathbf{W}_S

Эта верхняя грань амплитуды инвертирована, чтобы получить весовую функцию чувствительности $\mathbf{W}_S(s)$. Итак, если $\mathbf{S}(s)$ умножить на весовую функцию $\mathbf{W}_S(s)$, то амплитуда $\mathbf{W}_S \mathbf{S}(s)$ будет меньше или равна чем единица на всей частоте. Этот пример называют «весовой задачей чувствительности» так как H_∞ -регулятор минимизирует максимальную величину $\mathbf{W}_S \mathbf{S}(s)$ на всей частоте (т.е. $\min \|\mathbf{W}_S \mathbf{S}\|_\infty$).

Аналогично определяют весовую дополнительную функцию чувствительности $\mathbf{W}_T(s)$. В H_∞ -управлении проектировщик выбирает, какие внешние входы и управляемые выходы минимизировать, следовательно выбор весовых функций оказывает сильное влияние на синтез и структуру регулятора, а также на придание системе свойств робастности.

Общие рекомендации для выбора весовых функций.

Весовая ПФ функции чувствительности от входа задания до выхода ошибки слежения $\mathbf{W}_S(s)$, выбирается для того чтобы отобразить желаемые характеристики качества (время установления и т.п.). Функция чувствительности должна иметь малый коэффициент усиления на низких частотах для оптимального слежения и большой коэффициент усиления на высоких частотах для ограничения перерегулирования. Это выполняется выбором весовой функции \mathbf{W}_S , которая отражает желаемую форму функции чувствительности.

Низкочастотный вес, используемый в функции чувствительности с низкочастотной амплитудой, приблизительно равен инверсии желаемой установившейся ошибки слежения и высокочастотного коэффициента усиления, установленного для ограничения перерегулирования. То есть, чем больше амплитуда коэффициента усиления, тем больше ограничивается перерегулирование.

Как показывает опыт, высокочастотный коэффициент усиления весовой функции чувствительности должен находиться в пределах (0,1;0,5), для эффективного ограничения перерегулирования и обеспечения высокого быстродействия.

Частота среза весовой функции чувствительности, должна быть выбрана так, чтобы компенсировать постоянную времени замкнутой системы.

Реакцию системы на входное задающее воздействие и входной шум датчика задает дополнительная функция чувствительности T . Для хорошего слежения $T \approx 1$, а для подавления шумов $T \approx 0$.

Дополнительной функции чувствительности необходим вес, для придания системе свойств робастности (например, нечувствительности к шуму датчиков и неучтенной динамики в модели объекта). Поскольку энергия шума датчика сконцентрирована в высокочастотной области, а входной сигнал задания находится в низкочастотной области, то для дополнительной функции чувствительности используется высокочастотный вес. Эта весовая функция обеспечивает значение дополнительной функции чувствительности приблизительно равное единице на низкой частоте. Амплитуда этой весовой функции на низкой частоте может ограничить реакцию системы. Например, коэффициент усиления низкочастотной области весовой дополнительной функции чувствительности $W_T(s)$, может быть принят инверсией максимально допустимого значения параметра системы (например, максимальный ток). Частота среза весовой дополнительной функции чувствительности, выбирается так чтобы ограничить полосу пропускания замкнутой системы. Например, амплитуда в высокочастотной области $W_T(s)$, может быть принята как инверсия требуемого высокочастотного подавления помех.

Используя весовые функции чувствительности и дополнительной чувствительности, важно удостовериться, что значение амплитуды, где пересекаются эти весовые функции, было меньше единицы. Это условие необходимо, чтобы предотвратить нарушение закона сохранения (4).

Алгоритм выбора параметров (A , M , ω_0 (L)) весовых функций представлен на рис. 4.

Типичные весовые функции:

$$\mathbf{W}_S = \frac{s/M + \omega_0}{s + \omega_0 A}; \mathbf{W}_R = const; \mathbf{W}_T = \frac{s + \omega_0/M}{As + \omega_0} = \frac{Ls + 1}{2(0.5Ls + 1)}; \quad (5)$$

где $A < 1$ – желаемая максимально допустимая ошибка в установившемся режиме; ω_0 – желаемая полоса пропускания; M – пик чувствительности.

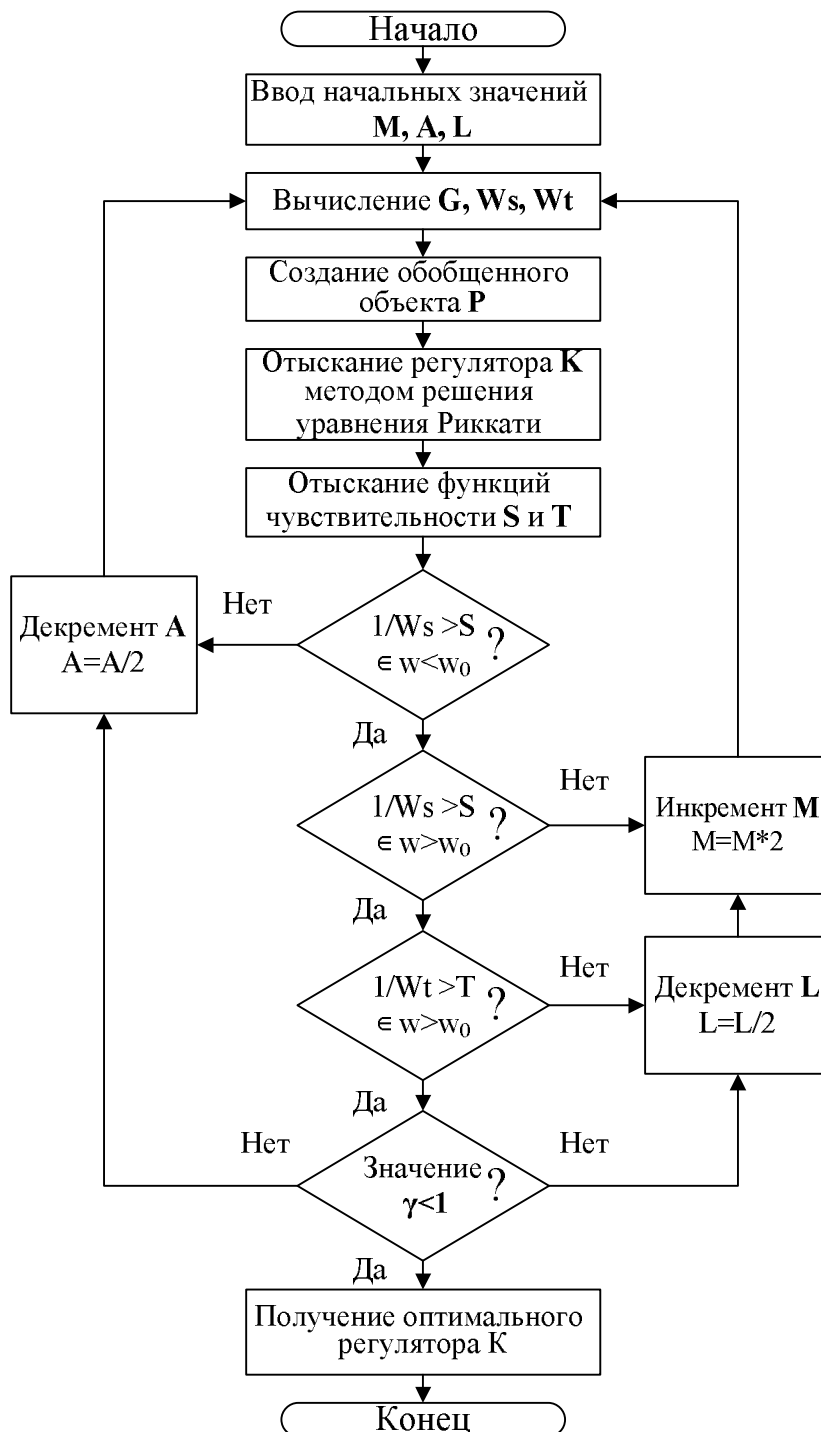


Рисунок 4 –Алгоритм выбора параметров весовых функций

Синтез робастного H_∞ -субоптимального регулятора скорости электропривода постоянного тока. Синтез робастной системы управления электроприводом постоянного тока приведен в [5]. На рис. 5 приведена структурная схема задания весовых функций в систему управления с обратной связью (смешанная задача **S / R / T**).

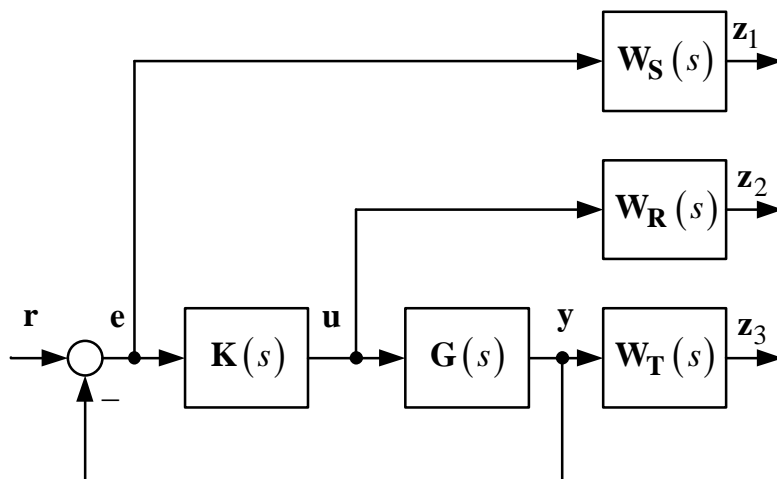


Рисунок 5 – Блок-схема смешанной задачи **S / R / T** (для синтеза)

Замкнутая МПФ **T = F_L(P,K)** от входа возмущения **w** до выхода ошибок (контролируемая переменная) **z** и обобщенный объект **P(s)**:

$$\begin{bmatrix} z_1(s) \\ z_2(s) \\ z_3(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} W_S(s)S(s) \\ W_R(s)R(s) \\ W_T(s)T(s) \end{bmatrix} r(s); \quad P(s) = \left[\begin{array}{c|c} W_S & -W_S G \\ 0 & W_R \\ 0 & W_T G \\ \hline I & -G \end{array} \right]. \quad (6)$$

где **S(s) = (I + G(s)K(s))⁻¹** - функция чувствительности;

T(s) = G(s)K(s)(I + G(s)K(s))⁻¹ - дополнительная функция чувствительности;

$$R(s) = K(s)(I + G(s)K(s))^{-1}.$$

При проектировании робастной САУ использовались средства пакета Robust Control Toolbox системы Matlab, позволяющие вычислить H_∞ -субоптимальный регулятор по алгоритму представленному в работе [5]. На рис. 6 ÷ 11 представлены результаты работы электропривода с синтезированным H_∞ -субоптимальным регулятором для различных видов задающего воздействия, сингулярные значения функции чувствительности, дополнительной функции чувствительности и соответствующих весовых функций, а также приведены семейства переходных характеристик при вариации параметров весовых функций.

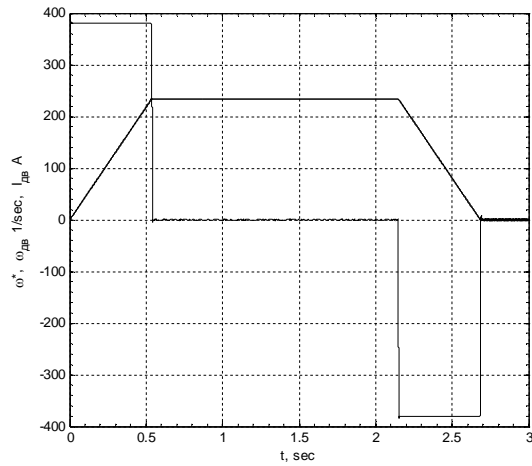


Рисунок 6 – Оработка САР за-
данной траектории

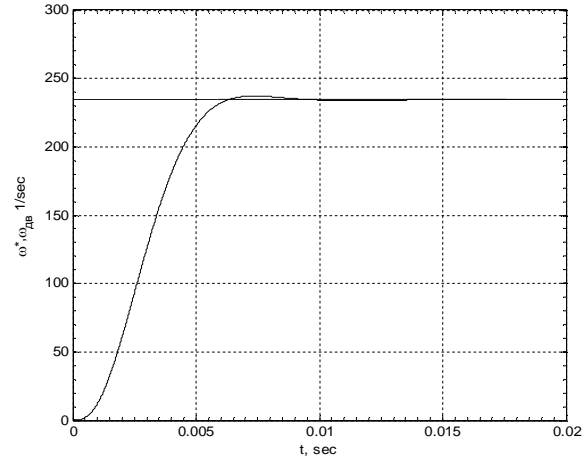


Рисунок 7 – Реакция системы ЭП
на скачок управления

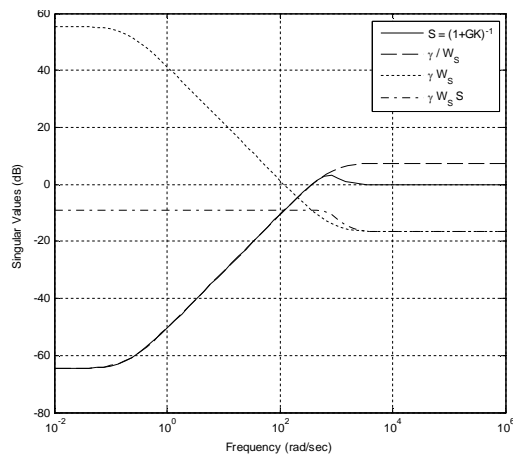


Рисунок 8 – Сингулярные значе-
ния функции чувствительности

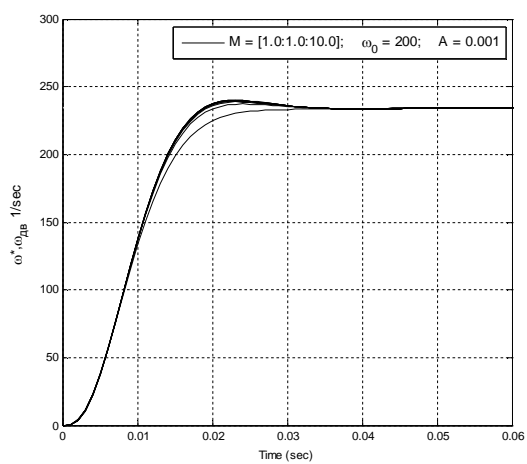


Рисунок 9 – реакция САР на скачок
при вариации параметра M весовых
функций

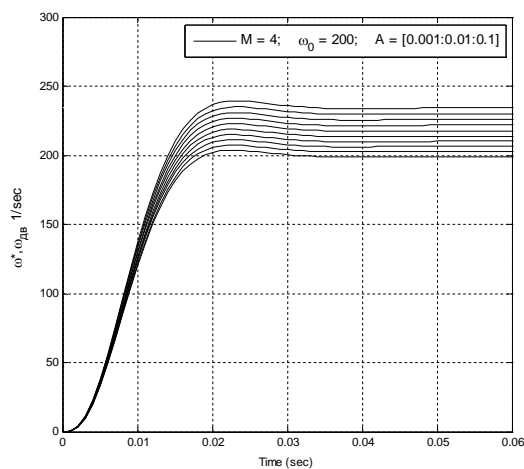


Рисунок 10 – реакция САР на ска-
чок при вариации параметра A ве-
совых функций

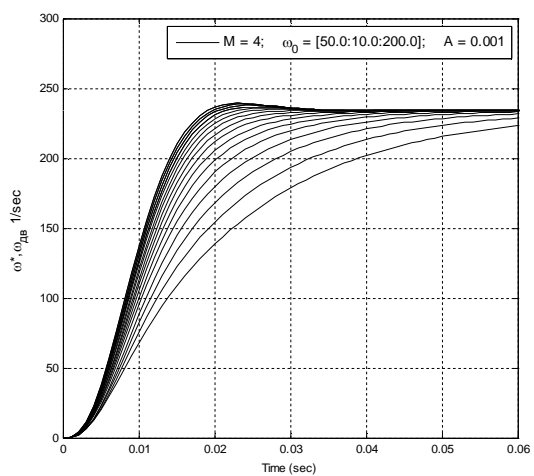


Рисунок 11 – реакция САР на ска-
чок при вариации параметра ω_0 ве-
совых функций

Выводы. В данной статье изложен обобщенный материал по выбору весовых функций в H_∞ -управление применительно к электроприводу постоянного тока. Показано, что весовые функции являются «органами управления/настройки» характеристик качества и устойчивости робастной системы управления. Приведены практические рекомендации для формирования весовых функций, которые в свою очередь формируют частотные характеристики системы управления. При использовании данных принципов процесс синтеза робастной системы управления с заданными показателями качества значительно упрощается. Предложен алгоритм для автоматического выбора параметров весовых функций. Показана неоднозначность задачи выбора весовых функций, требующей для своего решения достаточного опыта разработчика, а также применения метода проб и ошибок.

Библиографический список

1. Dorato Peter. *A Historical Review of Robust Control* / P. Dorato // *IEEE Control Systems Magazine*, April 1987– P.44-47.
2. Ohlmeyer E.J. *Robust Control Theory: Current Status and Future Trends* / E.J. Ohlmeyer // NAVSWC MP 90-385, Naval Surface Warfare Center, Dahlgren, VA, June 1990.
3. Doyle J.C. *State-space solutions to standard H_2 and H_∞ control problems* / J.C. Doyle, K. Glover, P.P. Khargonekar, B.A. Francis // *IEEE Trans. Automat. Control.* – 1989. – Vol.34.No8. – P.831-847.
4. Grimble M.J. *Selection of Optimal Control Weighting Functions to Achieve Good H_∞ Robust Designs* / M.J. Grimble, D. Biss // *Proceedings of IEEE International Conference Control 88, Conference Publication № 285*, April 1988.
5. Полилов Е.В. *Робастное управление синхронным электроприводом на основе H_2 - и H_∞ -оптимизации* / Е.В. Полилов, Е.С. Руднев, С.П. Скорик // *Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія «Електротехніка і енергетика»*. – Донецьк: ДонНТУ, 2011. – Випуск 11 (186). – С. 305-314.
6. Полилов Е.В. *Синтез робастного H_∞ -субоптимального регулятора положения позиционного электропривода* / Е.В. Полилов, А.Б. Зеленов, Е.С. Руднев // *Вісник КДТУ ім. Михайла Остроградського*. – Кременчук: КДПУ, 2008. – Вип. 3/2008 (50) частина 1. – С.64-71.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. В.Д. Луциком

Белоха Г.С.,
к.т.н. Дрючин В.Г.,
к.т.н. Самчелев Ю.П.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

УНИВЕРСАЛЬНЫЙ ИСТОЧНИК ПИТАНИЯ С РАСШИРЕННЫМ ДИАПАЗОНОМ РЕГУЛИРОВАНИЯ ТОКА

Показана побудова універсального джерела живлення з розширеним діапазоном регулювання струму, представлена його математична модель, отримані діаграми, які ілюструють результати його роботи.

Ключові слова: джерело живлення, перетворювач, діапазон регулювання

Показано построение универсального источника питания с расширенным диапазоном регулирования тока, представлена его математическая модель, получены диаграммы иллюстрирующие результаты его работы.

Ключевые слова: источник питания, преобразователь, диапазон регулирования

Введение. Разработка преобразователей (источников питания) с широкими функциональными возможностями при высокой степени электромагнитной совместимости с питающей сетью является важнейшей современной задачей в области преобразовательной техники [1].

В [2] рассмотрен универсальный неререверсивный электромагнитно совместимый с сетью источник питания (под универсальностью понимаем возможность обеспечения работы источника питания в режимах источника тока, напряжения и мощности). В [3] показано, что такой источник имеет ограниченный диапазон регулирования напряжения (тока) в нагрузке, чем сужается область возможных его применений.

При этом электромагнитная совместимость достигается применением силового активного фильтра (САФ), обеспечивающего принудительное формирование потребляемых из сети токов близкой к синусоидальной форме при $\cos\varphi=1$ ($\varphi=0$).

Известно, что надежная работа САФ обеспечивается при условии $U_{\text{САФ}} > U_{\text{мл}}$ ($U_{\text{САФ}}$ - напряжение на конденсаторе САФ, $U_{\text{мл}}$ - амплитуда линейного напряжения питания). С учетом того, что напряжение на

нагрузке равно напряжению $U_{САФ}$, то указанное условие ограничивает диапазон регулирования напряжения (тока) на выходе источника.

Цель работы – продемонстрировать возможность построения универсального реверсивного источника питания с релейным управлением и с расширенным диапазоном регулирования напряжения (тока) и с сохранением принципа принудительного формирования синусоидальных, потребляемых из сети, токов при $\cos\varphi=1$.

Материал исследования. Расширение диапазона регулирования достигается путем подключения источника к сети через понижающий трансформатор. Тогда диапазон регулирования увеличиться в k раз, где k коэффициент трансформации трансформатора ($D = \frac{U_{САФ}}{U_{2ml}} = \frac{U_{САФ}k}{U_{1ml}}$).

В предлагаемом источнике САФ выполнен на базе двух мостовых выпрямителей включенных встречно-параллельно, благодаря этому появляется возможность изменения полярности напряжения (тока) на выходе САФ и, значит на нагрузке (режим реверсирования).

Функциональная схема предлагаемого источника питания представлена на рисунке 1.

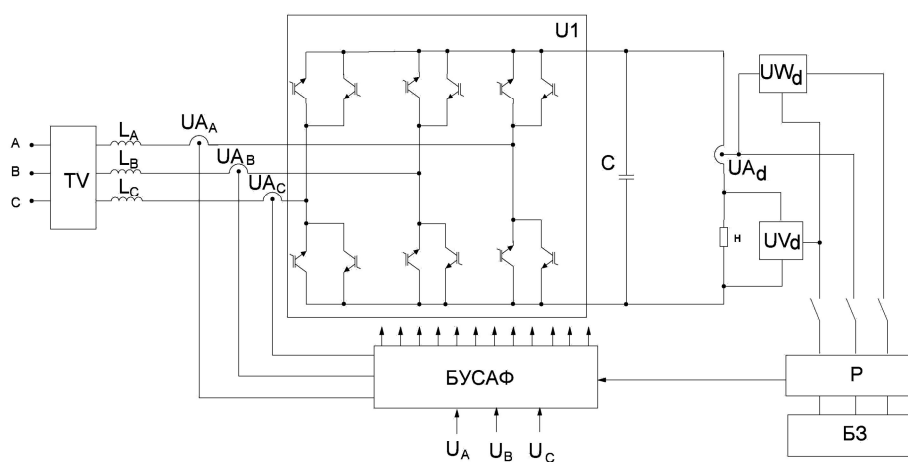


Рисунок 1 – Функциональная схема источника питания

Силовой активный фильтр подключен к вторичным обмоткам трансформатора TV через дроссели L_A, L_B, L_C и датчики фазных токов UA_A, UA_B, UA_C . Напряжение, ток и мощность в цепи нагрузки контролируются соответственно датчиками UV_d, UA_d и UW_d . Управление преобразователем выполнено двухконтурное: внутренний контур с релейными регуляторами обеспечивает принудительное формирование потребляемых от трансформатора токов близкой к синусои-

дальной форме (БУСАФ), амплитуда которых задается регулятором внешнего контура, который может быть регулятором тока нагрузки, регулятором напряжения на нагрузке или регулятором мощности нагрузки. Регулятор (Р) внешнего контура может быть П -, ПИ -, ПИД – регуляторами в зависимости от требований к качеству регулирования координат.

