

**МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ УКРАИНЫ**



# **СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ**

***ДОНБАССКОГО ГОСУДАРСТВЕННОГО  
ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА***

***Выпуск 39***

Алчевск  
2013



МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ УКРАИНЫ

**Сборник научных трудов  
Донбасского государственного  
технического университета**

Выпуск 39

Алчевск  
2013

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 1999 г. № 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 № 10807 от 27.12.2005*

*Постановлением президиума ВАК Украины от 14 октября 2009 г. № 1-05/4  
сборник прошел перерегистрацию*

*Рекомендовано ученым советом и редакционной коллегией ДонГТУ  
(Протокол № 3 от 28.03.2013)*

**Главный редактор**

**Антощенко Н. И.** – докт. техн. наук.

**Редакционная коллегия:**

С. В. Семирягин – зам. гл. ред., канд. техн. наук,  
Н. Н. Заблодский – докт. техн. наук,  
С. Н. Петрушов – докт. техн. наук,  
А. М. Новохатский – докт. техн. наук,  
Г. Г. Литвинский – докт. техн. наук,  
Р. А. Фрумкин – докт. техн. наук,  
Г. В. Бабиюк – докт. техн. наук,  
Г. И. Гайко – докт. техн. наук,  
Н. К. Клишин – докт. техн. наук,  
А. Ф. 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. Улышин – докт. техн. наук,  
А. И. Давиденко – докт. техн. наук,  
Г. Я. Дрозд – докт. техн. наук,  
В. Н. Ульяницкий – канд. техн. наук,  
Ю. Э. Паэрланд – канд. техн. наук,  
С. А. Скомская – секретарь редакционной коллегии.

С-41

Сборник научных трудов Донбасского государственного технического  
университета. Вып. 39. – Алчевск: ДонГТУ, 2013. – 295 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

© ДонГТУ, 2013

© дизайн обложки И. Н. Косик, 2013

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

ISSN 2077-1738

**РАЗРАБОТКА ПОЛЕЗНЫХ  
ИСКОПАЕМЫХ**





д.т.н. Фрумкин Р.А.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

## ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ МЕТОДОЛОГИИ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ МНОГОПАРАМЕТРИЧЕСКИХ ГОРНЫХ ПРОЦЕССОВ И ЯВЛЕНИЙ

*Викладено теоретичні підґрунтя методології прогнозування багатопараметричних гірничих процесів і явищ.*

**Ключові слова:** багатопараметричні гірничі процеси і явища, теорія, методологія, прогнозування.

*Изложены теоретические основы методологии прогнозирования многопараметрических горных процессов и явлений.*

**Ключевые слова:** многопараметрические горные процессы и явления, теория, методология, прогнозирование.

**Введение.** Методология прогнозирования многопараметрических горных процессов и явлений впервые была предложена автором в 1973 году в виде конкретных алгоритмов для их изучения, анализа и прогноза [1]. Учитывая простоту её практического применения, доступность для широкого круга пользователей и ряд других крупных преимуществ по сравнению с существующими методами, уже после первых публикаций автора она начала широко использоваться в работах ДонГТУ, ИГД им. А.А.Скочинского, МГГУ, ЮРТУ, ГИГС, ТулГУ, ВНИГРИуголь, ЦНИЭИ-уголь и др. НИИ, вузах, проектных и производственных организациях при ведении НИР, проектировании и планировании горных работ. Как первая, так и последующие публикации автора, в которых она получила дальнейшее развитие, были рассчитаны на читателя, имеющего минимальную математическую подготовку, особенно в области теорий вероятностей, распознавания и принятия решений. Основной целью, которая преследовалась автором при этом, было убедить потребителя в эффективности предложенной методологии, её высокой надёжности, привлекательности и доступности для использования инженерно-техническими работниками производства, студентами, аспирантами, рядовыми научными сотрудниками, проектировщиками, работниками плано-

вых и управленческих структур. Поэтому теоретические основы предложенной методологии оказались не опубликованными, что, безусловно, является существенным пробелом.

В настоящей работе автор попытался в доходчивой форме изложить суть теории, основные её идеи, опуская наиболее сложные математические выкладки и используя математический аппарат в объёме технического вуза, что позволит в дальнейшем не только грамотно её применять, но и исключить ошибки, допускаемые при интерпретации получаемых результатов.

**Концепция различия У.Р.Эшби.** Основополагающей идеей, положенной в основу предложенной методологии, является идея количественной оценки различий при сравниваемых состояниях процесса или явления.