В соответствии с принципом действия преобразователя внутренних контур, обеспечивающий заданную величину и синусоидальность потребляемых из сети токов, описывается следующими выражениями:

Фаза «А»

$$i_{A3} - i_A = \Delta i_A$$

$$L_A \frac{di_A}{dt} + i_A R_A = u_A + \alpha U_{CA\Phi}, -a \leq \Delta i_A \leq a, \frac{di_A}{dt} > 0 \quad (1)$$

$$L_A \frac{di_A}{dt} + i_A R_A = u_A - \alpha U_C, a \geq \Delta i_A \geq -a, \frac{di_A}{dt} < 0,$$

Фаза «В»

$$i_{B3} - i_B = \Delta i_B$$

$$L_B \frac{di_B}{dt} + i_B R_B = u_B + \alpha U_{CA\Phi}, -a \leq \Delta i_B \leq a, \frac{di_B}{dt} > 0 \quad (2)$$

$$L_B \frac{di_B}{dt} + i_B R_B = u_B - \alpha U_{CA\Phi}, a \geq \Delta i_B \geq -a, \frac{di_B}{dt} < 0,$$

Фаза «С»

$$i_{C3} - i_C = \Delta i_C$$

$$L_C \frac{di_C}{dt} + i_C R_C = u_C + \alpha U_{CA\Phi}, -a \leq \Delta i_C \leq a, \frac{di_C}{dt} > 0 \quad (3)$$

$$L_C \frac{di_C}{dt} + i_C R_C = u_C - \alpha U_{CA\Phi}, a \geq \Delta i_C \geq -a, \frac{di_C}{dt} < 0,$$

где u_A, u_B, u_C – мгновенные значения фазных напряжений;
 $U_{CA\Phi}$ - напряжение на конденсаторе САФ;

i_{A3}, i_{B3}, i_{C3} и i_A, i_B, i_C - токи задания и действительное их значения;

a – ширина петли гистерезиса релейных регуляторов;

α, β, γ - коэффициенты распределения напряжения $U_{\text{САФ}}$ по фазам преобразователя.

В соответствии с алгоритмом включения вентилях САФ коэффициенты равны $\frac{2}{3}$, если $|u_A| \geq \frac{\sqrt{3}}{2} U_{mА}$, $|u_B| \geq \frac{\sqrt{3}}{2} U_{mВ}$, $|u_C| \geq \frac{\sqrt{3}}{2} U_{mС}$ и равны $\frac{1}{3}$, если мгновенные значения фазных напряжений по модулю меньше значений $\frac{\sqrt{3}}{2} U_m$ (U_m - амплитудное значение фазного напряжения вторичной обмотки трансформатора).

Объектом управления внешнего контура является САФ с нагрузкой, работу которого можно описать уравнением баланса мощностей:

$$p = P_d + \Delta P + \frac{d}{dt} \frac{CU_{\text{САФ}}^2}{2} = kP_d + \frac{d}{dt} \frac{CU_{\text{САФ}}^2}{2}; \quad (4)$$

где $p = u_A i_A + u_B i_B + u_C i_C$ – мгновенная мощность, потребляемая от трансформатора

P_n - мощность нагрузки;

k - коэффициент, учитывающий потери в преобразователе;

C - емкость конденсатора САФ.

После преобразования (4) получим

$$\frac{dU_{\text{САФ}}}{dt} = \frac{1}{C} \cdot \frac{1}{U_{\text{САФ}}} (p - kP_d) \quad (5)$$

т.е. объект управления внешнего контура можно представить звеном первого порядка с переменным коэффициентом. Выходной координатой данного звена является напряжение на конденсаторе САФ (напряжение на нагрузке), которое необходимо регулировать в зависимости от режима работы, а входом – разность мощности потребляемой от трансформатора и мощности нагрузки с учетом потерь.

На основании выражений (1-5) можно построить математическую модель преобразователя, которая представлена на рисунке 2.

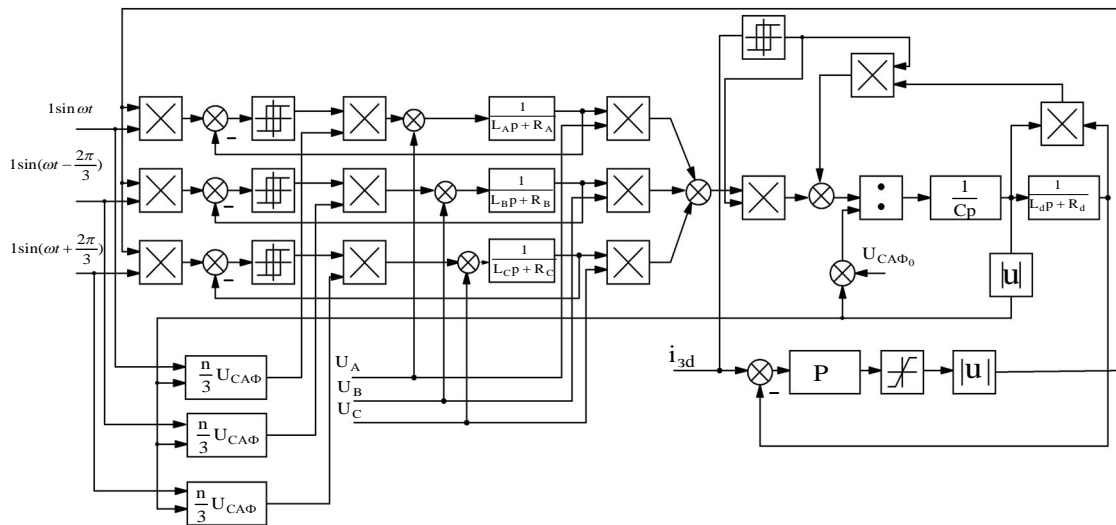


Рисунок 2 – Математическая модель преобразователя

На рисунке 3 представлены осциллограммы, потребляемых токов и тока нагрузки при питании от сети (а) и при питании от трансформатора (б), полученные на модели. Из рисунка следует, что потребляемые из сети токи для обоих вариантов имеют синусоидальную форму при $\cos\varphi=1$ (решена проблема электромагнитной совместимости), а минимальное значение тока в нагрузке уменьшилось в 10 раз (коэффициент трансформации $k=10$).

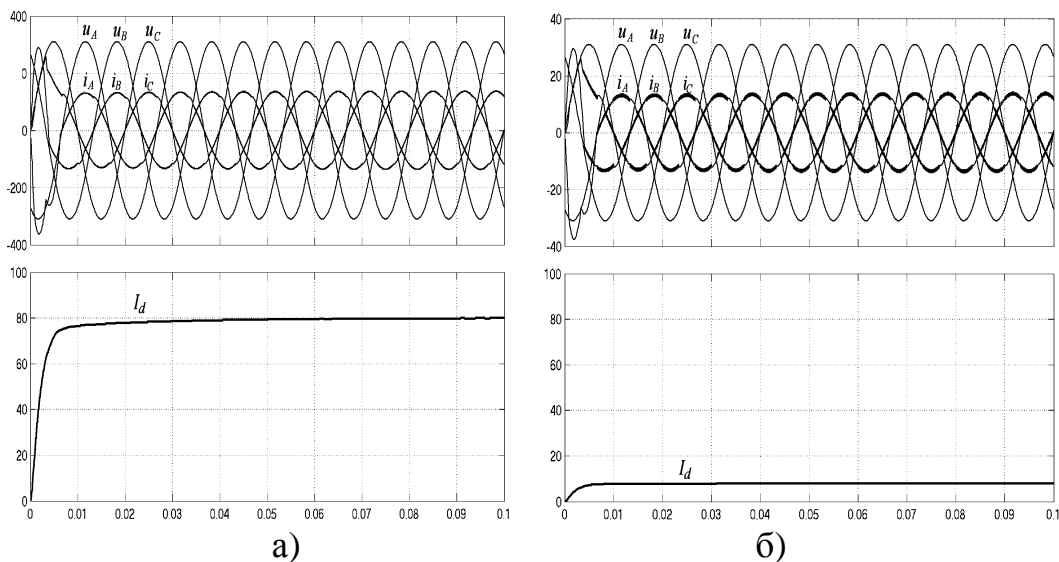


Рисунок 3 – Осциллограммы потребляемых токов и тока в нагрузке при питании от сети (а) и при питании от трансформатора (б)

Предложенная модель позволяет (с минимальной затратой машинного времени) выполнить исследования различных режимов работы

источника при варьировании параметров регулятора и объекта не привязываясь к конкретному схемотехническому решению САФ.

На рисунке 4 показан процесс реверсирования тока в цепи нагрузки. Так как в этом случае меняется величина и знак тока нагрузки, то в цепях потребляемых токов имеет место кратковременный переходный процесс.

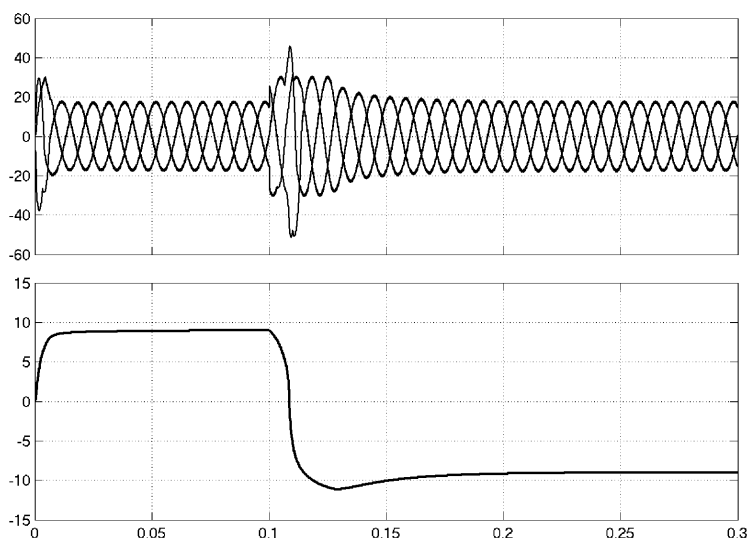


Рисунок 4 – Процесс реверсирования тока в цепи нагрузки

В соответствии с математическим описанием преобразователя можно определить частоту колебаний действительных токов, потребляемых от трансформатора, относительно заданных значений токов (частота релейного режима).

Запишем выражения (1), которые будут иметь место при отработке заданного синусоидального тока i_{A_3} фазы А. При возрастании тока от $(i_{A_3} - a)$ до $(i_{A_3} + a)$ второе уравнение выражения (1) запишется:

$$I_m R_A \sin \omega t + I_m X_A \cos \omega t + L_A \frac{2a}{t_1} = U_m \sin \omega t + \alpha U_{CA\Phi} \quad (6)$$

А при убывании тока от $(i_{A_3} + a)$ до $(i_{A_3} - a)$ это выражение будет иметь вид

$$I_m R_A \sin \omega t + I_m X_A \cos \omega t + L_A \frac{2a}{t_2} = U_m \sin \omega t - \alpha U_{CA\Phi} \quad (7)$$

где R_A, L_A, X_A – активное и индуктивное сопротивление дросселя на частоте питающей сети;

I_m, U_m – амплитудные значения фазных напряжений и токов вторичной обмотки трансформатора TV;

t_1 – длительность изменения фазного тока от $(i_{A_3} - a)$ до $(i_{A_3} + a)$;

t_2 – длительность изменения фазного тока от $(i_{A_3} + a)$ до $(i_{A_3} - a)$.

Решая (6) и (7) относительно t_1 и t_2 получим выражение для частоты релейного режима:

$$\nu = \frac{(\alpha U_{CA\Phi})^2 - (U_m \sin \omega t - I_m Z_A \sin(\omega t + \arctg \frac{X_A}{R_A}))}{4aL_A \alpha U_{CA\Phi}} \quad (8)$$

Учитывая, что $\alpha = \frac{2}{3}$ при $\frac{\pi}{3} \leq \omega t \leq \frac{2\pi}{3}$ и при $\frac{4\pi}{3} \leq \omega t \leq \frac{5\pi}{3}$, а при $0 \leq \omega t \leq \frac{\pi}{3}$, $\frac{2\pi}{3} \leq \omega t \leq \frac{4\pi}{3}$ и $\frac{5\pi}{3} \leq \omega t \leq 2\pi$ $\alpha = \frac{1}{3}$, получим выражение для частоты релейного режима, например фазы А.

$$\nu = \frac{(\frac{2}{3} U_{CA\Phi})^2 - (U_m \sin \omega t - I_m Z_A \sin(\omega t + \arctg \frac{X_A}{R_A}))}{4aL_A \frac{2}{3} U_{CA\Phi}} \quad (9)$$

$$\nu = \frac{(\frac{1}{3} U_{CA\Phi})^2 - (U_m \sin \omega t - I_m Z_A \sin(\omega t + \arctg \frac{X_A}{R_A}))}{4aL_A \frac{1}{3} U_{CA\Phi}} \quad (10)$$

Аналогично определяются частоты колебаний для токов в фазах В и С.

Анализ (8-10) показывает, что частота колебаний формируемых синусоидальных токов величина переменная при отработке заданного синусоидального тока изменяется на протяжении периода. Учитывая,

что параметры дросселя (R_A, L_A, X_A) малы, то Z_A приближенно можно считать равным нулю. Тогда и будут иметь вид

$$U = \frac{4U_{CA\Phi}^2 - 9U_m^2 \sin^2 \omega t}{24aU_{CA\Phi}L_A} \quad (11)$$

$$U = \frac{U_{CA\Phi}^2 - 9U_m^2 \sin^2 \omega t}{12aU_{CA\Phi}L_A} \quad (12)$$

Выводы. Таким образом, предложенный источник питания позволяет:

- осуществить реверсирования выходного напряжения (тока);
- расширить диапазон регулирования напряжения (тока) выбором соответствующего коэффициента трансформации трансформатора;
- реализовать высокую степень электромагнитной совместимости во всех стационарных режимах.

Библиографический список

1. Денесюк С.П. Стан та перспективи розвитку силової електроніки / С.П. Денесюк, В.Я. Жуйков, О.В. Кириленко, Р. Стржеleckьки // Технічна електродинаміка. Тем. вип. Силова електроніка та електроефективність – ч.1 – С.8.

2. Пат. 62389, МПК H02M 7/12. Універсальне електромагнітносумісне джерело живлення/ Дрючин В.Г., Самчелєєв Ю.П., Шевченко И.С., Белоха Г.С.; заявник та патентовласник Донбаський державний технічний університет. – №U201101605; заявл. 11.02.2011; опубл. 25.08.2011, Бюл. № 16.

3. Дрючин В.Г. Математическое моделирование систем стабилизации тока с релейным управлением /В.Г. Дрючин, Ю.П. Самчелєєв, И.С. Шевченко, Г.С. Белоха // «Праці Луганського відділення Міжнародної Академії інформатизації» № 1 (23) 2011, С. 28 – 32.

Рекомендована к печати к.т.н., проф. Пазрандом Ю.Э.

*Филатов М.А.,
Грицюк В.Ю.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина),
Котлярова (Лысак) В.В.
(НТУ «КПИ», г. Киев, Украина)*

ОЦЕНКА ВОЗМОЖНОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОГО ДЕЗИНТЕГРАТОРА В ТЕХНОЛОГИИ ПРИГОТОВЛЕНИЯ ВОДОУГОЛЬНОГО ТОПЛИВА

Показана ефективність застосування електромеханічного дезінтегратора багатofакторної дії в технології приготування водовугільного палива на прикладі подрібнення вугілля.

Ключові слова: *електромеханічний дезінтегратор, ферромагнітні робочі тіла, водовугільне паливо, гранулометричний склад.*

Показана эффективность применения электромеханического дезинтегратора многофакторного действия в технологии приготовления водоугольного топлива на примере измельчения угля.

Ключевые слова: *электромеханический дезинтегратор, ферромагнитные рабочие тела, водоугольное топливо, гранулометрический состав.*

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

На сегодняшний день водоугольное топливо (ВУТ) является альтернативным для традиционных видов топлива – угля, мазута, газа и предназначено для их замены. Сущность традиционного приготовления ВУТ заключается в тонкодисперсном измельчении угля до фракции 200 мкм и меньше, перемешивании его с водой и различными химическими добавками, предназначенными для повышения текучести полученной суспензии, предотвращения расслоения и придания ей стабильности. Поэтому проблема поиска высокоэффективного оборудования технологического назначения, которое сможет обеспечить требуемую дисперсность угля, является достаточно актуальной на сегодняшний день.

Одним из способов, позволяющих осуществлять различные технологические процессы тонкого и сверхтонкого измельчения и диспергирования порошковых материалов, гомогенного перемешивания жид-

ких и твердых порошковых веществ (приготовления эмульсий, суспензий и т.п.), ускорения некоторых химических реакций (окисления, восстановления, нейтрализации и др.), является применение принципиально нового класса электромеханических преобразователей энергии (ЭМПЭ) – электромеханических дезинтеграторов (ЭМД) многофакторного действия [1, 2].

Постановка задачи. Задачей данной работы является экспериментальное определение возможности использования ЭМД многофакторного действия в технологии приготовления ВУТ с высокой дисперсностью.

Изложение материала и его результаты. Для решения поставленной задачи был использован экспериментальный образец ЭМД (рисунок 1), изготовленный в Физико-технологическом институте металлов и сплавов НАН Украины, на базе которого и проводились исследования.

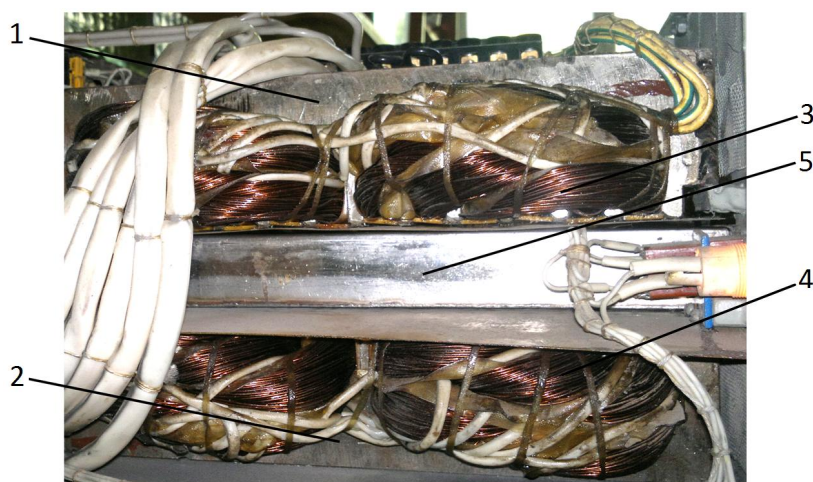


Рисунок 1 – Экспериментальный образец ЭМД: 1, 2 – индукторы бегущего поля; 3, 4 – трехфазные обмотки; 5 – рабочая камера.

ЭМД состоит из верхнего 1 и нижнего 2 плоских индукторов с трехфазными обмотками 3 и 4, которые образуют бегущие магнитные поля с противоположным порядком чередования фаз, и рабочей камеры 5 с ферромагнитными рабочими телами (ФРТ), которая расположена в межиндукторном зазоре. Встречные бегущие поля образуют в пределах каждого полюсного деления индуктора локальные зоны с интенсивным вихревым движением ФРТ (например, игольчатого типа, которые целесообразно применять из опыта предыдущих разработок), посредством которых и происходит обработка исходного вещества.

Таким образом, экспериментальный образец ЭМД представляет собой многофункциональное устройство, как с точки зрения реализации

различных технологических процессов, так и с точки зрения конкретных видов физического воздействия на обрабатываемую среду (рисунок 2).

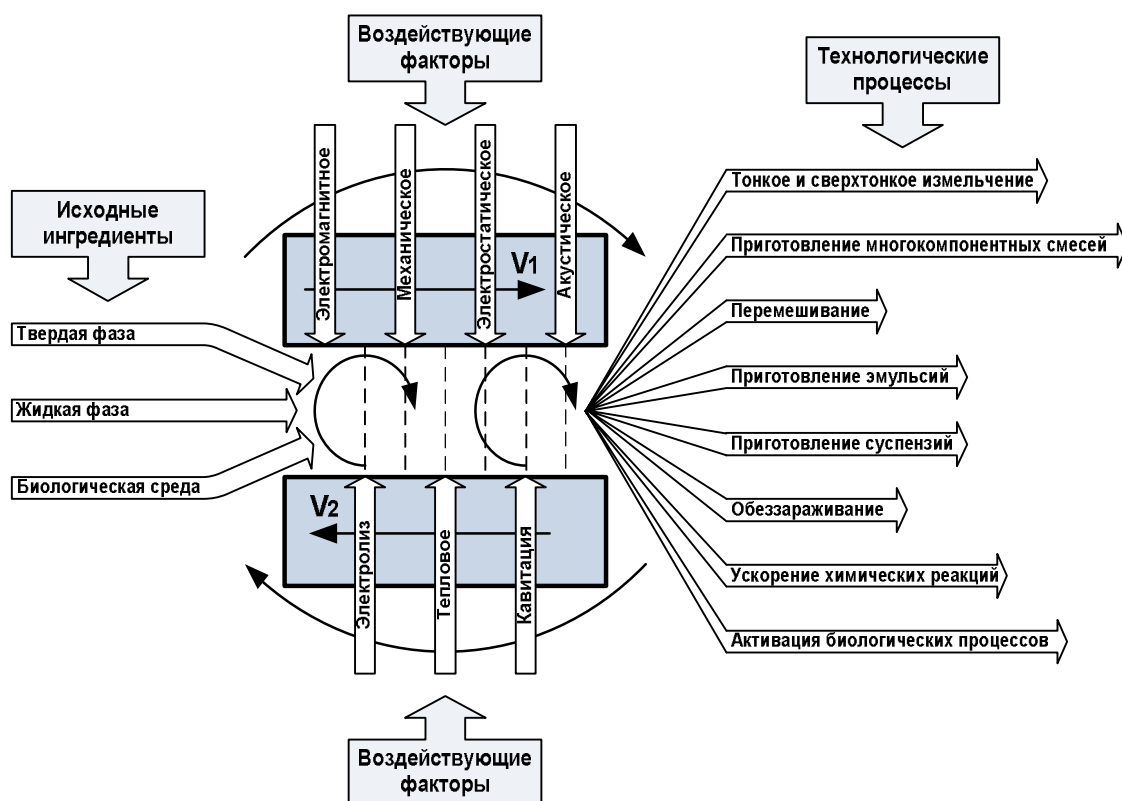


Рисунок 2 – Комплекс факторов в ЭМД, воздействующие на обрабатываемое вещество

Из рисунка 2 видно, что помимо непосредственного механического воздействия ФРТ и самого электромагнитного поля, на обрабатываемое вещество воздействует также ряд сопутствующих эффектов: нагрев, механоактивация, электризация, широкий спектр локальных акустических давлений, а при определенных условиях также кавитация и электролиз (для жидких материалов). В результате такой комплексной обработки многие процессы ускоряются в десятки, сотни и тысячи раз, а некоторые процессы могут протекать только в ЭМД.

Технические данные исследуемого ЭМД приведены в таблице 1.

Для испытаний использовались угли марки Т пластов L-3 и K-5 различной зольности, фракцией – 10...12 мм. Длительность помола составляла 2 минуты.

Данные о гранулометрическом составе угля после помола приведены в таблице 2.

Таблица 1 – Технические данные ЭМД

№ п/п	Наименование параметра	Значение
1	Источник питания	Электросеть переменного тока
2	Напряжение питания, В	380
3	Частота, Гц	50
4	Число фаз	3
5	Потребляемая мощность, кВА	13,8
6	Потребляемый ток, А	21
7	Коэффициент мощности, о.е.	0,1
8	Объем активной зоны электромагнитного воздействия, дм ³	1,3
9	Объем рабочей камеры, дм ³	1
10	Режим работы	Кратковременный
11	Максимальное время одного включения с последующей паузой для остывания, мин	Не более 5
12	Охлаждение	Принудительное воздушное

Таблица 2 – Данные о гранулометрическом составе угля после помола

<div>Степень измельчения</div> <div>Марка угля</div>	до100 мкм	100-160 мкм	160-200 мкм	200 мкм – 1 мм	более 1 мм
Уголь марки Т (пласт L-3)	39,5 %	34,2 %	7,9 %	10,4 %	8 %
Уголь марки Т (пласт К-5)	14 %	30,2 %	14 %	27,9 %	13,9 %

Из данных таблицы 2 следует, что наибольший эффект помола с помощью ЭМД был достигнут для угля марки Т (пласт L-3) – 81,6 % фракции менее 200 мкм. Массовая доля фракции менее 200 мкм для угля марки Т (пласт К-5) составила 58,2 %.

Выводы и направление дальнейших исследований.

1. Показана эффективность применения электромеханического де-зинтегратора многофакторного действия в технологии приготовления ВУТ на примере измельчения угля.

2. Дальнейшие исследования должны быть направлены на определение оптимальных технологических параметров процессов измельчения и приготовления ВУТ с применением ЭМД многофакторного действия.

Библиографический список

1. Шинкаренко В.Ф. *Еволюційний синтез нових видів електромеханічних перетворювачів енергії технологічного призначення з використанням моделей макроеволюції* / Шинкаренко В.Ф., Безсонов С.А. // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». – Харків: НТУ «ХПІ», 2001. – № 16. – С. 171–173.

2. Шинкаренко В.Ф. *Генетические программы структурной эволюции функциональных классов электромеханических систем* / Шинкаренко В.Ф., Лысак В.В. // *Електротехніка і електромеханіка*, 2012. – № 2. – С. 56–62.

Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Заблоским Н.Н.

Руднев Е.С.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ H_2 , H_∞ И μ -РЕГУЛЯТОРОВ РОБАСТНЫХ СИСТЕМ УПРАВЛЕНИЯ СИНХРОННЫМ ЭЛЕКТРОПРИВОДОМ

У статті наведений порівняльний аналіз H_2 , H_∞ і μ -регуляторів робастних систем керування на базі синхронного електропривода. Синтезовані регулятори забезпечують системі керування робастні характеристики якості та задану точність підтримання швидкості.

Ключові слова: робастне керування, H_2 , H_∞ і μ -регулятори, синхронний електропривод.

В статье приведен сравнительный анализ H_2 , H_∞ и μ -регуляторов робастных систем управления на базе синхронного электропривода. Синтезированные регуляторы обеспечивают системе управления робастные характеристики качества и заданную точность поддержания скорости.

Ключевые слова: робастное управление, H_2 , H_∞ и μ -регуляторы, синхронный электропривод.

Введение. Проектирование и эксплуатация систем автоматического управления промышленными объектами показала, что системы, синтезированные по критериям модульного и симметричного оптимумов, а также по квадратичному критерию качества, чувствительны к изменениям параметров объектов управления, характеристикам входных, возмущающих воздействий, к изменениям структуры и параметров модели объекта управления, которая используется в контурах управления. Такие системы могут терять и оптимальность, и работоспособность, если информация об объекте и среде функционирования известна с некоторой достоверностью или неопределённостью. Неопределённость (ошибка) в модели и знаниях о внешней среде приводит к решению задачи синтеза регулятора и системы управления в целом в условиях этой неопределённости [1-2].

Для промышленного электропривода особенно значимы изменения момента нагрузки, момента инерции вращающихся частей, активного сопротивления, напряжения питания и характеристик окружающей среды. Эти изменения влияют как на жесткость механических характе-

ристик, так и на качество переходных процессов. Вследствие этого в последнее время получили развитие методы синтеза робастных систем управления (H_2/H_∞ -оптимизация, μ -синтез), не являющиеся адаптивными, но обеспечивающие необходимое качество работы при изменении характеристик воздействий и неустойчивости параметров объекта управления (ОУ) в широком диапазоне.

Цель работы. Целью данной работы является сравнительный анализ синтезированных авторами в предыдущих работах [3-5] H_2 , H_∞ и μ -регуляторов робастных систем управления синхронным электроприводом.

Материал и результаты исследования. В качестве объекта управления принят электропривод переменного тока на базе синхронного электродвигателя с постоянными магнитами (СДПМ) и управляемым преобразователем частоты (ПЧ). Математическое описание ОУ приведено в [3-4]. На рис. 1 представлена структурная схема отдельного канала регулирования скорости синхронного серводвигателя с возбуждением от постоянных магнитов.

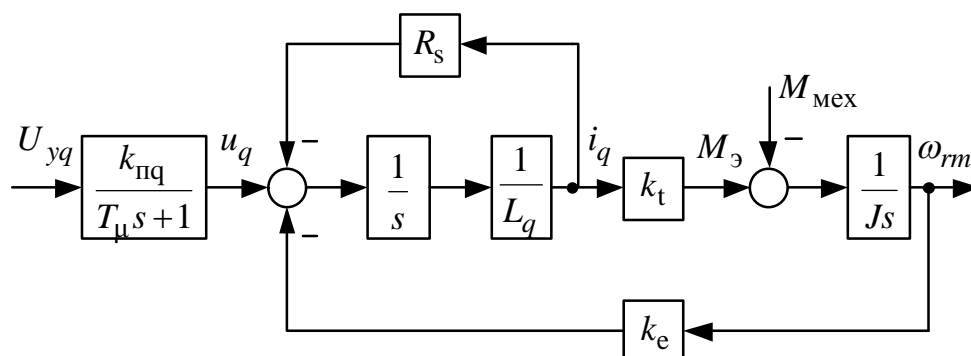


Рисунок 1 - Структурная схема моментобразующего контура СДПМ с учетом инерционности ПЧ

Математическое описание неопределенностей, которые либо точно не известны, либо изменяются в процессе работы электропривода, представленных как линейное дробное преобразование (ЛДП), определение динамики входов/выходов системы в матричном представлении с учетом неопределенностей как $\mathbf{G}(s)$ – матрица передаточных функций (МПФ), а также последовательность преобразования структурных схем ОУ с неопределенными параметрами, рассмотрены авторами в [5].

Для дальнейшего синтеза H_2 , H_∞ и μ -регуляторов робастной системы управления необходимо создание обобщенного объекта \mathbf{P} , а точнее его МПФ, включающего в себя весовые функции \mathbf{W}_S , \mathbf{W}_R и \mathbf{W}_T , которые «накладывают штраф» на сигнал ошибки, сигнал управления и

выходной сигнал соответственно, а также МПФ ОУ \mathbf{G} с неопределенностями, т.е. формирование замкнутого контура смешанной задачи чувствительности (weighted mixed-sensitivity loop-shaping). Структурная схема обобщенного объекта \mathbf{P} с весовыми функциями (смешанная задача чувствительности $\mathbf{S} / \mathbf{R} / \mathbf{T}$ - mixed-sensitivity problem) изображена на рис. 2.

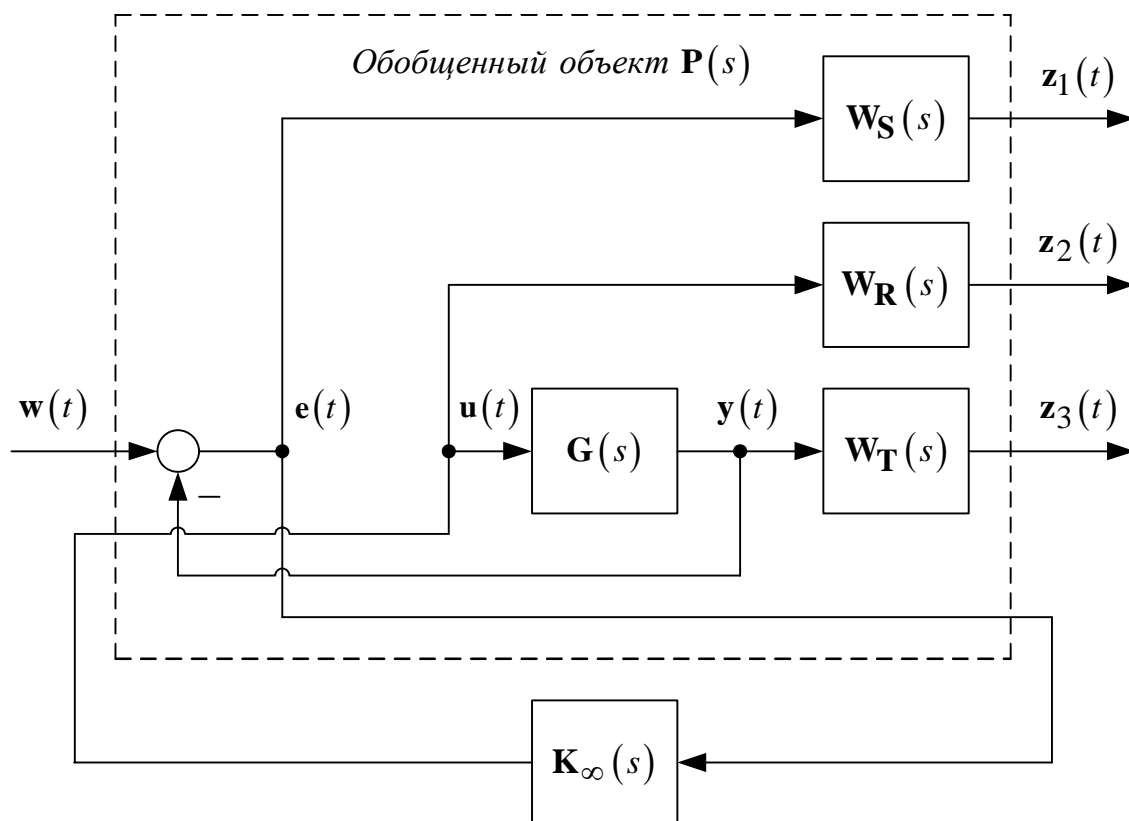


Рисунок 2 – Структурная схема обобщенного объекта $\mathbf{P}(s)$

На рис. 2 $\mathbf{G}(s)$ – МПФ объекта управления СМПИМ; $\mathbf{K}(s)$ – робастный регулятор; $\mathbf{P}(s)$ – МПФ обобщенного объекта с учетом весовых функций; $\mathbf{W}_S(s)$, $\mathbf{W}_R(s)$ и $\mathbf{W}_T(s)$ – весовые функции.

Стандартный объект \mathbf{G} задается в виде

$$\mathbf{G}(s) =: \begin{bmatrix} \mathbf{A} & \mathbf{B}_1 & \mathbf{B}_2 \\ \mathbf{C}_1 & 0 & \mathbf{D}_{12} \\ \mathbf{C}_2 & \mathbf{D}_{21} & 0 \end{bmatrix}, \quad (1)$$

система описывается следующей системой уравнений в пространстве состояний:

$$\begin{cases} \dot{\mathbf{x}}(t) = \mathbf{A}\mathbf{x}(t) + \mathbf{B}_1\mathbf{w}(t) + \mathbf{B}_2\mathbf{u}(t); \\ \mathbf{z}(t) = \mathbf{C}_1\mathbf{x}(t) + \mathbf{D}_{12}\mathbf{u}(t); \\ \mathbf{y}(t) = \mathbf{C}_2\mathbf{x}(t) + \mathbf{D}_{21}\mathbf{u}(t); \\ \mathbf{u}(t) = \mathbf{K}\mathbf{y}(t). \end{cases} \quad (2)$$

Полагаем, что объект в данной постановке обладает следующими свойствами:

- а) пара $(\mathbf{A}, \mathbf{B}_1)$ – стабилизируемая, пара $(\mathbf{A}, \mathbf{C}_1)$ – детектируемая;
- б) пара $(\mathbf{A}, \mathbf{B}_2)$ – стабилизируемая, пара $(\mathbf{A}, \mathbf{C}_2)$ – детектируемая;
- в) $\mathbf{D}_{12}^T [\mathbf{C}_1 \quad \mathbf{D}_{12}] = [0 \quad \mathbf{I}]$; г) $\begin{bmatrix} \mathbf{B}_1 \\ \mathbf{D}_{12} \end{bmatrix} \mathbf{D}_{12}^T = \begin{bmatrix} 0 \\ \mathbf{I} \end{bmatrix}$.

Матричная передаточная функция обобщенного объекта:

$$\mathbf{P}(s) = \left[\begin{array}{c|c} \mathbf{W}_S & -\mathbf{W}_S\mathbf{G} \\ 0 & \mathbf{W}_R \\ 0 & \mathbf{W}_T\mathbf{G} \\ \hline \mathbf{I} & -\mathbf{G} \end{array} \right]. \quad (3)$$

Замкнутая МПФ от возмущения $\mathbf{w}(t)$ к контролируемой переменной $\mathbf{z}(t)$ в соответствии с ЛДП (LFT) [4] $\mathbf{T}_{zw} = \mathbf{F}_L(\mathbf{P}, \mathbf{K}) = \mathbf{P}_{11} + \mathbf{P}_{12}\mathbf{K}(\mathbf{I} + \mathbf{P}_{22}\mathbf{K})^{-1}\mathbf{P}_{21}$ (см. рис. 2). Следовательно, задачей H_2 -оптимизации является выбор такого регулятора \mathbf{K}_2 , который бы минимизировал $\|\mathbf{T}_{zw}\|_2$ (H_2 -норму), а задачей H_∞ -оптимизации является выбор такого регулятора \mathbf{K}_∞ , который бы минимизировал $\|\mathbf{T}_{zw}\|_\infty$ (H_∞ -норму). Причем выбор оптимального регулятора \mathbf{K} осуществляется над множеством всех регуляторов, обладающих свойством делать замкнутую систему \mathbf{T}_{zw} внутренне устойчивой, т.е. над множеством стабилизирующих регуляторов.

Замкнутая МПФ при решении задачи смешанной чувствительности:

$$\mathbf{T}_{zw} = \begin{bmatrix} \mathbf{W}_S(s)\mathbf{S}(s) \\ \mathbf{W}_R(s)\mathbf{R}(s) \\ \mathbf{W}_T(s)\mathbf{T}(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{W}_S(s)\mathbf{S}(s) \\ (\mathbf{W}_R(s)/\mathbf{G}(s))\mathbf{T}(s) \\ \mathbf{W}_T(s)\mathbf{T}(s) \end{bmatrix}, \quad (4)$$

где $\mathbf{S}(s) = (\mathbf{I} + \mathbf{G}(s)\mathbf{K}(s))^{-1}$ - функция чувствительности;

$\mathbf{T}(s) = \mathbf{G}(s)\mathbf{K}(s)(\mathbf{I} + \mathbf{G}(s)\mathbf{K}(s))^{-1}$ - дополнительная функция чувствительности;

$$\mathbf{R}(s) = \mathbf{K}(s)(\mathbf{I} + \mathbf{G}(s)\mathbf{K}(s))^{-1} \quad [5].$$

При синтезе H_2 , H_∞ и μ -регуляторов скорости синхронного электропривода использовались следующие частотно-зависимые весовые функции [6]:

$$\mathbf{W}_S = \frac{s / M + \omega_0}{s + \omega_0 A}; \quad \mathbf{W}_R = const; \quad \mathbf{W}_T = \frac{s + \omega_0 / M}{As + \omega_0}, \quad (5)$$

где $A = 0,001$ – желаемая максимально допустимая установившаяся ошибка в установившемся режиме; $\omega_0 = 100$ – полоса пропускания; $M = 1,5$ – пик чувствительности.

Отметим, что при целенаправленной вариации параметров весовых функций A , ω_0 и M можно достичь требуемых характеристик качества системы управления, что показано в [6].

Детализированный синтез, алгоритмы H_2 , H_∞ -регуляторов, μ -анализ и синтез методом D-K итераций робастных систем управления электропривода опубликованы авторами в [3-6]. Робастные регуляторы скорости были синтезированы с помощью алгоритмов в пакете расширения Robust Control Toolbox в системе MATLAB. Также необходимо отметить, что полученные H_2 и H_∞ регуляторы скорости являются регуляторами 4 порядка, а μ -регулятор - 26 порядка, который был редуцирован с помощью эффективных методов реализованных в пакете расширения Robust Control Toolbox \rightarrow H-infinity and Mu Synthesis в системе MATLAB до 4 порядка.

На рис. 3 представлены результаты работы синхронного электропривода с синтезированными H_2 , H_∞ и μ -регуляторами скорости для различных видов задающего воздействия (реакция на скачки управления и отработка замкнутой САР заданной траектории), а на рис. 5 результаты моделирования с вариацией параметров ОУ (одновременное изменение момента инерции J , приведенного к валу электродвигателя и сопротивления обмотки статора R_s в 2 раза от номинальных значений как в сторону увеличения, так и уменьшения) при моменте сопротивления $0,5 \cdot M_{н.дв.}$. При дальнейшем изменении этих же параметров в 4 и более раза САР с H_2 регулятором теряет устойчивость, в то время как САР с H_∞ и μ -регуляторами обеспечивают заданную точность стабилизации скорости и низкую чувствительность к параметрическим и координатным возмущениям, действующих ОУ.

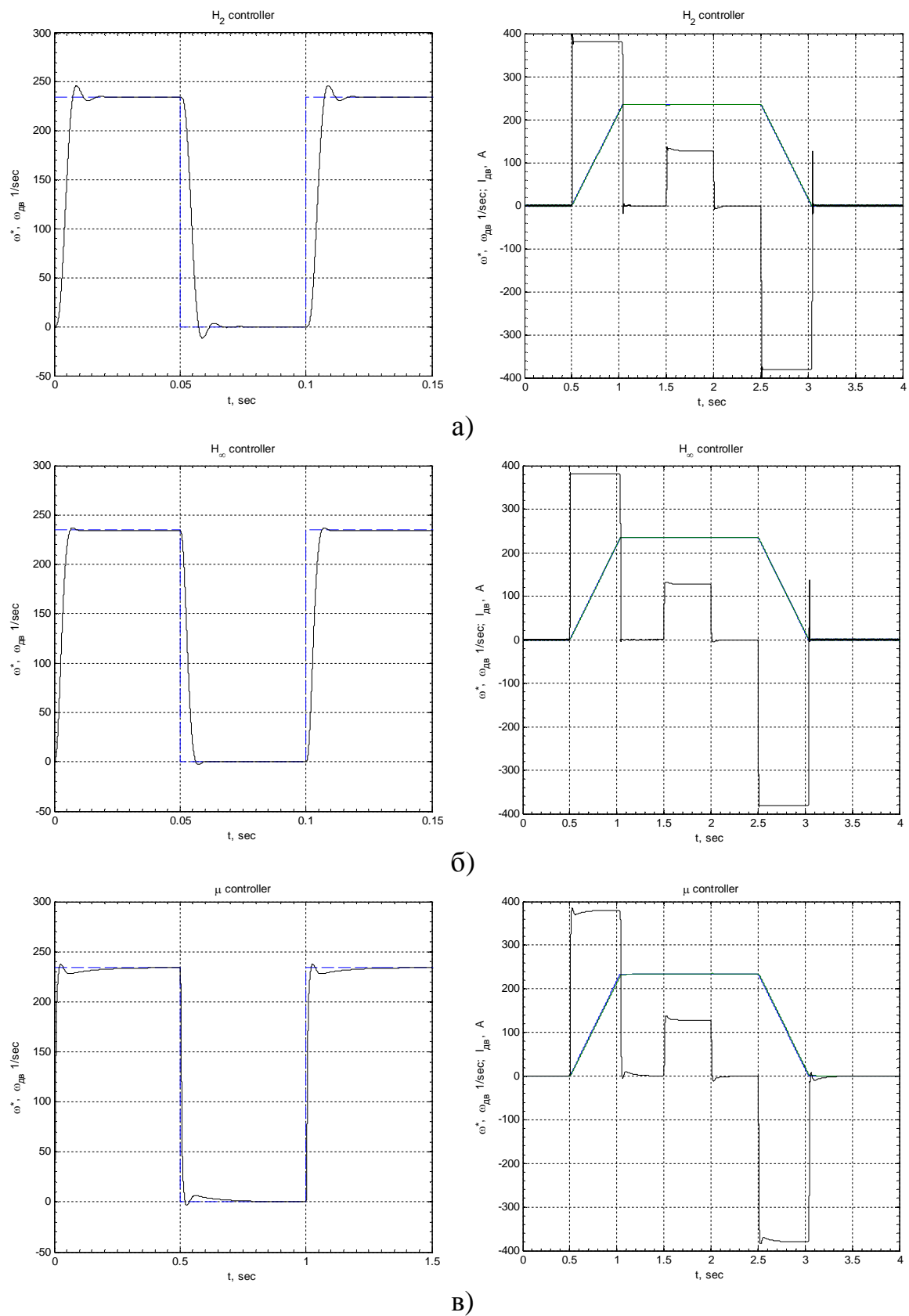
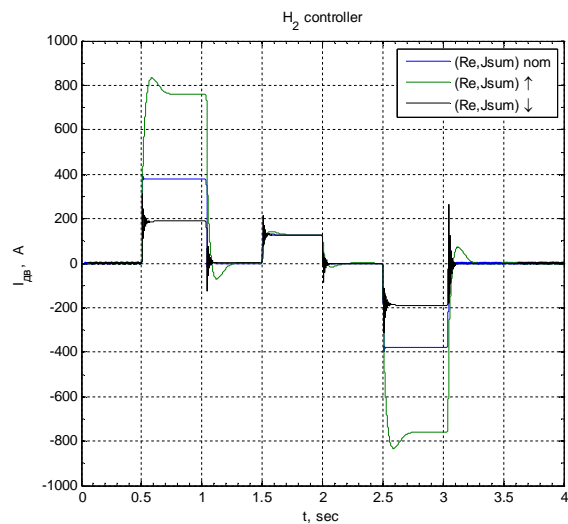
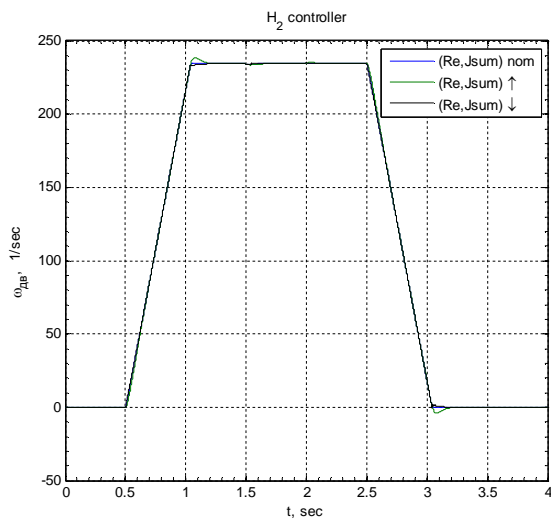
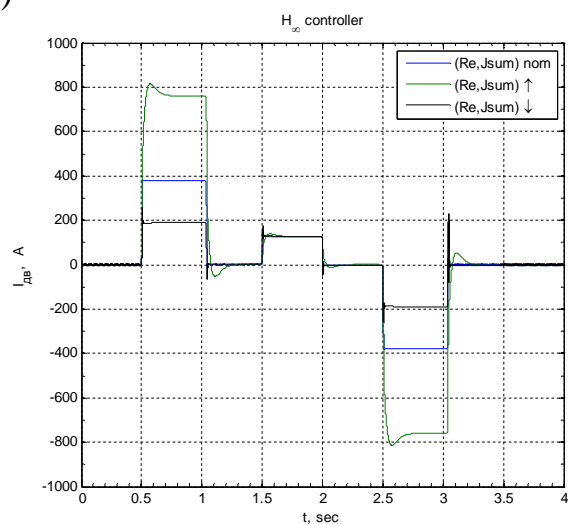
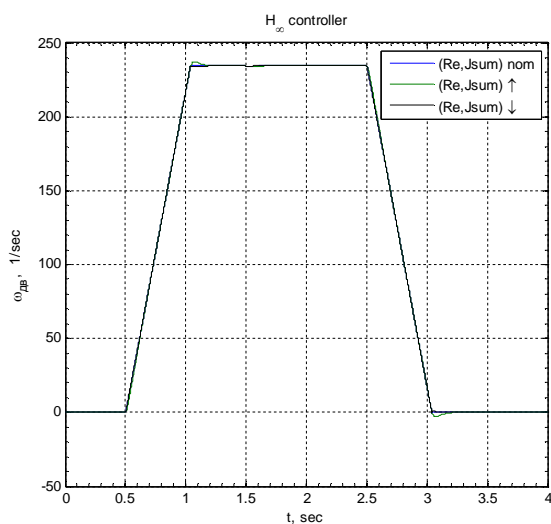