Вторую главу своей известной книги "Введение в кибернетику" У.Р.Эшби [2] начинает так: "Самым фундаментальным понятием кибернетики является понятие "различия", означающее, что либо две вещи ощутимо различны, либо одна вещь изменилась в течение времени". Таким образом, не понятия "система", "обратная связь", "информация", "управление" и др., а понятие различия считается самым фундаментальным в кибернетике. Эту оригинальную концепцию У.Р.Эшби можно назвать "концепцией различия". Её с полным

основанием следует считать основополагающей и для теории естественнонаучного эксперимента, в том числе в горных науках. Действительно, от того, какой вклад вносит фактор или система факторов в различие тех или иных явлений (например, выбросо- и невыбросоопасного состояния массива) зависит наше понимание роли фактора в исследовании этих явлений. Даже оценка взаимосвязи между факторами и конструирование структурных параметров, а также выявление взаимосвязей между целевыми (результативными) и информативными признаками (факторами) в основе своей обеспечивается умением оценивать различие.

Концепция различия У.Р.Эшби лежит в основе и одного из основополагающих понятий кибернетики-и н ф о р м а ц и .

Одна из трудностей, возникающих при выявлении различий, заключается в том, что не всегда ясно, какие множества (образы, классы, явления) следует считать различными. Когда они не пересекаются, то обычно нет сомнений в их различии. Однако для пересекающихся множеств необходимо установить некоторые формальные правила, позволяющие делать выводы об их различии с заданным уровнем надёжности.

**Сравнение эмпирических образов. Модели Фишера, Неймана-Пирсона и их ограничения.** Задачи установления сходства и различий исследуемых объектов рассматриваются в теории распознавания образов, широко использующей математический аппарат теорий вероятностей, математической статистики, информации и принятия решений.

В терминах этой теории введем следующие основные понятия и обозначения.

Пусть  $x_1, x_2, \dots, x_n$  – различные признаки, характеризующие рассматриваемые состояния,  $X = (x_1, x_2, \dots, x_n)$  – вектор, компонентами которого являются эти признаки. Обозначим через  $\{X_{A_1}\}$  и  $\{X_{A_2}\}$  эмпирические образы двух состояний процесса  $A_1$  и  $A_2$ , а через  $\{x_{A_1}\}$  и  $\{x_{A_2}\}$  – соответствующие им теоретические образы.

Под эмпирическим образом будем понимать конечное множество точек в многомерном пространстве признаков, т.е. множество различных представлений объекта, из которых вычлениются наиболее устойчивые, инвариантные его характеристики или состояния.

Теоретический образ является математической абстракцией, аналогом генеральной совокупности, представляющей собой бесконечное множество наблюдений. Следуя Фишеру, будем считать, что один и тот же теоретический образ (генеральная совокупность), обусловленный системой информативных признаков, имеет бесчисленное количество реализаций в виде эмпирических образов (конечных выборок из генеральной совокупности). Будем считать два эмпирических образа неразличимыми, если они принадлежат одному и тому же теоретическому образу. Когда же эмпирические образы принадлежат разным теоретическим образам, то они считаются различными.

Задача объективной классификации (или, что то же, задача обучения распознаванию образов) состоит в том, чтобы на основании информации, заключенной в эмпирических образах, для каждого вектора сделать вывод (прогноз) о его принадлежности к множеству  $\{x_{A_1}\}$  или множеству  $\{x_{A_2}\}$ :

$$X = (x_1, x_2, \dots, x_n) \in \{x_{A_1}\} \cup \{x_{A_2}\}. \quad (1)$$

Методы решения этой задачи рассмотрены в специальной литературе [3, 4]. Мы остановимся только на наиболее простой и основополагающей из них: распознавание одного из двух состояний процесса или явления.

Эффективность и простота решения задачи классификации на два класса зависят от того, как отделяются эмпирические образы друг от друга. Для нормальных образов (точки которых являются реализациями нормального распределения) адекватной мерой этой делимости является расстояние Маханалебиса [3, 4]:

$$T^2 = (M_1 - M_2) R^{-1} (M_1 - M_2)^T, \quad (2)$$

где  $M_1$  и  $M_2$  – векторы средних сопоставляемых образов;

$R$  – матрица ковариаций: знак  $(^T)$  означает операцию транспонирования, а  $(^{-1})$  – обращение матрицы.