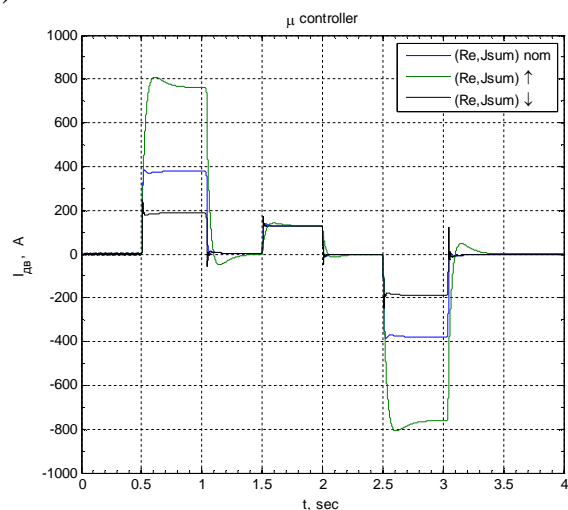
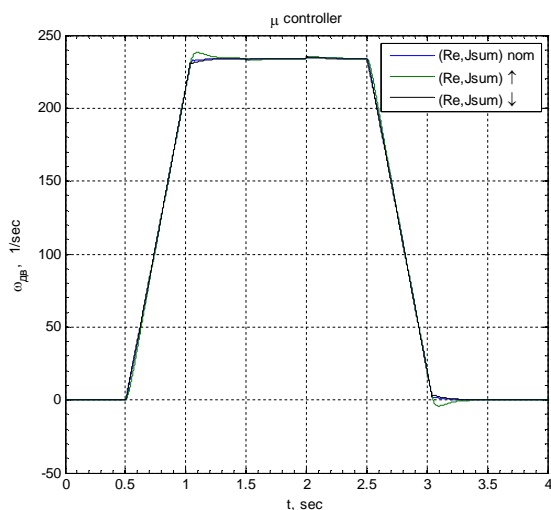
Рисунок 3 – Реакция замкнутой системы электропривода на скачки управления и отработка САР заданной траектории $M_c = 0,5 \cdot M_{н\ дв}$
а) с H_2 -регулятором; б) с H_∞ -регулятором; в) с μ -регулятором



а)



б)



в)

Рисунок 4 – Оработка САР заданной траектории при одновременном изменении J и R в 2 раза от номинальных параметров ($M_c = 0,5 \cdot M_{н.дв}$)
а) с H_2 -регулятором; б) с H_∞ -регулятором; в) с μ -регулятором

Выводы. Проведенный сравнительный анализ H_2 , H_∞ и μ -регуляторов робастных систем управления синхронного электропривода показал, что все синтезированные регуляторы обеспечивают системе управления робастные характеристики качества и заданную точность поддержания скорости. Были разработаны программные коды (м-файлы) в системе Matlab, позволяющие синтезировать робастные САР, H_2 , H_∞ и μ -регуляторы для электромеханического объекта n -го порядка.

Библиографический список

1. Zames G. *Feedback and optimal sensitivity: Model reference transformations, multiplicative seminorms, and approximate inverses* // *IEEE Trans. Automat. Control.* – 1981. – Vol.26. - No.2. – P.301-320.
2. Doyle J.C. *State-space solutions to standard H_2 and H_∞ control problems* / J.C. Doyle, K. Glover, P.P. Khargonekar, B.A. Francis // *IEEE Trans. Automat. Control.* – 1989. – Vol.34. - No8. – P. 831-847.
3. Полилов Е.В. Разработка и практическая реализация робастных алгоритмов управления автоматизированным синхронным электроприводом на основе H_2 - и H_∞ -оптимизации / Е.В. Полилов, А.И. Мотченко, Е.С. Руднев, С.П. Скорик, А.Г. Щелоков // *Журнал «Электротехнические и компьютерные системы»*. – Киев: «Техника», 2011. – № 3 (79). – С. 60-69.
4. Полилов Е.В. Синтез робастного H_∞ -субоптимального регулятора положения позиционного электропривода / Е.В. Полилов, А.Б. Зеленов, Е.С. Руднев // *Вісник Кременчуцького державного технічного університету ім. Михайла Остроградського*. – Кременчук: КДПУ, 2008. – Вип. 3/2008 (50), частина 1. – С. 64-71.
5. Полилов Е.В. μ -анализ и синтез робастной системы управления электропривода постоянного тока / Е.В. Полилов, А.Б. Зеленов, Е.С. Руднев // *Вісник Кременчуцького державного технічного університету ім. Михайла Остроградського*. – Кременчук: КДПУ, 2008. – Вип. 3/2009 (56), частина 2. – С. 25-30.
6. Полилов Е.В. Практический подход к выбору весовых функций для H_∞ -теории робастного управления / Е.В. Полилов, А.Б. Зеленов, Е.С. Руднев // *Вісник Кременчуцького державного технічного університету ім. Михайла Остроградського*. – Кременчук: КДПУ, 2008. – Вип. 3/2009 (56), частина 2. – С.17-24.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Луциком В.Д.

*Грицюк В.Ю.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ПОЛИФУНКЦИОНАЛЬНЫХ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ С ПОЛЫМ ПЕРФОРИРОВАННЫМ РОТОРОМ

Отримано сімейства механічних характеристик ПЕМП при різних схемах перфорації порожнистого феромагнітного ротора, а також при різних значеннях його конструктивних параметрів. Встановлено закономірність, що визначає вплив ступеня перфорації порожнистого феромагнітного ротора на величину електромагнітного моменту.

Ключові слова: *поліфункціональний електромеханічний перетворювач, перфорований ротор, механічні характеристики, метод скінченних елементів.*

Получены семейства механических характеристик ПЭМП при различных схемах перфорации полого ферромагнитного ротора, а также при различных значениях его конструктивных параметров. Установлена закономерность, определяющая влияние степени перфорации полого ферромагнитного ротора на величину электромагнитного момента.

Ключевые слова: *полифункциональный электромеханический преобразователь, перфорированный ротор, механические характеристики, метод конечных элементов.*

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

Полифункциональные электромеханические преобразователи с полым перфорированным ротором (ПЭМП с ППР) относятся к новому классу электромеханических устройств и представляют собой совмещенную техническую систему с полифункциональными свойствами, объединяющую в себе электромеханическую, механическую, тепловую и гидравлическую системы.

Одной из главных задач проектирования ПЭМП с ППР является получение наибольшего электромагнитного момента с целью обеспечения максимального напора (расхода) жидкости. Поэтому, важно установить зависимости, непосредственно связывающие параметры механической характеристики с конструктивными параметрами ППР. Дискретное расположение отверстий ротора приводит к возникновению неравномер-

ностей магнитного поля в воздушном зазоре, как в осевом, так и в тангенциальном направлениях, а также к перераспределению вихревых токов в массивном роторе, что в свою очередь оказывает влияние на выходные характеристики ПЭМП. Необходимо отметить, что в отечественной и зарубежной технической литературе отсутствуют работы, в которых бы рассматривалось влияние перфораций ферромагнитного ротора на выходные характеристики электромеханического преобразователя.

Постановка задачи. Задачей данной работы является экспериментальное определение влияния конструктивных параметров ППР на механическую (статическую) характеристику ПЭМП, а также установление зависимостей, непосредственно связывающих параметры механической характеристики с конструктивными параметрами ППР.

Изложение материала и его результаты. С целью определения влияния перфораций ротора на величину электромагнитного момента была проведена серия конечно-элементных расчетов механических характеристик ПЭМП с различными конструктивными вариантами ППР.

Среди отечественных и зарубежных публикаций последнего времени встречаются работы [1,2,3,4], посвященные определению электромагнитного момента по результатам решения полевых задач методом тензора магнитного натяжения, подтверждающие эффективность данного метода. При численных расчетах целесообразно использовать этот метод, так как он является наименее трудоемким и реализуется продолжением вычислений в рамках метода конечных элементов. В данной работе расчет механических характеристик ПЭМП с ППР выполнен с помощью метода тензора магнитного натяжения, реализованного на базе трехмерной математической модели [5], поэтому, выбор оптимальных параметров сетки конечных элементов (СКЭ) проводился с учетом требований данного метода.

Как показывает опыт расчетов [6], приемлемая точность определения момента по максвелловским натяжениям обеспечивается, если на участке плоской модели, соответствующем воздушному зазору, имеется два-три слоя треугольных конечных элементов (КЭ). Одновременно, требования по степени дискретизации предъявляются к проводящим элементам конструкции, в которых рассчитываются вихревые токи. В литературе [7] указывается на то, что шаг сетки в них должен быть не более $1/4$ глубины проникновения поля. В работе [8] предложена модификация метода магнитных натяжений, названная методом «eggshell», идея которого состоит в построении семейства концентрических эквивалентных поверхностей для расчета электромагнитного момента через тензор натяжений с последующим его усреднением. Достоинством этого метода является его точность при «нечувствительности» к степени дискретизации области воздушного зазора электрической машины. Подоб-

ным образом в работе [6] массивный ротор представляется как многослойная структура, в которой каждый слой обладает постоянной магнитной проницаемостью. При этом точность метода натяжений снижается незначительно, однако существенно сокращается объем вычислений.

Перечисленные методы и рекомендации к выбору оптимальных параметров СКЭ подсказывают возможность использования подобного подхода при решении трехмерных полевых задач. Выполнение областей воздушного зазора и полого ротора в виде многослойных, состоящих из нескольких эквивалентных с точки зрения магнитных и электрических свойств коаксиальных цилиндров, позволяет получить СКЭ с необходимой степенью дробности и провести корректное сопоставление полученных результатов. Все цилиндры сохраняют связь в узлах СКЭ, поэтому введение особых граничных условий не требуется.

Сложность моделирования ПЭМП с ППР заключается в том, что с ростом количества перфораций в роторе, количество КЭ необходимых для описания криволинейных границ трехмерной геометрии модели существенно возрастает, что приводит к чрезвычайно большим объемам вычислений. Что бы получить необходимое количество слоев КЭ при автоматическом или выборочном построении сетки требуется существенное повышение уровня дискретизации конкретных участков трехмерной модели, что приводит к невозможности выполнения расчета на современном ПК.

Генерация СКЭ с использованием послойной дискретизации позволяет получить необходимое количество слоев КЭ на участках трехмерной модели, соответствующих воздушному зазору и полуму ротору (рисунок 1, а), в то время как автоматическое построение СКЭ с той же степенью дискретизации («normal» или «fine») обеспечивает получение только одного слоя КЭ на участке воздушного зазора и двух слоев КЭ на участке ППР (рисунок 1, б). Кроме того, послойная дискретизация позволяет получить более мелкую СКЭ на внутренней поверхности ротора по сравнению с автоматическим разбиением при том же уровне дробности сетки.

Предложенный подход к исследованию электромагнитного поля и механических характеристик ПЭМП с ППР на основе решения уравнений поля численными методами опробован путем сопоставления расчетных и опытных данных, полученных для физической модели ПЭМП с ППР.

Механические характеристики ПЭМП с полым ферромагнитным ротором получены по результатам параметрических расчетов модели. Переменным параметром является угловая частота вращения ротора, выраженная через частоту токов в пазах статора. Значения электромагнитного момента для различных значений скольжения получены из ре-

шения уравнений квазистационарного электромагнитного поля при соответствующих значениях токовой нагрузки. Таким образом, каждая точка механической характеристики рассчитывалась как отдельный установившийся режим.

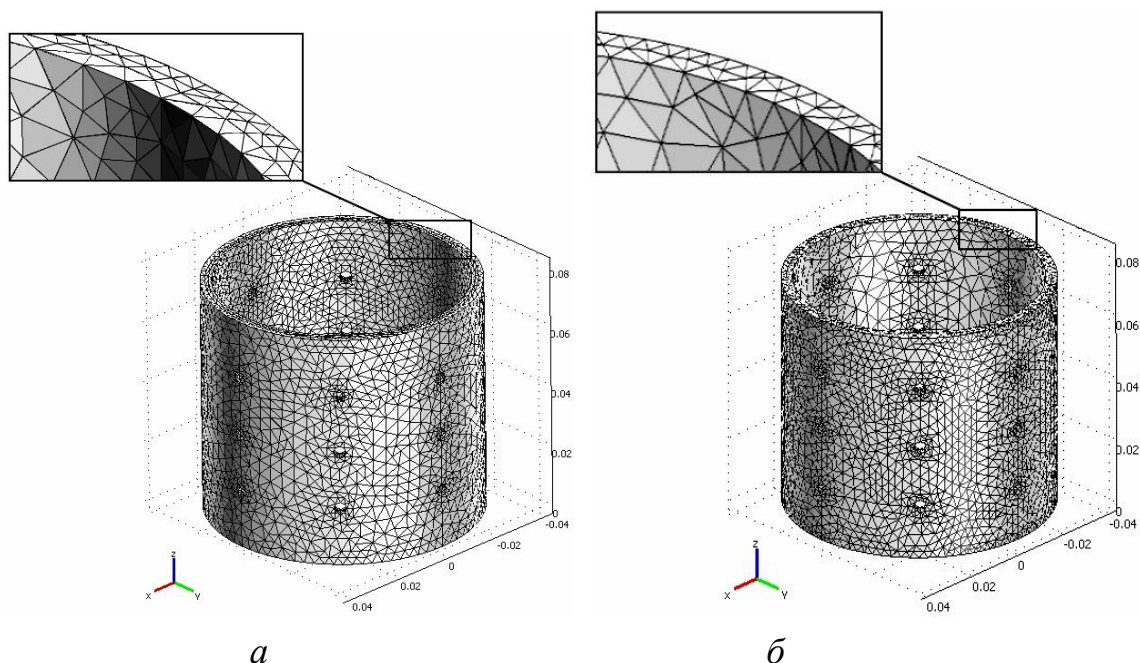


Рисунок 1 – Трехмерная СКЭ ротора
 а – полученная с использованием послойной дискретизации;
 б – полученная при автоматическом построении.

Для предварительного расчета токовой нагрузки использовались экспериментальные данные о токах статора при соответствующих скольжениях. Необходимость предварительного измерения токов статора физической модели при каждом значении скольжения увеличивает трудоемкость данного способа определения механических характеристик ПЭМП с ППР. Постановка трехмерной электромагнитной задачи с использованием в качестве исходных данных напряжения питания устраняет эту необходимость, однако приводит к трудно разрешимым проблемам трехмерного моделирования.

Исходным условием для расчета механических характеристик ПЭМП с различными конструктивными вариантами ППР является идентичность статоров и параметров обмоток. В качестве базового использовался статор серийного асинхронного двигателя АОЛ-21-2.

Механическая характеристика ПЭМП с полым ферромагнитным ротором без отверстий полученная по результатам численного расчета представлена на рисунке 2.

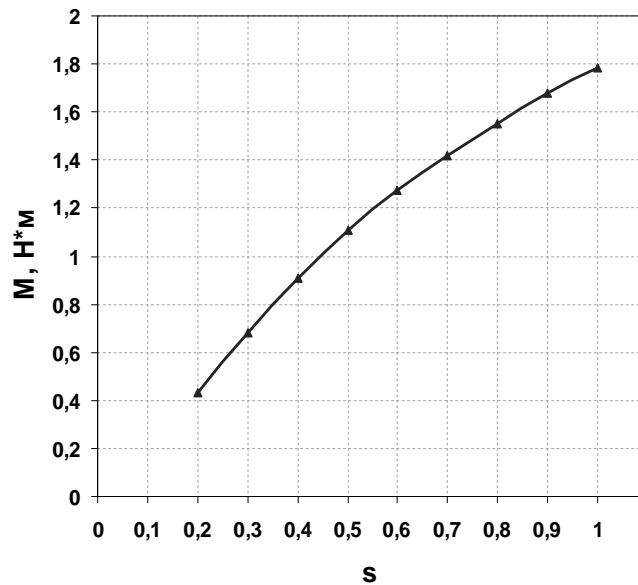


Рисунок 2 – Механическая характеристика ПЭМП с полым ферромагнитным ротором без отверстий

Учитывая большое количество и разнообразие всевозможных конструктивных вариантов ППР, ограничимся анализом только отдельных механических характеристик, которые позволяют оценить степень влияния конструктивных параметров ППР на величину вращающего момента, а также характеристик, представляющих практический интерес. В дальнейшем для удобства используются краткие обозначения конструктивных вариантов ППР. Например, обозначению П-20-3-4, соответствует ротор, имеющий 20 прямых рядов по 3 отверстия диаметром 4 мм. В принятом обозначении первая буква определяет тип схемы перфораций (П – прямые ряды; С – скошенные ряды; Ш – шахматное расположение отверстий), вторая, третья и четвертая цифры определяют параметры Z_2 (число рядов отверстий), n (число отверстий в ряду), d (диаметр отверстий) соответственно. Количественное сравнение механических характеристик проведено с использованием системы относительных единиц, в которой за базовые приняты значения номинального и пускового моментов соответствующие ПЭМП с полым ротором без отверстий.

На рисунке 3 представлено семейство механических характеристик ПЭМП с ППР при различном количестве рядов отверстий. Полученные зависимости момента от скольжения для ПЭМП с ППР при различных значениях Z_2 имеют вид, характерный для механических характеристик АД с массивным ротором. Как видно из рисунка 3, с увеличением количества рядов отверстий (при $n = \text{const}$, $d = \text{const}$) величины моментов уменьшаются практически при всех значениях скольжения. При этом с ростом скольжения уменьшение величины момента проявляется замет-

нее. Так, для ППР имеющего 24 ряда отверстий, величина номинального момента снижается на 9 %, а пускового на 15 %. Результаты физического и численного экспериментов показали, что выбор четного количества рядов отверстий (4, 8, 16, 20, 24, 40) при малом количестве отверстий в ряду (1...4) диаметром 2...4 мм позволяет получить механическую характеристику эквивалентную механической характеристике ПЭМП с гладким ротором.

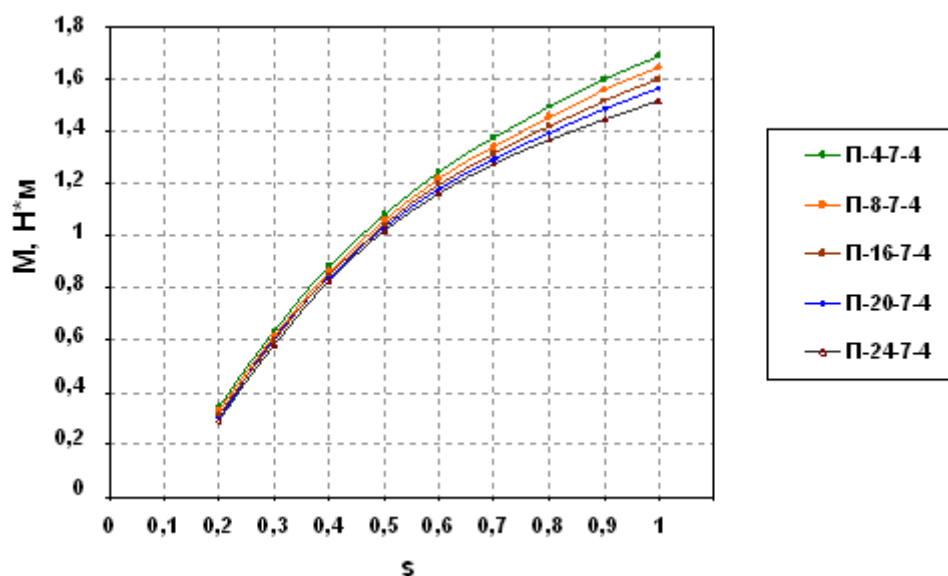


Рисунок 3 – Семейство механических характеристик ПЭМП с ППР при различных значениях Z_2 ($n = 7$, $d = 4$ мм)

Семейства механических характеристик ПЭМП с ППР при разном количестве отверстий в ряду n ($Z_2 = \text{const}$, $d = \text{const}$) и разном диаметре отверстий d ($Z_2 = \text{const}$, $n = \text{const}$) представлены соответственно на рисунке 4 и рисунке 5.