В более общем случае расстояние между образами оценивается информационными статистиками [3, 4]:

$$I_{(1,2)} = \int \int_{\{x_{A_1}\} \cup \{x_{A_2}\}} \dots \int ((P_1(X_1, X_2, \dots, X_n) - P_2(X_1, X_2, \dots, X_n)) \times \log \frac{P_1(X_1, X_2, \dots, X_n)}{P_2(X_1, X_2, \dots, X_n)} dX_1 dX_2 \dots dX_n, \quad (3)$$

где  $P_1(X_1, X_2, \dots, X_n)$  и  $P_2(X_1, X_2, \dots, X_n)$  – плотности вероятностей вектора  $X$  соответственно для состояний 1 и 2, а  $n$  – мерная область интегрирования состоит из всех точек множеств  $\{x_{A_1}\}$  и  $\{x_{A_2}\}$ .

Чем больше расстояние (2), тем с большим уровнем значимости устанавливается различие между средними векторами сопоставляемых эмпирических образов. Однако и тогда, когда выводы о статистическом различии  $\{X_{A_1}\}$  и  $\{X_{A_2}\}$  делаются с высоким уровнем значимости, пересечение  $\Pi = \{X_{A_1}\} \cap \{X_{A_2}\}$  может заключать значительную часть эмпирических образов. А если  $\Pi$  не пусто, то ошибки при прогнозе неизбежны. При этом чем больше  $\Pi$ , тем больше их будет. Поэтому сам факт выявления статистических различий для эмпирических образов еще не обеспечивает хорошей классификации (прогноза).

Чтобы уменьшить зону пересечения эмпирических образов, Фишер предложил предварительно находить такое линейное преобразование множества  $\{X_{A_1}\} \cup \{X_{A_2}\}$ , в результате которого расстояние между множествами  $\{X_{A_1}\}$  и  $\{X_{A_2}\}$  стало бы наибольшим из всех возможных. Это преобразование сводится к тому, что для линейной формы результатов наблюдений, называемой дискриминантной функцией, находятся соответствующие коэффициенты  $c_1, c_2, \dots, c_n$ ,

которые обеспечивают максимум дисперсии:

$$\{X_{A_1}\} \cup \{X_{A_2}\}: Z = c_1 x_1 + c_2 x_2 + \dots + c_n x_n. \quad (4)$$

В результате решения экстремальной задачи Фишер установил, что если ковариационные матрицы для эмпирических образов равны  $R = R_1 = R_2$ , а  $M_1 - M_2$  – разность средних векторов, то

$$C = \begin{pmatrix} c_1 \\ c_2 \\ \vdots \\ c_n \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} r_{11} & r_{12} & \dots & r_{1n} \\ r_{21} & r_{22} & \dots & r_{2n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ r_{n1} & r_{n2} & \dots & r_{nn} \end{pmatrix}^{-1} \begin{pmatrix} m_1^1 - m_1^2 \\ m_2^1 - m_2^2 \\ \vdots \\ m_n^1 - m_n^2 \end{pmatrix}, \quad (5)$$

где  $r_{ij}$  – коэффициенты парной корреляции;

$m_i$  – средние значения соответствующих векторов.

Классификация теперь осуществляется следующим образом: находится некоторое пороговое число  $Q$ ; если для вектора  $X = (x_1, x_2, \dots, x_n)$ ,

$$c_1 x_1 + c_2 x_2 + c_3 x_3 + \dots + c_n x_n > Q, \quad (6)$$

то принимается решение, что он принадлежит  $\{X_{A_1}\}$ , а если  $c_1 x_1 + c_2 x_2 + c_3 x_3 + \dots + c_n x_n < Q$ , то  $X \in \{X_{A_2}\}$ .

Хотя нахождение коэффициентов линейной формы не предполагает допущения о нормальности распределения элементов эмпирических образов, эффективность этого метода существенно зависит от характера распределения  $X$ , так как нахождение вектора  $C = (c_1, c_2, \dots, c_n)$  связано со свойствами ковариационной матрицы  $R$  и векторов средних  $M_1$  и  $M_2$ . При существенном отклонении от нормальности они могут очень плохо характеризовать структуры эмпирических образов и, как следствие, дискриминантный анализ с помощью правила (6) оказывается столь ненадежным, что не позволяет делать правильные статистические выводы [6, 7].