Из представленных семейств характеристик следует, что увеличение количества отверстий в ряду и диаметра, также приводит к снижению момента. При этом, увеличение числа n на единицу оказывает на механическую характеристику приблизительно такое же влияние, как и увеличение d на 1 мм. Одновременное увеличение диаметра отверстий приводит к более резкому снижению момента.

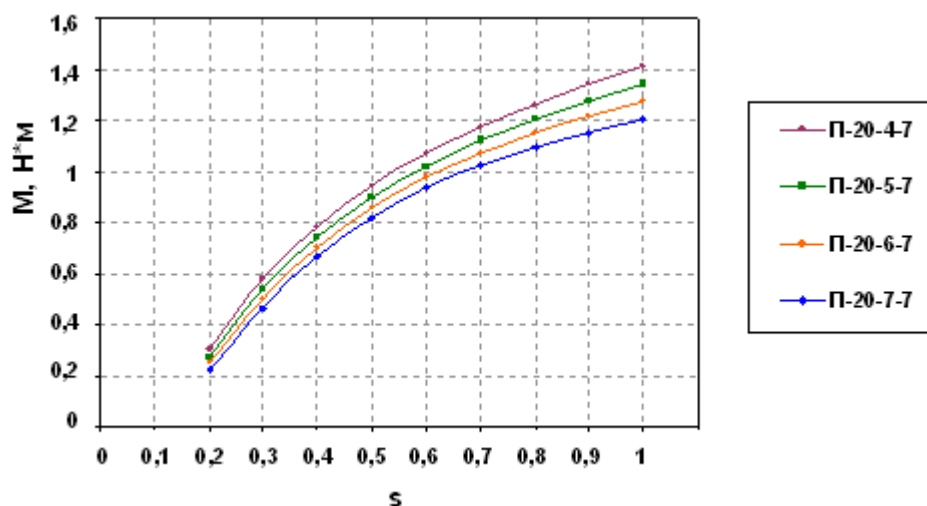


Рисунок 4 – Семейство механических характеристик ПЭМП с ППР при различных значениях n ($Z_2 = 20$, $d = 7$ мм)

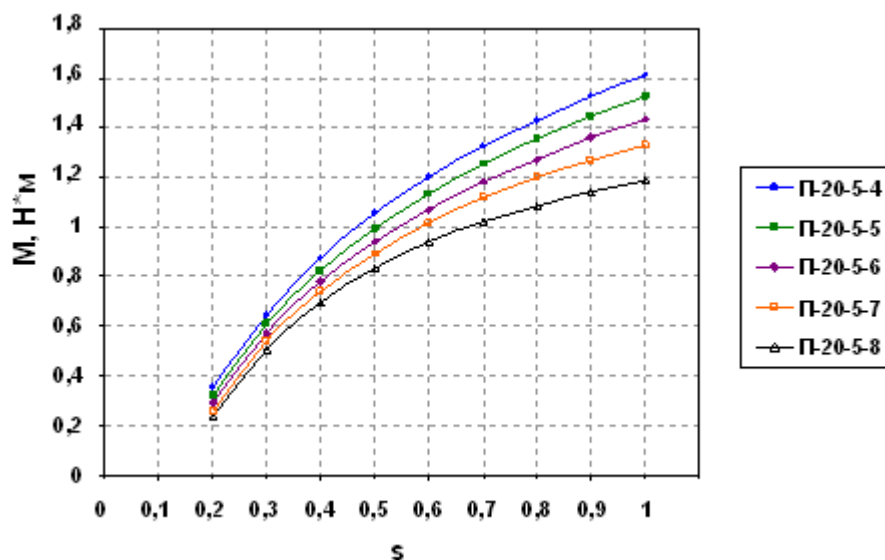


Рисунок 5 – Семейство механических характеристик ПЭМП с ППР при различных значениях d ($Z_2 = 20$, $n = 5$ мм)

Рассмотрим влияние диаметра и количества отверстий в ряду на величину электромагнитного момента ПЭМП на примере ротора с числом рядов отверстий $Z_2 = 20$. На рисунке 6 и рисунке 7 в виде графиков поверхности представлены зависимости соответственно $M_H^* = f(d; n)$ и $M_H^* = f(d; n)$ при варьировании диаметра и количества отверстий в ряду. В соответствии с полученными зависимостями, выбор числа отверстий в ряду $n = (1...4)$, диаметром $d = (1...4)$ мм приводит к снижению номинального момента не более чем на 6 %, а пускового не более чем на 8 %. Выбор $n = 7$ при $d = 8$ мм, приведет к снижению номинального и пускового момента на 35 % и 40 % соответственно.

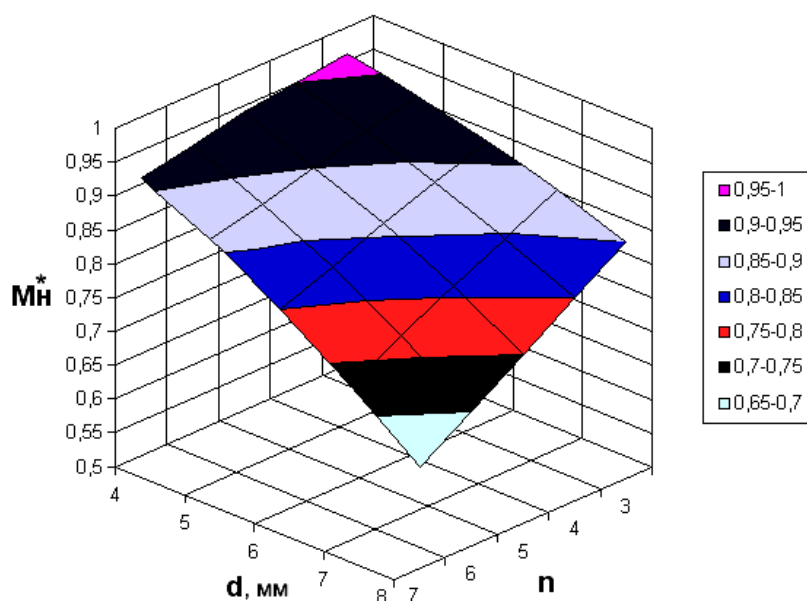


Рисунок 6 – Значения M_n^* при варьировании диаметра и количества отверстий в ряду ($Z_2 = 20$)

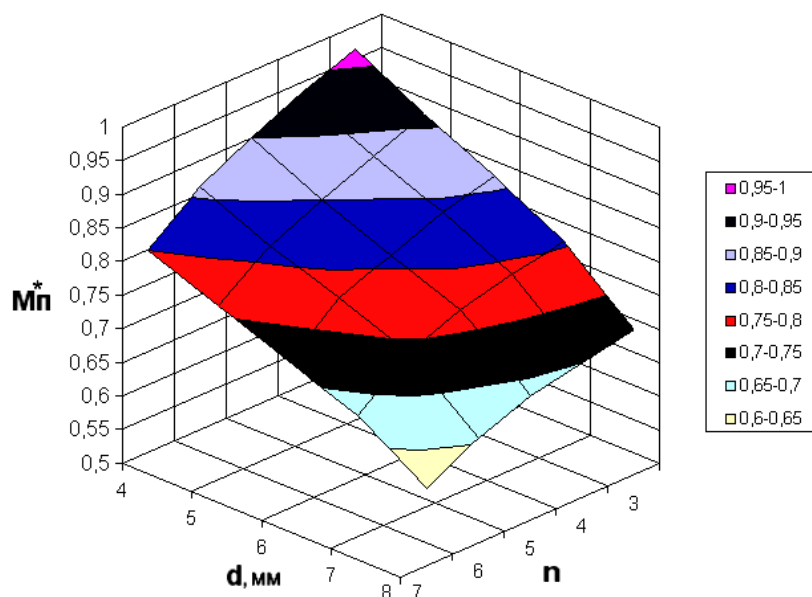


Рисунок 7 – Значения M_n^* при варьировании диаметра и количества отверстий в ряду ($Z_2 = 20$)

Серия расчетов для различных значений параметра n показала, что величина шага перфораций в ряду при прочих равных условиях не оказывает влияния на механическую характеристику ПЭМП с ППР.

Наряду с ППР имеющим прямые ряды отверстий, практический интерес представляет использование ППР, отверстия которого выполнены рядами со скосом, а так же в шахматном порядке. На рисунке 8

представлено семейство механических характеристик ПЭМП, ротор которого имеет скошенные ряды отверстий ($Z_2 = 20$, $\alpha = 30^\circ$) для различных значений n и d . Семейство механических характеристик ПЭМП для ротора с шахматным расположением отверстий ($Z_2 = 40$) при варьировании тех же параметров представлено на рисунке 9. Как и в случае с ППР, имеющим прямые ряды, чем меньше значения n и d , тем выше проходит соответствующая механическая характеристика.

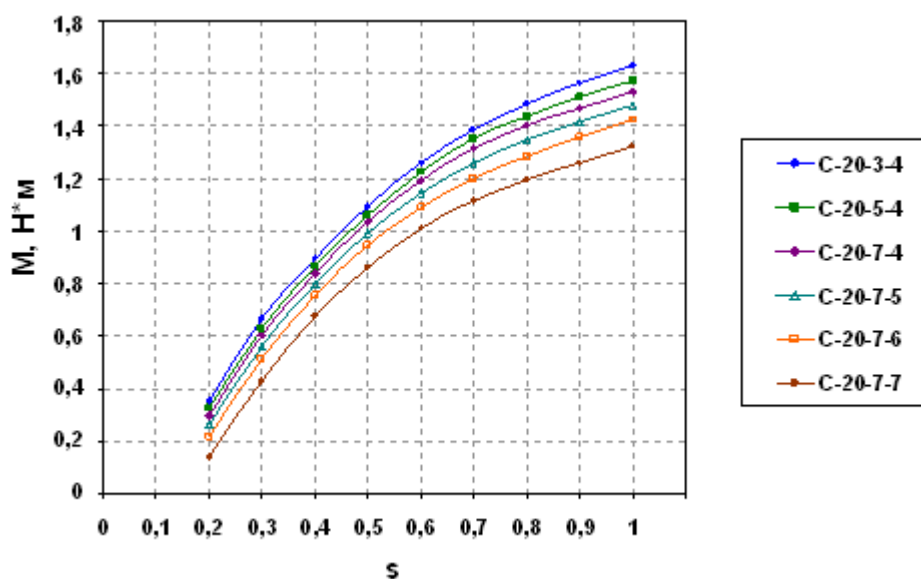


Рисунок 8 – Семейство механических характеристик ПЭМП с ППР при различных значениях n и d ($Z_2 = 20$, $\alpha = 30^\circ$)

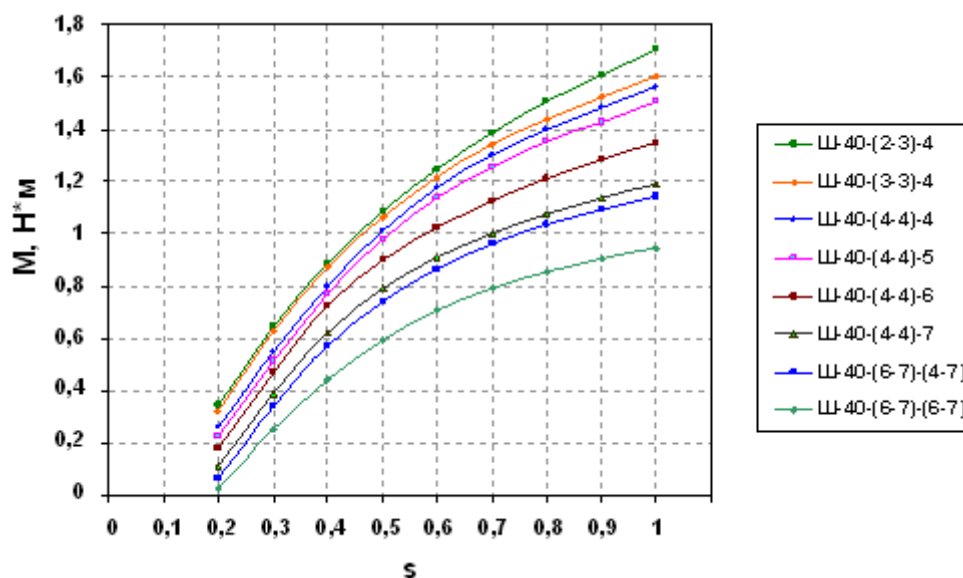


Рисунок 9 – Семейство механических характеристик ПЭМП с ППР при различных значениях n и d ($Z_2 = 40$)

Из рассмотрения всех механических характеристик следует, что введение перфораций ротора воздействует на механическую характеристику ПЭМП подобно понижению напряжения на зажимах обмотки статора. Физически такой результат объясняется тем, что увеличение общей площади отверстий приводит к росту магнитного сопротивления ротора и, как следствие к снижению магнитного потока и активного тока ротора.

Для определения влияния степени перфорации ротора на величину вращающего момента ПЭМП воспользуемся понятием коэффициента перфорации, который определяется следующим образом:

$$k_{\dot{i}\dot{a}\dot{\delta}\dot{o}} = \frac{S_{\dot{i}\dot{a}\dot{\delta}\dot{o}}}{S_{\dot{o}\dot{i}\dot{o}}},$$

где $S_{перф}$ – суммарная площадь перфораций ротора;

$S_{рот}$ – площадь наружной поверхности эквивалентного гладкого ротора.

На рисунке 10 представлены графики, содержащие в относительных единицах данные о доле номинального и пускового момента для некоторых конструктивных вариантов ППР по отношению к номинальному и пусковому моменту двигателя с полым гладким ротором. Графики показывают, что существует обратная зависимость между моментом и коэффициентом $k_{перф}$. При этом, кривые относительного номинального момента с высокой точностью аппроксимируются соответствующими зависимостями $M_n^* = 1 - k_{перф}$ (на графиках показаны штриховой линией).

Экспериментально установлено, что отмеченная закономерность справедлива для подавляющего большинства рассмотренных вариантов ППР в широком диапазоне изменения $k_{перф}$ (0,02...0,6). Дальнейшее увеличение $k_{перф}$ приводит к существенному изменению теплового режима двигателя, что сказывается на его механической характеристике и затрудняет оценку экспериментальных данных.

Экспериментальный стенд и необходимое оборудование для проведения физического исследования механических характеристик ПЭМП с ППР показаны на рисунке 11. Для измерения электромагнитного момента ПЭМП использовалась экспериментальная методика, предложенная в [9]. Изменение момента нагрузки осуществлялось путем изменения тока возбуждения генератора постоянного тока. В процессе эксперимента нагружать исследуемый ПЭМП с помощью генератора постоянного тока до скольжений близких к 1 (режим КЗ) практически не удавалось. Поэтому значение пускового момента определялось с помощью

динамометра, а участок механической характеристики, соответствующий скольжениям 0,8...1 строился путем продолжения экспериментально полученной кривой.

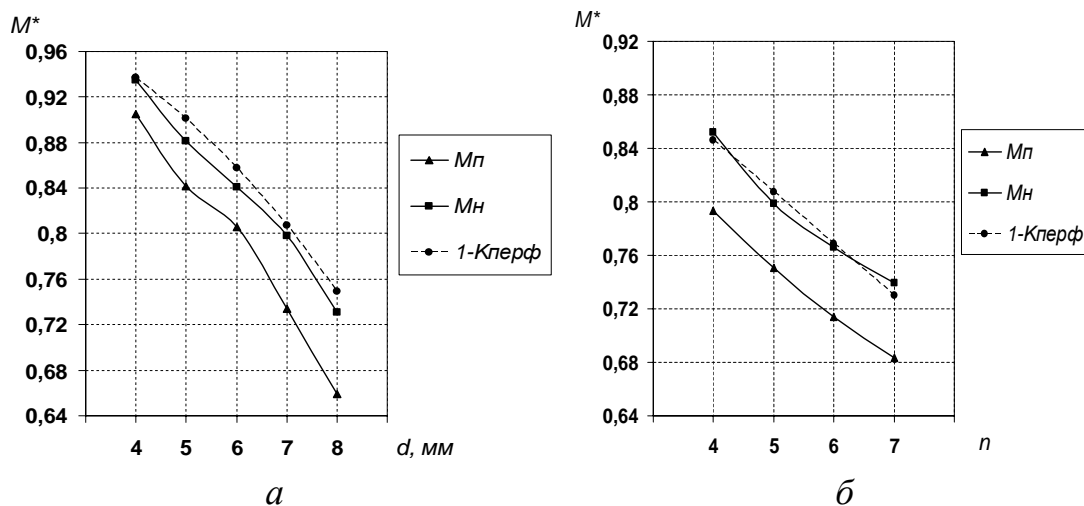


Рисунок 10 – Значения M_n^* и M_p^*
а – при изменении d (прямые ряды, $Z_2 = 20$, $n = 5$);
б – при изменении n (прямые ряды, $Z_2 = 20$, $d = 7$).

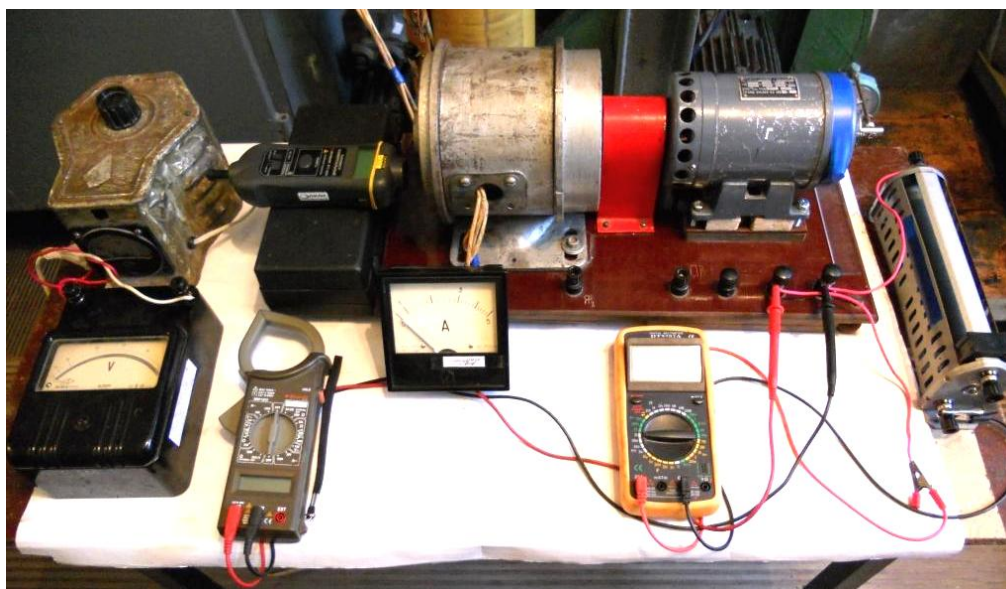


Рисунок 11 – Экспериментальное исследование механических характеристик ПЭМП с ППР

В качестве ППР использовалась конструкция, позволяющая выполнять замену полого цилиндра. Крепление цилиндра на валу осуществлялось с помощью двух фиксирующих гаек и двух ферромагнитных

дисков. Каждый диск выполнен в виде тонкого кольца с радиальными спицами, что позволяет свести к минимуму шунтирующее воздействие «дна» ротора. Полый перфорированный цилиндр, ферромагнитный диск, а также вал ротора представлены на рисунке 12.



Рисунок 12 – Полый перфорированный цилиндр, ферромагнитный диск и вал ротора

Экспериментальные механические характеристики ПЭМП были получены с использованием различных конструктивных исполнений ППР, представленных на рисунке 13.

Сопоставление результатов эксперимента с расчетными характеристиками показало, что расхождения во всем исследуемом диапазоне изменения скольжений не превышают 4-8%, в зависимости от степени перфорации ППР. Такое расхождение, по-видимому, вызвано погрешностью задания исходных данных, т.е. отклонением реальных магнитных и электрических свойств материалов от принятых в основу расчета. Несовершенство геометрии реальной конструкции ПЭМП с ППР и анизотропия материалов также могут приводить к погрешности. Одновременно, точность метода конечных элементов зависит от правильного выбора типа и размера конечных элементов. Погрешность постановки задачи возникает при несоответствии выбранного типа элемента физическому поведению материала в конструкции. Погрешность дискретизации возникает при замене реальной конструкции ограниченным числом конечных элементов.

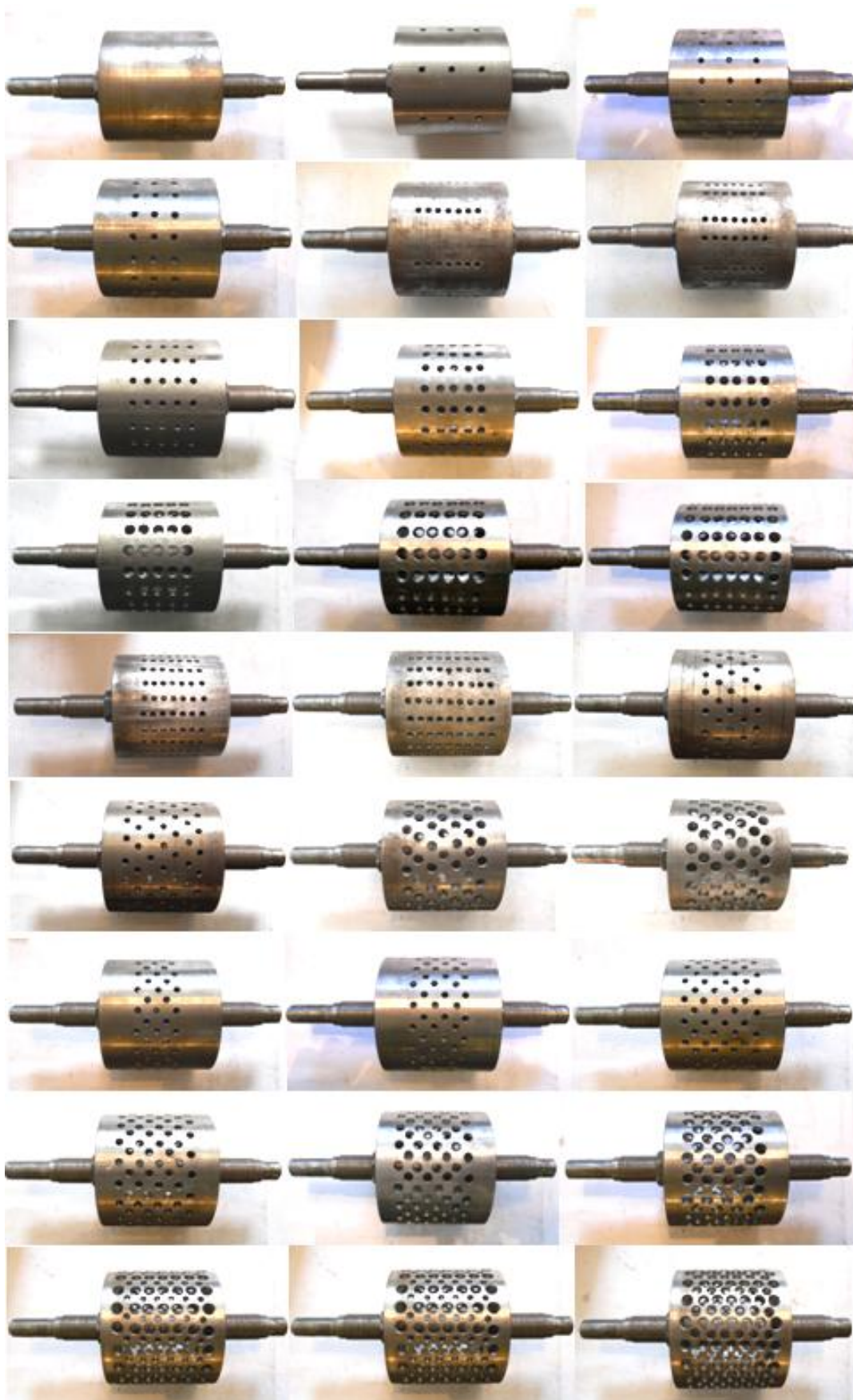


Рисунок 13 – Конструктивные исполнения ППР

Выводы и направление дальнейших исследований.

1. Предложен подход к расчету электромагнитного поля и механических характеристик ПЭМП с ППР, сущность которого заключается в послойной дискретизации участков трехмерной конечно-элементной модели с целью получения необходимого количества слоев КЭ.

Данный подход опробован путем сопоставления расчетных и опытных данных полученных для физической модели ПЭМП с ППР.

2. В результате многовариантных конечно-элементных расчетов впервые получены семейства механических характеристик ПЭМП при различных схемах перфорации ППР, а также при различных значениях его конструктивных параметров.

3. На базе численных и физических экспериментов установлена закономерность, определяющая влияние степени перфорации полого ферромагнитного ротора на величину электромагнитного момента.

Библиографический список

1. Заблодский Н.Н. Исследование распределения электромагнитных и тепловых полей в электротепломеханическом преобразователе энергии / Заблодский Н.Н. // Сборник научных трудов ДонГТУ. - Алчевск: ДонГТУ, 2006. - Вып. 21. - С. 231-248.

2. Рымиша В.В. Математическое моделирование индукторных линейных двигателей постоянного тока / Рымиша В.В., Радимов И.Н., Меркулов И.В. // Автоматика. Автоматизация. Электротехнические комплексы и системы, 2005. - №15. - С. 80-84.

3. Howe D. The influence of finite element discretisation on the prediction of cogging torque in permanent magnet excited motors / Howe D., Zhu Z. // IEEE Transactions on magnetics, 1992. - vol. 28. - №2. - pp. 1371-1374.

4. Qiao J. Calculation and error analysis of electromagnetic torque for a wheel permanent-magnet motor / Qiao J., Cai W. // IEEE Transactions on industry application. - 2006. - vol. 42. - №5. - pp. 1151-1161.

5. 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. - С. 25-27.

6. Тейн Наинг Тун. Применение полевых методов в электромагнитных расчетах электрических машин: диссертация кандидата технических наук: 05.09.01 / Тейн Наинг Тун. – Москва, 2010. - 150 с.

7. Вольдек А.И. Электромагнитные процессы в торцевых частях электрических машин / Вольдек А.И., Данилевич Я.Б. - Л.: Энергоатомиздат, 1983. - 213 с.

8. Henrotte F. The eggshell approach for the computations of electromagnetic forces in 2D and 3D / Henrotte F., Deliege G., Hameyer K. // In Proceedings

of the 6th international symposium on electric and magnetic fields. - Aachen (Germany): EMF, 2003. - pp. 55-58.

9. *Кекот О.В. Об измерении вращающих моментов посредством та-
рированной машины постоянного тока / Кекот О.В., Фильц Р.В. // Мате-
риалы радиоэлектроники и электрические машины. - Львов: Изд-во Львов-
ского университета, 1964. - Вып. 26. - С. 87-91.*

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Заблудским Н.Н.

ПОЛЕМИКА

*инженер Бондаренко В.П.
(г. Алчевск, Украина)*

О СУТИ ГИДРОДИНАМИЧЕСКОЙ ОЧИСТКИ ЖИДКОСТИ В ОЧИСТИТЕЛЯХ ТИПА «ЦИЛИНДР В КОНУСЕ»

В ряді публікацій досліджене питання про правомірність деяких стверджень щодо гідродинамічної очистки рідини від твердих забруднень, зокрема в очисниках типу «циліндр в конусі». Відзначено вплив достовірності таких стверджень на подальше сприяння сутності такої очистки. Викладена думка автора статті з цього питання.

Ключові слова: *гідродинамічна очистка, ідеальний фільтр, напірний канал (зазор), швидкість потоку, ширина зазору.*

В ряде публикаций исследован вопрос о правомерности некоторых толкований относительно гидродинамической очистки жидкости от твердых загрязнений, в частности в очистителях типа «цилиндр в конусе». Отмечено влияние достоверности таких толкований на дальнейшее восприятие сути такой очистки. Изложено мнение автора статьи по данному вопросу.

Ключевые слова: *гидродинамическая очистка, идеальный фильтр, напорный канал, скорость потока, ширина зазора.*

Многолетняя история развития гидродинамической очистки жидкости от твердых загрязнений ознаменовалась появлением во второй половине 80-х годов прошлого столетия научно обоснованного способа ее реализации. Представлен он в стройной теории гидродинамической очистки, изложенной в мало доступной рукописи [1], основные положения которой в достаточной степени отражены в широко доступной в Интернете работе [2]. Описанный в ней способ очистки жидкости от твердых загрязнений технологически отличается от других из них тем, что он предусматривает осуществление непрерывной очистки жидкости от твердых загрязнений без какого-либо засорения ними фильтрующей поверхности и без громоздкого или вообще без накопления их в средствах ее реализации. Те из них, о которых в данной работе пойдет речь, называются неполнопоточными гидродинамическими фильтрами или гидродинамическими фильтрами с неподвижным фильтроэлементом. Остается загадкой, что при столь внушительных преимуществах неполнопоточных гидродинамических фильтров по сравнению с другими са-

моочищающимися фильтрами, например с наиболее близкими их конкурентами, называемыми фильтрами с обратной промывкой [3] фильтратом, на пост советском пространстве неполнопоточные гидродинамические фильтры производительностью более 50 м³/час нашли достойное применение только в начале нынешнего века [4]. В последние годы преимущества этих фильтров значительно преумножились благодаря появлению более совершенных их конструкций, обеспечивающих циркуляцию части, так называемой, смывной жидкости, и новых конструкций, снижающих потери жидкости до 2% на непрерывную регенерацию фильтрующей поверхности.

Поэтому, имеющая место в прошлом веке информация о том, что в неполнопоточных гидродинамических фильтрах сливаемая часть жидкости на регенерацию составляет до 30% от исходного количества, уже устарела. Промышленное освоение высокопроизводительных неполнопоточных гидродинамических фильтров типа «цилиндр в цилиндре» показало, что в обычных условиях очистки, например оборотной воды и других маловязких жидкостей, ныне потери их составляют не более 8%, а при более строгих условиях не превышают 17%. При этом, в новых конструкциях этих фильтров нижний предел сливаемой жидкости определяется только способностью ее транспортировать удаляемые загрязнения по назначению, а верхний предел во всех неполнопоточных гидродинамических фильтрах зависит от способности жидкости к очистке гидродинамическим способом.

В связи с выше изложенным вполне очевидно, что интерес к неполнопоточным гидродинамическим фильтрам с каждым годом возрастает, поэтому и информация о них, в свою очередь, должна быть доступной, достаточно обширной и вполне достоверной. Если признать, что с появлением Интернета доступность и обширность информации о гидродинамической очистке находится на должном уровне, то с ее достоверностью имеются проблемы. Анализ ряда публикаций о сути гидродинамической очистки показывает, что в них имеют место многочисленные различного рода опечатки и ряд неправомερных, на мой взгляд, толкований о ее сути. Поэтому задача данной работы состоит в конкретизации сделанного заявления и предложить читателю иной взгляд по конкретным оспариваемым вопросам. В настоящей публикации речь пойдет о сути гидродинамической очистки в очистителях типа «цилиндр в конусе».

Так, в упоминаемой выше работе [2], при столь значимой глубине теоретической обоснованности сути гидродинамической очистки [1], ее автором допущено вольное, ничем не обоснованное, толкование основной формулы (61), изложенной ниже в виде

$$\frac{d}{2c} > \frac{v_0}{v_{np}}, \quad (1)$$

где: $2c$ – диаметр отверстий в фильтроэлементе (размер ячейки);
 d – максимальный диаметр частички, допускаемый в очищенной жидкости (фильтрате);

v_0 – скорость поперечного потока (скорость фильтрации);

v_{np} – скорость продольного потока на уровне центра тяжести частицы над фильтрующей поверхностью.

По утверждению автора работы [2] второе отношение в формуле (1) представляет собой $\operatorname{tg} \alpha = v_0 / v_{np}$, но что собой представляют угол α и первое отношение $d / 2c$ он оставил без внимания. По-видимому, это должно было быть очевидным из рисунка 47 в работе [2], на котором представлена схема гидродинамической очистки. Но, на ней система «частичка – отверстие» показана не в уравновешенном состоянии, поэтому она не дает ответа на поставленный вопрос.

Только уравновешенная система «частичка – отверстие» в схеме гидродинамической очистки жидкости может отражать первое условие задержания частички загрязнения от проникновения ее в отверстие (ячейку) вместе с фильтратом, представленное ниже на рисунке 1.

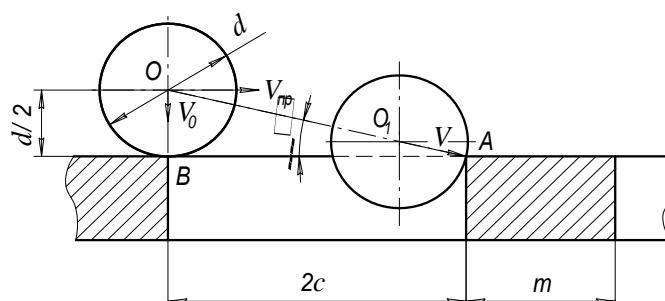


Рисунок 1 – Схема гидродинамической очистки

Но и во всех других работах автора теории гидродинамической очистки, где упоминается выше представленная формула (1), система «частичка–отверстие» в уравновешенном состоянии не рассматривается. По-видимому, это и стало одной из причин ее несовершенства, так как из рисунка 1 очевидно, что в этом состоянии системы отношение $d / 2c$ не является функцией угла α , поэтому $d / 2c$ не равно $\operatorname{tg} \alpha$. В тоже время из треугольника ABO рисунка 1 очевидно, что первоначальное условие задержания частички загрязнения выражается представленным ниже уравнением

$$tg\alpha = \frac{d/2}{2c} = \frac{v_0}{v_{np}} \text{ или } tg\alpha = \frac{d}{4c} = \frac{v_0}{v_{np}}, \quad (2)$$

что в численном значении в 2 раза отличается от предложенной автором работы [2] и представленной выше формулой (1) данной работы, причем формула (2) математически строго обоснованна.

И если максимально приблизить формулу (2) к предложенной автором формуле (61) в работе [2], умножив обе ее части на 2, то условие задержания частички должно было иметь вид

$$\frac{d}{2c} \geq 2 \frac{v_0}{v_{np}}. \quad (3)$$

Это свидетельствует о том, что в работе [2] в 2 раза занижены энергетические затраты, необходимые для реализации предложенного ее автором способа гидродинамической очистки жидкости, и имеются опасения возможности ее осуществления до необходимой тонины очистки.

Согласен с этим и автор работы [5], который утверждает, что условие задержания частички от проникновения в ячейку имеет вид

$$\frac{d}{2a} > \frac{v_0}{v_{np}}, \quad (4)$$

где a - диаметр отверстия (ячейки), т.е. $a = 2c$ на рисунке 1 данной работы и рисунке 47 работы [2].

Довольно детально исследован этот вопрос в начале 70-х годов прошлого столетия и автором работы [6], результаты исследования в которой в достаточной мере обоснованы экспериментальными исследованиями. В ней более восприимчиво задано условие задержания частички загрязнения над фильтрующей поверхностью, которое применительно к работам [2] и [5], соответственно, имеет вид

$$\frac{v_{np}}{v_0} > 2 \frac{2c}{d} \text{ и } \frac{v_{np}}{v_0} > 2 \frac{a}{d}. \quad (5)$$

То есть автор работы [6] при выводе соотношений (5) из рисунка 1 использовал значение не $tg\alpha$, а $ctg\alpha$. И так как они выражаются целыми числами, то и воспринимаются намного лучше.

Создание теории гидродинамической очистки жидкости в работах [1,2] основывалось на схеме фильтра с горизонтальным кольцевым зазором, ряде допущений и условностей. В частности и на том, что продольная скорость потока по сечению зазора и скорость фильтрации вдоль него постоянные по значению. Очевидно и то, что автор теории гидродинамической очистки учитывал и тот факт, что оптимальным вариантом ее осуществления должен быть фильтр, в котором в том же направлении обеспечивается и постоянство средней скорости ($v_{пр.ср.}$) потока жидкости. Для этого в фильтрах типа "цилиндр в конусе" с цилиндрической фильтрующей поверхностью, непроницаемая конусная поверхность корпуса, образующая совместно с ней зазор для реализации способа гидродинамической очистки, должна иметь параболоидную форму. И в тоже время в работе [2] автором представлена схема гидродинамического фильтра (рис. 48) только с конической формой его корпуса. Это, по-видимому, и стало одной из причин того, что некоторыми читателями коническая поверхность корпуса фильтра воспринята как такова, что совместно с фильтрующей цилиндрической поверхностью образуют напорный канал (зазор) для реализации способа гидродинамической очистки, который обеспечивает постоянство продольной средней скорости потока вдоль него.

Так, в работах [7,8] авторы считают, что в случае изготовления фильтроэлемента в виде перфорированного цилиндра и наличия вокруг него с зазором непроницаемой вставки, выполненной в виде усеченного конуса, обеспечивается постоянство осевой скорости потока вдоль фильтроэлемента.

Автор же работы [9] по ходу описания фильтра утверждает, что оптимальной формой конуса является параболоид. И в то время в заключении он настойчиво заявляет о том, что форма корпуса фильтра типа «цилиндр в конусе», выполненная в виде двух соединенных между собой усеченных конусов, совместно с цилиндрической проницаемой поверхностью фильтроэлемента обеспечивают постоянство продольной скорости потока вдоль создаваемого ими напорного канала. То есть авторы работ (7-9) подменили понятие значительного приближения продольной скорости потока к постоянному ее значению понятием постоянства продольной скорости потока вдоль напорного канала.

Не оставил без внимания вопрос о постоянстве продольной средней скорости потока жидкости вдоль напорного канала и автор теории гидродинамической очистки [1]. Примерно через 14 лет после выхода в свет работы [2], он вместе с соавтором в работе [10] предлагают представленную ниже формулу для нахождения размеров зазора между боковыми поверхностями корпуса фильтра и цилиндрического фильтроэлемента, определяющих форму боковой поверхности корпуса фильтра,

обеспечивающую постоянство скорости потока вдоль кольцевого зазора, следующего вида

$$h = h_0 \sqrt{1 - k_0 \frac{l}{l_\phi}}, \quad (6)$$

где h – размер зазора в его любом определяемом поперечном сечении на длине проницаемой части фильтроэлемента l_ϕ ;

h_0 – размер зазора в начале проницаемой части фильтроэлемента;

k_0 – коэффициент фильтрования, показывающий отношение очищенной жидкости фильтром к поступающей на очистку;

l – продольная длина проницаемой части фильтроэлемента от ее начала до поперечного сечения зазора, в котором определяется его размер.

Исследования формулы (6) показали, что она не обеспечивает достижение поставленной автором цели. Достаточно убедительно это видно из следующего примера.

В работе [10] речь идет о ламинарном потоке жидкости в зазоре. Поэтому, например, фильтр с диаметрами фильтроэлемента $D_\phi = 0,100$ м и конического корпуса фильтра на уровне начала перфорированной части фильтроэлемента (начала зазора) $D_n = 0,110$ м ($l = 0$; $l/l_\phi = 0$) обеспечивает ламинарное течение жидкости (смазочного масла) в зазоре при ее исходном расходе, равном $Q = 10$ м³/час = 0,002778 м³/с. При этом размер в начале зазора равен $h_0 = 0,005$ м, площадь его поперечного сечения $S_n = 0,00165$ м², а продольная средняя скорость $v_{np.cp} = 1,685$ м/с. При заданном сливе жидкости, например 16% от исходного расхода, $Q_2 = 1,6$ м³/час коэффициент фильтрования $k_0 = (10 - 1,6)/10 = 0,84$. Тогда из предложенной авторами формулы (6) размер зазора в конце перфорированной части фильтроэлемента ($l = l_\phi$; $l/l_\phi = 1$) будет равен $h_k = 0,002$ м, диаметр корпуса фильтра в этом месте равен $D_k = 0,104$ м, а площадь поперечного сечения зазора $S_k = 0,00064$ м². Так как продольная средняя скорость в зазоре имеет постоянное значение, то расход жидкости в конце зазора при этом составит $Q_2 = 0,00108$ м³/с = 3,9 м³/час, а $k_0 = (10 - 3,9)/10 = 0,61$. В начале же расчета размеров зазора было принято, что $k_0 = 0,84$. Несоответствие довольно ощутимое.

Следовательно, несмотря на то, что параболоидная форма внутренней поверхности корпуса и постоянство продольной скорости потока жидкости в зазоре достигнуты, полученные размеры зазора не обеспечивают достижения исходных технологических параметров. А именно, потери жидкости больше заданных на 3,9-1,6=2,3 м³/час или на 144%. И

что бы избежать этого, размер зазора в конце длины перфорированной части фильтроэлемента, т.е. в конце зазора, должен быть не 2,0 мм, а 0,83 мм. Но для этого нужна другая формула для его определения.

Если сравнить суть изложенного в работах [2] и [10], то подход к расчету параметров неполнопоточного гидродинамического фильтра в них одинаковый, а математическая реализация самого расчета в работе [10] несколько отличается от изложенного в работе [2]. Так как работа [10] вышла в свет намного позже, то складывается впечатление, что это отличие носит новые понятия в этом вопросе. Но сравнительный анализ показывает, что упоминаемое выше отличие связано только с допущенными многочисленными техническими и иного рода ошибками. Так, из примерно 20-ти математических выражений, представленных в работе [10], половина из них изложена с различного рода ошибками, о чем более подробно сказано в замечаниях [11].

Далее, один из соавторов работы [10] в своей рукописи [12] предложил в выше изложенной здесь формуле (6) коэффициент (k_0) определять не как в работе [10], а по формуле

$$k_0 = \frac{6Q}{\pi h_0^3 (D_\phi + h_0)}.$$

Обозначения в этой формуле соответствуют выше изложенным обозначениям при анализе формулы (6). И если принять и их значения в ней, принятые там же, то оказывается, что

$$k_0 = \frac{6 \cdot 0,002778}{3,14 \cdot 0,005^3 (0,100 + 0,005)} = 404440.$$

Такое значение свидетельствует о том, что предложение автора работы [12] является ошибочным, а формула (6), предложенная ним и в этой работе не верная. Кроме того, почти все формулы работы [10] с различного рода ошибками нашли место и в работе [12].

Но и в работе [2] не обошлось без подобных и других изъянов. В связи с тем, что условие задержания частички загрязнений жидкости над фильтрующей поверхностью должно быть в виде формулы (2) данной работы, то правые части формул (62) и (63) в работе [2] должны быть увеличены в 2 раза, последняя из которых может быть представлена в виде уравнения

$$\frac{c\rho g}{9\mu}d^2 - (v_\gamma + \frac{Q_2}{S})d + 4cv_z = 0,$$

откуда критический диаметр частички должен определяться из условия

$$d = \frac{v_\gamma + \frac{Q_2}{S} - \sqrt{(v_\gamma + \frac{Q_2}{S})^2 - \frac{16c^2\rho g v_z}{9\mu}}}{\frac{2c\rho g}{9\mu}},$$

значение которого значительно отличается от значения, определяемого по формуле (64) в работе [2], причем не в пользу толкований ее автора.

Перейдя к расчету гидродинамического фильтра с неподвижным фильтроэлементом, автор допустил неправильное изложение формулы (68) и предшествующей ей формулы, которые должны быть вида

$$q = \frac{Q_1(2c+m)^2}{F}; \quad q = \frac{Q_1\pi c^2}{kF},$$

то есть в работе [2] в первой из них площадь отверстия (πc^2) в знаменателе лишняя, а во второй - в числителе отсутствует.

Далее автором не правильно изложены формулы (69) и (70) для определения диаметра конусной части корпуса фильтра на уровне начала и конца длины фильтрующей поверхности фильтроэлемента, которые должны иметь вид

$$D_n = \sqrt{\frac{4Q}{\pi v_{\partial n}} + \frac{Q_1^2(2c+m)^4}{\pi^2 l^2 q^2}}; \quad D_k = \sqrt{\frac{4(Q-Q_1)}{\pi v_{\partial n}} + \frac{Q_1^2(2c+m)^4}{\pi^2 l^2 q^2}}.$$

Первое отношение под корнем обеспечит значительно большие значения упоминаемых диаметров в сравнении с значениями тех же диаметров, определенных по формулам (69) и (70), так как цифра (4) в первом отношении должна быть в числителе, а не в знаменателе.

Требуют корректировки и последние две формулы на стр. 178.

Перейдя далее к расчету смываемости частичек загрязнений с ячеистой поверхности фильтроэлемента, автор оставил рисунок 55 без обозначения диаметра (d) частички и неправильно изложил и формулу (75). Одной из причин неправильного изложения формулы (75) является представленная после нее автором неправильная формула для опреде-

ления площади (A_c) проекции частички, находящейся ниже верхнего уровня ячеистой поверхности фильтроэлемента, в виде

$$A_c = \frac{1}{8} d^2 \left(\arcsin \frac{2c}{d} - \frac{2c}{d} \right).$$

С учетом стиля изложения автором работы [2] она должна была быть вида

$$A_c = S_{ck} - S_{ip} = \frac{d^2 2 \arcsin \frac{2c}{d} - 8c \sqrt{\frac{d^2}{4} - c^2}}{8} = \frac{d^2}{8} 2 \arcsin \frac{2c}{d} - \frac{2c}{2} \sqrt{\frac{d^2}{4} - c^2},$$

где: $S_{ck} = \frac{\pi d^2}{4} \frac{\alpha}{2\pi}$ - на рис. 55 площадь сектора с хордой $2c$ и углом $\alpha = 2 \arcsin \frac{2c}{d}$;

$S_{ip} = \frac{2c}{2} \sqrt{\frac{d^2}{4} - c^2}$ - там же, площадь равнобедренного треугольника с основанием $2c$.

Тогда формула (75) примет вид

$$a_1 d^2 = \frac{\pi d^2}{4} - A_c = \frac{d^2}{8} (2\pi - 2 \arcsin \frac{2c}{d}) + \frac{2c}{2} \sqrt{\frac{d^2}{4} - c^2}.$$

И при
$$x_2 = \frac{(2c)^3}{12A_c} = \frac{16c^3}{3 \left(d^2 2 \arcsin \frac{2c}{d} - 8c \sqrt{\frac{d^2}{4} - c^2} \right)}$$

формула (81) для определения плеча лобовой силы будет вида

$$l_1 = \sqrt{\frac{d^2}{4} - c^2} + \frac{16c^3}{3 \left(d^2 2 \arcsin \frac{2c}{d} - 8c \sqrt{\frac{d^2}{4} - c^2} \right)} = N.$$

Далее и без этих поправок не правильно изложена и формула для определения скорости (u_Δ) смывающего частичку потока. Одной из

причин является допущенная ошибка в уравнении равновесия частички, где неправильно представлена сила, определяемая выражением (78). И несмотря на то, что в следующем же уравнении ошибка была исправлена, но после подстановки в формулу изложение этой силы ошибочное, так как ее правильное выражение должно быть вида

$$P_{\phi} = \pi c^2 \Delta p = \frac{\pi Q^1 \mu}{Fc} (2c + m)^2 \left(3 + \frac{8l}{\pi c}\right),$$

то есть в знаменателе опущена величина (с).

Ошибочно изложена и формула квадрата скорости смывающего потока, вытекающая из уравнения равновесия (80), после подстановки в нее соответствующих значений, так как она должна иметь вид

$$u_{\Delta}^2 = 2g \frac{\frac{\pi}{6}(\gamma_{\phi} - \gamma)d^3 c + \pi c^2 \Delta p}{\gamma(\lambda_x a_1 d^2 l_1 + \lambda_y a_2 d^2 c)}, \quad (7)$$

то есть в знаменателе величина λ_x необоснованно выведена за скобки, в которых обозначение (d) лишено квадрата в последнем слагаемом.

Тогда после подстановок в формулу (7) найденных значений и при $\lambda_y = 0,25$ получим

$$u_{\Delta} = \sqrt{\frac{2g \left[\frac{\pi}{6}(\gamma_{\phi} - \gamma)d^3 c + \frac{\pi Q^1 \mu (2c + m)^2}{Fc} \left(3 + \frac{8l}{\pi c}\right) \right]}{\gamma \left\{ \lambda_x \left[\frac{d^2}{8} (2\pi - 2 \arcsin \frac{2c}{d}) + \frac{2c}{2} \sqrt{\frac{d^2}{4} - c^2} \right] N + 0,25 \pi c^3 \right\}}},$$

что значительно отличается от изложенной автором в его работе [2].

После подстановки в эту формулу выражения $l_1 = N$ сложность ее очевидна, поэтому с учетом принятых различного рода допущений и условностей при разработке теории гидродинамической очистки, площадь сегмента (A_c) можно принять по упрощенной формуле работы [12], которая для данного случае имеет вид

$$A_c = \frac{2}{3} 2c \left(\frac{d}{2} - \sqrt{\frac{d^2}{4} - c^2} \right) = \frac{2c}{3} (d - \sqrt{d^2 - 4c^2}).$$

Тогда в этом случае формулы для определения l_1 и $a_1 d^2$ будут видны

$$l_1 = \frac{\sqrt{d^2 - 4c^2}}{2} + \frac{c^2}{d - \sqrt{d^2 - 4c^2}}; \quad a_1 d^2 = \frac{\pi d^2}{4} - \frac{2c(d - \sqrt{d^2 - 4c^2})}{3}.$$

Для данных условий и при $\lambda_y = 0,25$ смывающая частичку скорость определяется из выражения

$$u_{\Delta} = \sqrt{\frac{2g}{\gamma} \frac{\frac{\pi}{6}(\gamma_q - \gamma)d^3 c + \frac{\pi Q^1 \mu}{Fc}(2c + m)^2(3 + \frac{8l}{\pi c})}{\lambda_x \left[\frac{\pi d^2}{4} - \frac{2c}{3}(d - \sqrt{d^2 - 4c^2}) \right] \left(\frac{\sqrt{d^2 - 4c^2}}{2} + \frac{c^2}{d - \sqrt{d^2 - 4c^2}} \right) + 0,25\pi c^3}}.$$

Там же и ниже, не правильно изложено и выражение для определения высоты частички, выступающей над поверхностью фильтроэлемента, которое из рисунка 55 должно быть следующего вида $\Delta = d/2 + (d^2/4 - c^2)^{0,5}$.

Если еще раз сослаться на то, что теория гидродинамической очистки жидкости создавалась с использованием схемы горизонтально расположенного фильтра типа «цилиндр в конусе», то есть при исследовании горизонтального кольцевого зазора, то следует отметить следующее. Этот тип гидродинамических фильтров явно отличается от других ныне известных типов [3,14,15] гидродинамических очистителей характерной только ему особенностью, касающуюся рассматриваемого вопроса. Краткая суть ее состоит в следующем.

Конструктивное исполнение всех известных неполнопоточных гидродинамических фильтров возможно в трех вариантах. В первом из них скорость потока в начале зазора значительно больше скорости потока в его конце ($v_n > v_k$). Во втором варианте фильтра скорости потока одинаковы ($v_n = v_k$) только в начале и конце зазора. И в третьем варианте фильтра скорость потока жидкости вдоль зазора постоянная ($v_n = v_k = v_{np.cp.}$), который в других работах автор работ [1,2] назвал его идеальным и в рассматриваемом случае реализуемым за счет использования корпуса с параболоидной внутренней поверхностью. В первых двух вариантах фильтра этого типа корпус выполняют в виде усеченного конуса, из которых заслуживает особого внимания второй вариант. Из всех известных ныне типов гидродинамических фильтров, кроме идеальных их вариантов, он имеет самые низкие колебания скорости потока вдоль зазора. Это свидетельствует

о том, что ему присущи самые низкие потери давления жидкости. Причем, скорость потока в зазоре от начала и примерно к его середине постепенно повышается где-то на 5%, а от середины к концу зазора постепенно снижается до первоначального значения. Это свидетельствует и о довольно высокой равномерности очистки жидкости по всей фильтрующей поверхности и значительном приближении к постоянству тонкости ее очистки. И только при вертикальном расположении цилиндра фильтроэлемента в корпусе достигается постоянство тонкости очистки жидкости по всей фильтрующей поверхности.

Для всех вариантов неполнопоточных гидродинамических фильтров с цилиндрическим фильтроэлементом общим является то, что допустимая оптимальная скорость потока жидкости должна быть одинакова на выходе из их зазоров при одинаковых сравниваемых условиях ее очистки. Это объясняется тем, что именно в этом месте зазора определяется возможность слива предварительно заданных максимальных за размером твердых частиц загрязнений.

Особенность второго варианта фильтра типа «цилиндр в конусе» свидетельствует о том, что упоминаемое выше предложение автора работы [9] о целесообразности замены внутренней конической поверхности корпуса фильтра на поверхность в виде двух усеченных конусов по экономическим и техническим причинам является не целесообразным. Ведь при одинаковых скоростях в начале и конце зазора потребное при этом увеличение диаметра корпуса в начале зазора не столь значимо, а результат с достаточной точностью одинаков.

Исследования показывают, что скорости потока в начале зазора и в его конце, имеющие место в двух последних вариантах фильтров донного типа, будут одинаковы только в том случае, если размеры зазора в этих местах находятся в следующей зависимости

$$h_n = \sqrt{\frac{D_\phi^2}{4} + \frac{Q}{Q_2}(D_\phi h_k + h_k^2)} - \frac{D_\phi}{2},$$

где h_n и h_k – размеры зазора в начале и конце, соответственно;

D_ϕ – диаметр фильтроэлемента;

Q и Q_2 – расход жидкости в начале и конце зазора.

Эта зависимость определена из условий равенства входной и сливной скоростей жидкости в зазоре, при котором

$$\frac{Q}{\pi(D_\phi h_n + h_n^2)} = \frac{Q_2}{\pi(D_\phi h_k + h_k^2)}.$$

Поэтому, для варианта фильтра с постоянной продольной средней скоростью, из условий, что

$$\frac{Q}{\pi(D_{\phi}h_n + h_n^2)} = \frac{Q - (Q - Q_2)\frac{l_{np}}{l_{\phi}}}{\pi(D_{\phi}h_{np} + h_{np}^2)},$$

а изменение продольной длины фильтроэлемента исчисляется от начала зазора в сторону его конца, продольные размеры зазора в этом же направлении определяются зависимостью

$$h_{np} = \sqrt{\frac{D_{\phi}^2}{4} + \left[\frac{Q}{Q_2} - \left(\frac{Q}{Q_2} - 1 \right) \frac{l_{np}}{l_{\phi}} \right] (D_{\phi}h_k + h_k^2)} - \frac{D_{\phi}}{2}, \quad (8)$$

где l_{np} и l_{ϕ} соответственно продольная и общая длина фильтрующей части фильтроэлемента.

Проверку правильности выражения (8) проводим исходя из того, что размер (h_k) зазора в его конце является известным (заданным заказчиком). Это объясняется тем, что он является основой в расчетах и определяется из условий того, что в ходе очистки через него должны удаляться частички загрязнений с максимально допустимым диаметром (d_{\max}) в очищаемой жидкости. Поэтому принимаем размер зазора в его конце $h_k = 0,83 \text{ мм} = 0,00083 \text{ м}$, как должно было бы быть в выше приведенном примере при анализе формулы (6). Приняв исходные данные, приведенные там же, и при $l_{np} = 0$ по формуле (8) с достаточной точностью расчета находим размер в начале зазора, равный $h_n = 0,005 \text{ м}$, что соответствует выше исходным данным.

Следовательно, формула (8) выведена правильно и ее следует использовать вместо формулы (6) упоминаемой выше и предложенной авторами работы [10] в ее конце.

По сведениям автора теории гидродинамической очистки фильтры типа «цилиндр в конусе» были широко использованы на пост советском пространстве, причем низкой производительности и преимущественно в виде упоминаемого выше их первого варианта изготовления. Причиной недостаточного использования или вообще не использования второго их варианта, по-видимому, являлось и ныне является отсутствие достаточной информации о нем. Третий вариант в годы отсутствия вообще или наличия в недостаточной мере обрабатывающих станков с программным управлением считался сложным в изготовлении. В по-

следние годы гидродинамические фильтры типа «цилиндр в конусе» с учетом их преимуществ не заслуженно стали мало востребованными. На смену им пришли гидродинамические фильтры типа «цилиндр в цилиндре», описание которых и сути гидродинамической очистки в них также не обошлось без необоснованных толкований и ошибок, о чем будет сказано в следующей публикации.

Таким образом, допущенные в упоминаемых работах технические опечатки и математические ошибки, а также упрощенные изложения некоторых научных терминов, понятных только узкому кругу читателей, искажают научное понимание сути гидродинамической очистки жидкостей более широким кругом читателей, делают информацию о ней не вполне достоверной.

Представленный авторами во всех рассматриваемых работах формулой (1) данной работы принцип гидродинамической очистки жидкости возможно имеет право на существование при каких-то конкретных значениях отношений этого неравенства, но в теории гидродинамической очистки столь вольное, теоретически и практически не обоснованное его толкование не допустимо. Научно обоснованным толкованием этого принципа являются изложенные в данной работе формулы (2-5).

Рассматриваемый принцип очистки жидкостей от механических примесей имеет место во всех гидродинамических фильтрах, называемых в последние годы очистителями. Теория же гидродинамической очистки жидкости в работах [1,2] детально разработана только для условий ее очистки в фильтре типа «цилиндр в конусе», причем с горизонтально расположенным проникаемым цилиндром, т.е. для самых тяжелых условий такой очистки, имеющих место в этом фильтре только в самом верхнем месте его цилиндра. Этим он и отличается от условий очистки в фильтрах как с горизонтально расположенной плоской проникаемой поверхностью и напорным каналом над ней, так и с вертикально расположенными проникаемыми поверхностями. Поэтому вполне очевидно, что достичь максимально эффективных условий очистки жидкости от твердых загрязнений, причем по всей фильтрующей поверхности цилиндрического фильтроэлемента, можно только в очистителе (filtре) с вертикальным его расположением.

Данная работа позволит получить более полное научное и практическое представление о неполнопоточных гидродинамических фильтрах типа «цилиндр в конусе», пополнит информацию о них, будет полезна для научно-технического персонала проектных и промышленных предприятий, студентов учебных заведений и других заинтересованных лиц.

Библиографический список

1. Финкельштейн З.Л. Теория, принципы создания и применение гидродинамических фильтров : дис. ... докт. техн. наук / З.Л. Финкельштейн. – М., 1989. – 527 с.
2. Финкельштейн З.Л. Применение и очистка рабочих жидкостей для горных машин / З.Л. Финкельштейн. – М. : Недра, 1986. - 233 с.
3. Чебан В.Г. Преимущества, недостатки и перспективы самоочищающихся очистителей жидкости / В.Г. Чебан // Сборник научных трудов ДонГТУ. Вып. 30. – Алчевск : ДонГТУ, 2010. – С. 177-183.
4. ООО ПКП "Вектор" Внедрение гидродинамических фильтров [Электронный ресурс] / Режим доступа : <http://www.pkpvector.ru/product/info.php>.
5. Бревнов А.А. Совершенствование гидродинамических фильтров за счет закрутки потока в кольцевой области снаружи фильтроэлемента [Электронный ресурс] / дис. ... канд. техн. наук. - Режим доступа : <http://essuir.sumdu.edu.ua/retrieve/32941/311d.doc>.
6. Пат. 4810389 США, опубл. в журнале Изобретения стран мира № 34, 1989. – С. 74. [Электронный ресурс] / Режим доступа : <http://www.google.com/patents>.
7. Пат. 66208 Україна, МПК B01D33/00,33/06. Бюл. №24, 2011 р.
8. Пат. 21434 Україна, МПК B01D33/00,33/44. Бюл. № 3, 2007 р.
9. Ельшин А.И. Гидродинамический фильтр. А.с. 1291182 СССР, МПК B01D 35/22, 27/12. Опубл. 23.07.87, Бюл. № 7.
10. Финкельштейн З.Л. Методика расчета параметров гидродинамических неполнопоточных фильтров / З.Л. Финкельштейн, Аль-хавалдех Абдалла Сулейман // Вісник СумДУ, № 15, 2000. - С. 15-19.
11. Бондаренко В.П. Замечания к статье Методика расчета гидродинамических неполнопоточных фильтров, опубл. в журнале Вісник СумДУ, № 20. – С. 15-19. / В.П. Бондаренко // Вісник СумДУ, Серія «Технічні науки», № 4, 2011. – С. 202-205.
12. Аль-хавалдех Абдалла Сулейман Дослідження і розробка гідродинамічних очисників моторних мастил. Автореферат дисертації на здобуття наукового ступеня канд. техн. наук. Суми, СумДУ, 2009.
13. Выгодский М.Я. Справочник по элементарной математике / М.Я. Выгодский. - М. : Наука, 1973. – С. 297.
14. Пат. 46507 Україна, МПК B01D29/23, 35/02. Бюл. №2, 2005 р.
15. Пат. 54061 Україна, МПК B01D37/00, 61/14. Бюл. № 20, 2010 р.

ABSTRACTING

CHAPTER “DEVELOPMENT OF MINERAL DEPOSITS”

Litvinsky G.G. Rock pressure for shallow and large depths of the excavation.

A new rocks failure criterion around the workings was proposed. Optimal form of mining development was generalized. The main technical contradictions of mining geomechanics were formulated. A new classification of rock pressure on the "shallow" and "large" depth of excavation was developed.

Keywords: excavation, rock pressure, the criteria and the laws of the destruction, mining geomechanics, classification, depth of development.

Okalelov V.N. Forecast of the average daily load onto the lava using a method of linear discriminant functions.

Substantiation of practicability for using the method of linear discriminant functions to forecast an average daily load onto is given.

Keywords: an average daily load, a working face, linear discriminant functions.

Frumkin R.A., Samkova E.R. Estimation of industrial systems optimization efficiency.

The analysis of methodological principles of closing the optimal criteria of industrial systems is made as well as assessment method of their optimization efficiency is offered.

Keywords: industrial systems, optimization criteria, efficiency of optimization.

Antoshchenko N.I., Filatiev M.V., Syatkovsky S.S. Conditions of formation of the flat bottom of mould of displacement of the terrestrial surface at working off of antratsit layers.

It is analysed known experimental data. It is established that the maximum displacement of a terrestrial surface depends on capacity of a developed layer, the amount of clearing development, depth of conducting mountain works and hardness of breeds. Dependences of depth of a flat bottom mould displacement from capacity of a developed layer for antratsit coals and conditions of the Western Donbass are received.

Keywords: terrestrial surface, face, antratsit layer, flat bottom of mould displacement, experimental data, clearing development.

Klishin M.K., Sklepovich K.Z., Pron P.A. Study state of press and deforming pavement in zone of influence breakage face.

Induced stresses, deformation and burst in pavement at solve problem MFE for line and nonlinear massif are studied.

Keywords: pavement, MFE, induced stress, burst, deformations.

Litvinsky G.G., Fesenko E.V. Researching and optimum design of steel arch supports.

The work of steel arch supports are investigated. Influence of passive reaction of rock is taken into account on bearing strength of frame support. The condition of the optimum design of frame support is formulated.

Keywords: support, strength, calculation, optimum design, rock pressure, load, rock massive.

Okalelov V.N., Lisyanskiy P.L. Methane release dynamics within the area of geological disbalance.

There have been studied the measuring samples for methane release in working face and preparatory slaughter while transition of low amplitude geological disbalance and it was set main task for forecast estimation of its change character.

Keywords: methane release, low amplitude disbalance.

Gaiko G. I., Dolzhikov Y. P. The investigation of massif jointing in sodisjunctive zones.

It had been considered a dependence of coefficient of structural attenuation on density of joints near disjunctive breaking in the article. It had been obtained an empirical dependence density of joints on distance to breaking, and also a general dependence of coefficient of structural attenuation on critical factors near disjunctive breaking.

Keywords: roadway, disjunctive breaking, joints, structural attenuation, dependence.

Kharin E.N., Antoshchenko N.I., Syatkovsky S.S. About design procedure of methane abundant clearing developments and faces of coal mines on the actual gas emanation.

Results of theoretical researches and the analysis of experimental data are given. Limits of increase in coal mining are established at which dependence recommended by the normative document well describes gas evolution in developments. Gas evolution change in degassing wells and the general gas evolution essentially differs from recommended dependence.

Keywords: clearing development, face, forecast of methane abundant, normative documents, gas evolution, coal mining.

Amosov V. A., Marusey O.V. Strength parameters of the device for repair of trucks transport coal mine.

The analysis of the geometrical shape of the deformation body Deaf trolley rail coal and ore mines, proposed the construction of a hydraulic device to restore the body deformations recommendations for the calculation of power parameters of the device.

Keywords: Rail transport, dull car, the deformation of the body, hydraulic system, the contact voltage.

Zayev V.V. Physical modeling of the process heat transfer well with a hot gas generator site of the underground.

Presents a methodology and results of modeling heat transfer pipe heat sink wells and composition of high-temperature environment of the underground gas generator for utilization of heat energy of burning coal seam.

Keywords: power of layer, high temperature area, underground coal gasification, underground gasified, thermal energy, high – temperature zone, combustion, heat transfer, fire slaughter.

Kiziyarov O. L. Investigation of the effect of speed on wall advance in the lava mode of deformation roof.

Results on the effect speed on wall advance on the mode of deformation of the roof.

Keywords: creep, relative deformation, equivalent stress.

Rutkovsky M.A. Substantiation of application of axisymmetric model for calculating cylindrical drum with spiral grooves.

Based on a comparison of the results of finite element modeling and mathematical basis to justify the replacement model of the drum with a spiral groove on the axisymmetric model with a set of grooves.

Keywords: hoisting machine, shaped shell, spiral groove, the shell.

CHAPTER “METALLURGY”

Borovik P.V., Kuberskiy S.V., Maksaev E.N. Mathematical simulation of the stress-strain state of continuous-casted slabs during the cast.

The mathematical model of the stress-strain state of continuous-casted slab during the cast is described. The features of simulation of process are described. The results of simulation for the estimation of possible damage during the continuous-casted process are showed.

Keywords: continuous casting, slab, defect, stress-strain state.

Krymov V.N. Carbonitriding of parts of power equipment.

Influence of carbonitriding in powder mixtures on structure and properties of strengthened layer on steel 25XMΦ was studied. Carbonitriding is found can be used as an alternative to gas nitriding in the manufacture of parts of power equipment.

Keywords: carbonitriding, X-ray analysis, microhardness, surface strengthening.

Borovik P.V. Influence of deformation heating on the results of mathematical modeling of cutting process by shears.

The results of theoretical research of the hot cutting process by shears in coupled deformation-temperature analysis it was showed. Influence of deformation heating at the energy-power parameters of the cutting process by shears it was analyzed. Showed that needed to consider the deformation heating in order to increase accuracy and have developing of calculating methods for the cutting process by shears.

Keywords: shears, cutting force, deformation heating.

Cheban V.G. Research of the speed mode of the liquid in the pressure head channel of ball filter.

Character of change of longitudinal speed is investigational in the pressure head channels of hydrodynamic filter of liquid from hard pollution. The pressure head channels are formed ball surfaces.

Keywords: the speed mode, the pressure head channel, the circular cylinder, the longitudinal speed, the entrance speed, the downlow speed, a ball filter.

Romanchuk A.N., Kravchenko V.M., Romanchuk Y.A. Analysis of the dynamics of changes in the composition of the metal and slag in the smelting of converter overboost.

The results of studies of deep decarburization of the metal in the converters, the dependences describing the dynamics of changes in the chemical composition of the converter bath at the carbon content of 0.08 - 0.02%.

Keywords: desulphuration, dephosphorization, metal, slag, oxygen converter, overboost.

Borovik P.V., Seleznyov M.E. Development of cutting technology of lateral edges of rolled plate by disk knives.

In the article described possibility of improvement of cutting technology of lateral edges of thick plate. The new method of position of the disk shears in the technological line of flatting mill is offered, which allows

to limit the degree of freedom of plate during the cutting, and also to improve the nipping of plate by disk knives. At the result of the kinematics analysis of motion of plate, the factors influencing on the motion kinematics of the plate during the cutting are defined, and that will be base for development of recommendations to application of the offered method.

Keywords: disk knives, cutting, straightening, rolled plate, shears, cutting speed.

Romanchuk A.N., Kravchenko V.M., Romanchuk Y.A. Optimization of the process of dephosphorization of the metal in the smelting of steel in low phosphorous converters.

The results of studies on the effect of depth of decarburization of the metal dephosphorization in the converter. The obtained dependence of the degree of dephosphorization of the metal chemical composition of metal and slag before release.

Keywords: dephosphorization, decarburization, oxygen-converter process, the degree of dephosphorization, basic slag.

Ershov V.M. To question about mechanism of formation of phases in metal at electric-spark alloying.

The results of x-ray photography phase analysis are resulted became cast-irons after the electric-spark alloying iron, graphite and white cast-iron. Active co-operation is shown bearable from an anode to the cathode of materials, new phases appear as a result.

Keywords: a phase x-ray photography analysis electric-spark alloying, became, cast-irons, remaining, austenit, nitrid, carbides.

Petryshchev A.S., Grygor'ev D.S. Some physical and chemical laws of carbothermic restoration of tungsten.

Researches and assaying of the gear of restoration of tungsten probes are conducted in system W-O-C with reference to technology derivings metallized ore concentrates of tungsten and technogenic oxide tungsten-contain waste. The common are considered thermodynamic regularities, the phase and structural transformations leaking at carbothermic restoration of oxide tungsten-contain raw materials.

Keywords: the thermodynamic analysis, probability of reactions, phase transformations, carbothermic restoration, carbide-forming.

Bozhanova E.S. Electrochemical concentration of chrome (III) from weak solutions in the process of metallurgical waste products recycling.

Results of experimental researches regarding influence of electrode processes running during the chrome extraction from weak solutions using voltamperometrical methods are given in the report. Research regarding influence of certain factors on the analytical signal value in chrome stripping voltammetry.

Keywords: amalgamation process, stripping voltammetry, amalgamate mercury film electrodes, discharge ionization, metallic waste products recycling, electrochemical concentration.

Mishin I.V. Application of hot reducing gases in ironmaking process.

The results of theoretical investigations of optimal conditions of injection of hot reducing gases in the hearth of blast furnace, alone and with the rate of pulverized coal of 100 and 150 kg / t of pig iron are presented.

Keywords: hot reducing gases, factor replacement, pulverized coal.

Chumak Yu. A., Shpakov V. A. Research of reduction gear drive vertical heavy mill stand.

The results of practical observations of the work of combined reducers drive rollers vertical mill stands 600, as a result of failure data obtained dependencies, describing the reliability drive, found units and components that need to improve.

Keywords: combined redactor; section mill; durability of drive; bearing; lubricating system.

CHAPTER “CIVIL ENGINEERING”

Dolzhikov P.N., Furdey P.G., Ivlieva E.O. Resource conservation technology elimination of underground voids filling blend based on production waste.

The article discussed the possibility of use in backfilling mixtures of waste coal and metallurgical industry developed for to eliminate the mining spaces. Rationale for recipes of resource-filling blend of artificial devices to the base of buildings.

Keywords: mining spaces, backfilling mixture, waste production, artificial bases, resource conservation.

Drozd G.Ya., Bizirka I.I. Physical and chemical properties of the deposited precipitations of sewages (ilov) from positions of the use them as mineral powder.

The results of research of financial composition and power ability of constituents of dry matter of precipitations of sewages are resulted from positions of the use them as mineral powder in asphaltic concrete.

Keywords: silt sediment of sewages, mineral powder, charge of surface of particles.

Psyuk V.V., Golodnov A.I., Karapetyan S.Kh. Research the residual stress state in rolling i-beam.

The results of research the residual stress state after the I-beam regulation method of the local thermal influence. Experimental research were performed destroying method. In determining the deformation field on the prepared surface were glued tensoresistors symmetrically on the cutting line on the inside as well as on the outer surfaces of the profiles. Then was made cutting of beams, removal of intermediate and final results.

Keywords: I-beam, pre-stress, the residual stress state (RSS), the residual stresses (RS), which destroys the method.

Drozd G.J., Khvortova M.Y. Maintenance of durability of manifold-communication tunnel in Ashgabad in conditions of biological effect.

The methods of degree aggressiveness calculation of a gas-biogenetic of an operation medium and prediction of corrosive defeat zones in sewer channels on an example of Ashgabads drainage communication tunnel are shown.

Keywords: corrosion, sewer, communication tunnel, hostile environment, concrete, computation methods.

Karapetyan S.Kh., Psyuk V.V., Otrosh Y.A. Experimental study off the effect of repeated small loadings on the stress strain state of eccentrically compressed reinforced concrete columns.

The result of experimental studies of the effect of repeated loadings on the stability of a high level of flexibility is eccentrically compressed columns. The influence of the level and number of loading cycles on the strength, stability and deformations of reinforced concrete columns.

Keywords: repeated loadings, number of loading cycles, eccentrically compression, stability, strength, flexibility, stressed and strain state.

Belevcova N., Medved I. Research of trajectories of conical shell deformation influenced by nonisothermic temperature field.

The paper studies trajectories of conical shell deformation influenced by nonisothermic temperature field.

Keywords: nonisothermic heat, conical shell, deformation trajectories.

CHAPTER “ELECTRICAL ENGINEERING. RADIOTECHNOLOGY”

Dzyuba V.L., Korsunov K.A., Sergienko S.N. Results of cold blowing out of the model of the plasmatron.

The results of the cold blowing out of model of plasmatron, dependences, allowing to execute the calculations of geometrical parameters of the sectionalized cathode knot of the plasmatron.

Keywords: cathode knot, model of the plasmatron, dynamics of gaz, whirlwind flows, expense of protective gas.

Polilov E.V. Robust control of uncertain electromechanical systems.

In the given paper robust control system of the position electric drive with H_∞ -suboptimal position controller synthesis is represented, working in the conditions of the incomplete information on object and with the account of its structural uncertainty.

Keywords: robust control, uncertainty, H_∞ -norm, suboptimal controller.

Druchin V.G., Tkachov R.Yu. Two regulator system controls by an object with delay.

The method of synthesis of the system of c is examined by two regulators for one-dimensional linear objects with a delay. Managing devices will be realized on the base of integrating filters, expressions over are brought, providing the calculation of parameters of regulator on the set indexes of quality.

Keywords: system with two regulators, integrating filter, delay.

Barakin O.G., Kvashnina O.V. System of phase control thyristor voltage converter for electric heater of column ammonia synthesis.

The article analyzes possible accident conditions of electric heater for column ammonia synthesis. We propose a method regulating power electric heater for eliminating the emergency modes.

Keywords: ammonia, converter, electric heater, safety.

Kukharev A.L. Development and testing of the high-voltage frequency converter.

Results of developments and researches of the high-voltage frequency converter of cascade type for the electric drive by 6 kV, 2 MW are resulted.

Necessity is proved and the scheme for improvement bypass circuit for power cells.

Keywords: high-voltage multilevel converter, bypass circuit, thermal calculations, loading tests.

Polilov E.V., Rudnev E.S., Skorik S.P. Selection weighting functions in the H_∞ -theory of robust control of electric drive.

In the given paper you can consider the general theoretical and engineering guidelines for the selection frequency-dependent weighting functions; these functions are used in H_∞ Control Theory for assurance of transient performance and for giving robustness to a control system.

Keywords: weighting functions, robust control, sensitivity function.

Bielokha G.S., Dryuchin V.G., Samcheleev Yu.P. Universal power supply with an extended range current regulation.

Showing the construction of a universal power supply with an extended range of current adjustment, its mathematical model is presented, obtained diagrams illustrating the results of its operation.

Keywords: power source converter, control range.

Filatov M.A., Gritsyuk V.Yu., Lysak V.V. Assessment of the possibility of using electromechanical desintegrator in technology preparation of coal-water fuel.

Is shown efficiency of electromechanical desintegrator multifactorial actions in technology preparation of coal-water fuel on example crushing of coal.

Keywords: electromechanical desintegrator, coal-water fuel, granulometric composition.

Rudnev E.S. Comparative analysis of H_2 , H_∞ and μ -controllers robust control systems synchronous electric drive.

The paper presents a comparative analysis of H_2 , H_∞ and μ -controllers of robust control systems based on synchronous electric drive. The synthesized controllers provide the control system robust performance given the quality and speed accuracy.

Keywords: robust control, H_2 , H_∞ and μ -controllers, synchronous electric drive.

Gritsyuk V.Yu. Research the mechanical characteristics of polyfunctional electromechanical transducers with a perforated hollow rotor.

Obtain a mechanical characteristics under various schemes perforation of a hollow ferromagnetic rotor, as well as for different values of its design parameters. Established pattern, which determines the effect of the degree of perforation of a hollow ferromagnetic rotor on the value of the electromagnetic torque.

Keywords: polyfunctional electromechanical transducer, perforated rotor, mechanical characteristics, finite element method.

ТРЕБОВАНИЯ

к рукописям научных статей и порядок их рассмотрения при подготовке к выпуску сборника научных трудов ДонГТУ

Статьи должны представляться в соответствии с требованиями ВАК Украины (Перелік № 1 за 2003г). Сборник научных трудов издается три раза в год. Сборник формирует информационный отдел: 94204, г. Алчевск, пр. Ленина, 16, ДонГТУ, тел/факс (06442) 2-68-87, Email: 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 должны сопровождаться рекомендательным письмом и рецензией. 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.

Стоимость участия в сборнике научных трудов Дон ГТУ для авторов сторонних организаций составляет 100 грн. за 1 статью (в цену входит: публикация статьи в сборнике и почтовые расходы по доставке авторского экземпляра заказным письмом по территории Украины) и перечисляется на регистрационный счет:

Получатель: Дон ГТУ

Код: 02070708

Банк: ГУГКСУ в Луганской обл., МФО 804013,
р/сч 31252273210230

Назначение платежа: полиграфические услуги (указать Ф.И.О. первого автора статьи).

При неправильном заполнении графы «Назначение платежа» работа не будет считаться оплаченной. Платеж с НДС. Почтовым переводом оплату не производить.

На одну работу (независимо от количества авторов) отправляется 1 авторский экземпляр сборника.

Проверьте правильность заполнения платежных реквизитов, обратите особое внимание на номер регистрационного счета и назначение платежа.

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.

За авторами статьи остаётся право выделения жирным шрифтом названия обязательных элементов статьи.

ТРЕБОВАНИЯ К ОФОРМЛЕНИЮ

1. Текст рукописи статьи от 5 до 10 страниц на белой бумаге формата А4 (210х297 мм) с полями: верхнее, левое, правое, нижнее – 28 мм. Страницы не нумеруются. Рукопись статьи оформляется с применением редактора WinWord (не ниже версии 6.0 и не старше версии 11(2003))

шрифтом Times New Roman, размером 14, одинарным интервалом, 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 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. Статья не должна заканчиваться рисунком.

4. Абзац содержащий формулы должен иметь следующие параметры: выравнивание по левому краю, без абзаца, интервал перед и после абзаца 14 пт, позиции табуляции – 7,75 см по центру (для расположения формулы) и 15,4 см по правому краю (для расположения номера формулы). Формулы выполняются с помощью редактора формул

Microsoft Equation 3 математическим стилем, 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 согласно ДСТУ ГОСТ 7.1:2006 «Бібліографічний запис. Бібліографічний опис. Загальні вимоги та правила складання», курсивом и должен быть составлен в порядке упоминания в тексте. Ссылки на литературу заключаются в квадратные скобки. Рекомендованное количество ссылок – не более восьми.

7. Текст статьи предоставляется на электронном носителе и в печатном виде, сопроводительная документация только в печатном виде.

СОПРОВОДИТЕЛЬНАЯ ДОКУМЕНТАЦИЯ

Рецензия специалистов редакционной коллегии ДонГТУ с указанием раздела сборника, в который будет размещена статья.

СОДЕРЖАНИЕ

Разработка полезных ископаемых

Литвинский Г.Г. ГОРНОЕ ДАВЛЕНИЕ НА МАЛЫХ И БОЛЬШИХ ГЛУБИНАХ РАЗРАБОТКИ	5
Окалелов В.Н. ПРОГНОЗ СРЕДНЕСУТОЧНОЙ НАГРУЗКИ НА ЛАВУ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ МЕТОДА ЛИНЕЙНЫХ ДИСКРИМИНАНТНЫХ ФУНКЦИЙ.....	20
Фрумкин Р.А., Самкова Э.Р. ОЦЕНКА ЭФФЕКТИВНОСТИ ОПТИМИЗАЦИИ ПРОИЗВОДСТВЕННЫХ СИСТЕМ	28
Антощенко Н.И., Филатьев М.В., Сятковский С.С. УСЛОВИЯ ОБРАЗОВАНИЯ ПЛОСКОГО ДНА МУЛЬДЫ СДВИЖЕНИЯ ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ОТРАБОТКЕ АНТРАЦИТОВЫХ ПЛАСТОВ	33
Клишин Н.К., Склепович К.З., Пронь П.А. ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО – ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ПОЧВЫ ВЫРАБОТКИ В ЗОНЕ ВЛИЯНИЯ ОЧИСТНОГО ЗАБОЯ.....	40
Литвинский Г.Г., Фесенко Э.В. ИССЛЕДОВАНИЕ И ОПТИМАЛЬНОЕ ПРОЕКТИРОВАНИЕ СТАЛЬНЫХ АРОЧНЫХ КРЕПЕЙ.....	50
Окалелов В.Н., Лисянский П.Л. О МЕТАНОВЫДЕЛЕНИИ В ОКРЕСТНОСТИ ГЕОЛОГИЧЕСКИХ НАРУШЕНИЙ	64
Гайко Г.И., Должиков Ю.П. ИССЛЕДОВАНИЯ ТРЕЩИНОВАТОСТИ ПОРОДНОГО МАССИВА В СОДИЗЪЮНКТИВНЫХ ЗОНАХ.....	69

Харин Е. Н., Антощенко Н. И., Сятковский С. С. О МЕТОДИКЕ РАСЧЕТА МЕТАНООБИЛЬНОСТИ ОЧИСТНЫХ ВЫРАБОТОК И ВЫЕМОЧНЫХ УЧАСТКОВ УГОЛЬНЫХ ШАХТ ПО ФАКТИЧЕСКОМУ ГАЗОВЫДЕЛЕНИЮ	76
Амосов В.А., Марусей О.В. СИЛОВЫЕ ПАРАМЕТРЫ УСТРОЙСТВА ДЛЯ РЕМОНТА ВАГОНЕТОК ШАХТНОГО ТРАНСПОРТА	87
Заев В.В. ФИЗИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ТЕПЛООБМЕНА В ПОДЗЕМНОМ ГАЗОГЕНЕРАТОРЕ	94
Кизияров О.Л. ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ СКОРОСТИ ПОДВИГАНИЯ ОЧИСТНОГО ЗАБОЯ НА НДС КРОВЛИ В ЛАВЕ	102
Рутковский М.А. ОБОСНОВАНИЕ ПРИМЕНЕНИЯ ОСЕСИММЕТРИЧНОЙ МОДЕЛИ ДЛЯ РАСЧЕТА ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ БАРАБАНОВ СО СПИРАЛЬНОЙ КАНАВКОЙ	110

Металлургия

Боровик П.В., Куберский С.В., Максаев Е.Н. МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО- ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ НЕПРЕРЫВНОЛИТОГО СЛЯБА В ПРОЦЕССЕ РАЗЛИВКИ...	119
Крымов В.Н. КАРБОНИТРАЦИЯ ДЕТАЛЕЙ ПАРОСИЛОВЫХ УСТАНОВОК	128
Боровик П.В. ВЛИЯНИЕ ДЕФОРМАЦИОННОГО НАГРЕВА НА РЕЗУЛЬТАТЫ МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРОЦЕССА РЕЗКИ НА НОЖНИЦАХ	135
Чебан В.Г. ИССЛЕДОВАНИЕ СКОРОСТНОГО РЕЖИМА ЖИДКОСТИ В НАПОРНОМ КАНАЛЕ ШАРОВОГО ОЧИСТИТЕЛЯ	141

Романчук А.Н., Кравченко В.М., Романчук Я.А. АНАЛИЗ ДИНАМИКИ ИЗМЕНЕНИЯ СОСТАВА МЕТАЛЛА И ШЛАКА ПРИ ПЕРЕДУВЕ КОНВЕРТЕРНОЙ ПЛАВКИ.....	151
Боровик П.В., Селезнёв М.Е. РАЗВИТИЕ ТЕХНОЛОГИИ ОБРЕЗКИ БОКОВЫХ КРОМОК ЛИСТОВОГО ПРОКАТА ДИСКОВЫМИ НОЖАМИ	156
Романчук А.Н., Кравченко В.М., Романчук Я.А. ОПТИМИЗАЦИЯ ПРОЦЕССА ДЕФОСФОРАЦИИ МЕТАЛЛА ПРИ ВЫПЛАВКЕ НИЗКОФОСФОРИСТОЙ СТАЛИ В КИСЛОРОДНЫХ КОНВЕРТЕРАХ	164
Ершов В.М. К ВОПРОСУ О МЕХАНИЗМЕ ОБРАЗОВАНИЯ ФАЗ В МЕТАЛЛЕ ПРИ ЭЛЕКТРОИСКРОВОМ ЛЕГИРОВАНИИ	170
Петрищев А.С., Григорьев Д.С. НЕКОТОРЫЕ ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТИ УГЛЕРОДОТЕРМИЧЕСКОГО ВОССТАНОВЛЕНИЯ ВОЛЬФРАМА	179
Божанова Е.С. ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКОЕ КОНЦЕНТРИРОВАНИЕ ХРОМА(III) ИЗ РАЗБАВЛЕННЫХ РАСТВОРОВ ПРИ ПЕРЕРАБОТКЕ ОТХОДОВ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКОГО ПРОИЗВОДСТВА	188
Мишин И.В. ПРИМЕНЕНИЕ ГОРЯЧИХ ВОССТАНОВИТЕЛЬНЫХ ГАЗОВ В ДОМЕННОЙ ПЛАВКЕ	197
Чумак Ю. А., Шпаков В. А. ИССЛЕДОВАНИЕ РЕДУКТОРОВ ПРИВОДА ВЕРТИКАЛЬНЫХ КЛЕТЕЙ КРУПНОСОРТОВОГО СТАНА.	205

Строительство

Должиков П.Н., Фурдей П.Г., Ивлиева Е.О. РЕСУРСОСБЕРЕГАЮЩИЕ ТЕХНОЛОГИИ ЛИКВИДАЦИИ ПОДЗЕМНЫХ ПУСТОТ ЗАКЛАДОЧНЫМИ СМЕСЯМИ НА ОСНОВЕ ОТХОДОВ ПРОИЗВОДСТВА	217
---	-----

Дрозд Г.Я., Бизирка И.И. ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ДЕПОНИРОВАННЫХ ОСАДКОВ СТОЧНЫХ ВОД (ИЛОВ) С ПОЗИЦИЙ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ИХ В КАЧЕСТВЕ МИНЕРАЛЬНОГО ПОРОШКА	225
Псюк В.В., Голоднов А.И., Карапетян С.Х. ИССЛЕДОВАНИЕ ОСТАТОЧНОГО НАПРЯЖЁННОГО СОСТОЯНИЯ В ПРОКАТНЫХ ДВУТАВРАХ	231
Дрозд Г.Я., Хвортова М.Ю. ОБЕСПЕЧЕНИЕ ЭКСПЛУАТАЦИОННОЙ НАДЕЖНОСТИ ДРЕНАЖНО - КОММУНИКАЦИОННОГО ТОННЕЛЯ В УСЛОВИЯХ БИОЛОГИЧЕСКОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ	239
Карапетян С.Х., Псюк В.В., Отрош Ю.А. ВЛИЯНИЕ НЕМНОГОКРАТНО ПОВТОРНЫХ НАГРУЖЕНИЙ НА НЕСУЩУЮ СПОСОБНОСТЬ ВНЕЦЕНТРЕННО СЖАТЫХ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ СТОЕК..	250
Белевцова Н.Л., Медведь И. И. ИССЛЕДОВАНИЕ ТРАЕКТОРИЙ ДЕФОРМИРОВАНИЯ КОНИЧЕСКОЙ ОБОЛОЧКИ, НАХОДЯЩЕЙСЯ В УСЛОВИЯХ НЕИЗОТЕРМИЧЕСКОГО НАГРЕВА.....	256
Электротехника. Радиотехника	
Дзюба В. Л., Корсунов К.А., Сергиенко С.Н. РЕЗУЛЬТАТЫ ХОЛОДНЫХ ПРОДУВОК МОДЕЛИ ПЛАЗМОТРОНА.....	267
Полилов Е.В. РОБАСТНОЕ УПРАВЛЕНИЕ ПАРАМЕТРИЧЕСКИ НЕОПРЕДЕЛЕННОЙ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОЙ СИСТЕМОЙ	275
Дрючин В.Г. , Ткачев Р.Ю. ДВУХРЕГУЛЯТОРНАЯ СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ ОБЪЕКТОМ С ЗАПАЗДЫВАНИЕМ	284
Баракин А.Г., Квашнина О.В. СИСТЕМА ФАЗОВОГО РЕГУЛИРОВАНИЯ ТИРИСТОРНОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ НАПРЯЖЕНИЯ ЭЛЕКТРОНАГРЕВАТЕЛЯ КОЛОННЫ СИНТЕЗА АММИАКА	292

Кухарев А. Л. РАЗРАБОТКА И ИСПЫТАНИЕ ВЫСОКОВОЛЬТНОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ ЧАСТОТЫ.....	297
Полилов Е.В., Руднев Е.С., Скорик С.П. ВЫБОР ВЕСОВЫХ ФУНКЦИЙ В H_∞ -ТЕОРИИ РОБАСТНОГО УПРАВЛЕНИЯ ЭЛЕКТРОПРИВОДАМИ.....	307
Белоха Г.С., Дрючин В.Г., Самчелеев Ю.П. УНИВЕРСАЛЬНЫЙ ИСТОЧНИК ПИТАНИЯ С РАСШИРЕННЫМ ДИАПАЗОНОМ РЕГУЛИРОВАНИЯ ТОКА	317
Филатов М.А., Грицюк В.Ю., Котлярова (Лысак) В.В. ОЦЕНКА ВОЗМОЖНОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОГО ДЕЗИНТЕГРАТОРА В ТЕХНОЛОГИИ ПРИГОТОВЛЕНИЯ ВОДОУГОЛЬНОГО ТОПЛИВА	325
Руднев Е.С. СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ H_2 , H_∞ И μ -РЕГУЛЯТОРОВ РОБАСТНЫХ СИСТЕМ УПРАВЛЕНИЯ СИНХРОННЫМ ЭЛЕКТРОПРИВОДОМ	330
Грицюк В.Ю. ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ПОЛИФУНКЦИОНАЛЬНЫХ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ С ПОЛЫМ ПЕРФОРИРОВАННЫМ РОТОРОМ	338

Полемика

Бондаренко В.П. О СУТИ ГИДРОДИНАМИЧЕСКОЙ ОЧИСТКИ ЖИДКОСТИ В ОЧИСТИТЕЛЯХ ТИПА «ЦИЛИНДР В КОНУСЕ».....	355
ABSTRACTING	370
ТРЕБОВАНИЯ к рукописям научных статей и порядок их рассмотрения при подготовке к выпуску сборника научных трудов ДонГТУ	380

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

ЗБІРНИК НАУКОВИХ ПРАЦЬ ДОНБАСЬКОГО ДЕРЖАВНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ

Випуск 37

Головний редактор

Заблудський 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 „2012. Формат 60×84¹/₁₆. Папір офс.
Друк RISO. Ум.друк.арк . Зам. № . Наклад пр.
Видавництво не несе відповідальності 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