В отличие от модели Фишера подход Неймана-Пирсона предполагает, что известна вероятностная мера, ставящая в соответствие каждому вектору  $X$  вероятность его принадлежности к множеству  $\{X_{A_1}\}$  и

$\{X_{A_2}\}$ . Пусть  $P_1(X_1, X_2, \dots, X_n)$  и  $P_2(X_1, X_2, \dots, X_n)$  – соответствующие плотности вероятностей. В этом методе для каждого вектора  $X = (x_1, x_2, \dots, x_n)$  вычисляется число

$$\lambda = \frac{P_1(x_1, x_2, \dots, x_n)}{P_2(x_1, x_2, \dots, x_n)}, \quad (7)$$

которое называется отношением правдоподобия. Это число показывает, насколько наблюдаемые значения признаков  $x_1, x_2, \dots, x_n$  вероятнее для одного из сравниваемых эмпирических образов  $\{X_{A_1}\}$  и  $\{X_{A_2}\}$ , т.е. оно имеет четкую вероятностную интерпретацию.

Рассматривая разные значения вектора признаков (разные его реализации), принадлежащие одному и тому же эмпирическому образу, мы будем каждый раз получать свое значение  $\lambda$ . Если эмпирические образы достаточно различны, то значения  $\lambda$  для каждого из них будут занимать различные интервалы на числовой оси. Если, как в (7), числителем является плотность вероятностей для элементов образа  $\{x_{A_1}\}$ , то значения  $\lambda$  при  $X \in \{x_{A_1}\}$  должны быть больше, чем при  $X \in \{x_{A_2}\}$ .

Задача классификации многомерного вектора осуществляется теперь так.

Выбирается определенное пороговое число  $Q$ , и если

$$\lambda = \frac{P_1(x_1, x_2, \dots, x_n)}{P_2(x_1, x_2, \dots, x_n)} > Q, \quad (8)$$

то принимается решение, что  $X \in \{x_{A_1}\}$ , а если  $\lambda < Q$ , то  $X \in \{x_{A_2}\}$ .

Если интервалы изменения  $\lambda$  для множеств  $\{x_{A_1}\}$  и  $\{x_{A_2}\}$  пересекаются, то ошибки неизбежны. На рисунке 1 дана схематическая иллюстрация распределения  $\lambda$  для элементов сопоставляемых множеств. Область пересечения распределений – это тот интервал изменения  $\lambda$ , где возможны ошибки. Обозначим вероятность ошибочного решения о принадлежности  $X \in \{x_{A_2}\}$ , когда на самом деле  $X \in \{x_{A_1}\}$ , буквой  $\alpha$ ; вероятность другой возможной ошибки – принятия решения  $X \in \{x_{A_1}\}$ , когда на самом деле  $X \in \{x_{A_2}\}$ , обозначим буквой  $\beta$ .

Перемещая порог, можно уменьшить одну из вероятностей ошибок, но при этом будет увеличиваться другая (рис. 1). Уровень вероятностей ошибок  $\alpha$  и  $\beta$  полностью характеризует качество алгоритма распознавания.

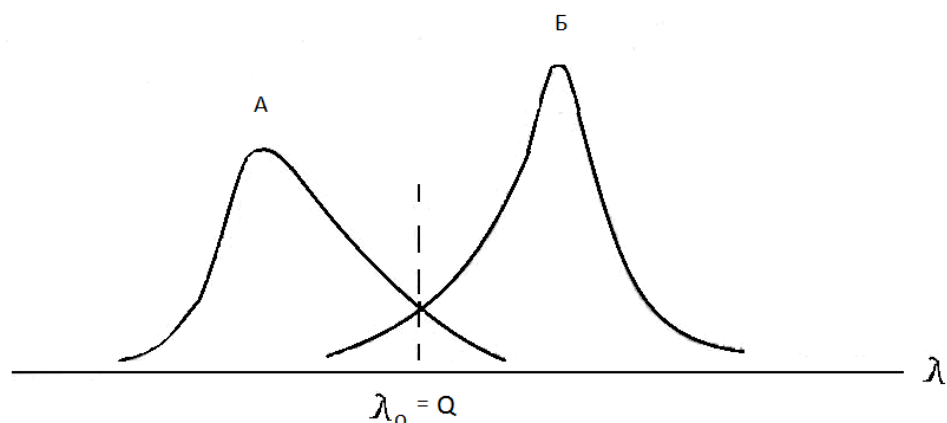


Рисунок 1 – Схематическое изображение распределения вероятностей отношения правдоподобия  $\lambda$  для элементов двух множеств: A – для  $\{x_{A_1}\}$ ; B – для  $\{x_{A_2}\}$ ; по горизонтали – значения  $\lambda$ ; по вертикали – величина вероятности

Нейман и Пирсон показали, что принятие статистического решения с помощью правила (8) оптимально в том смысле, что, фиксируя одну из вероятностей ошибок, например,  $\alpha$ , мы добиваемся минимизации другой ошибки  $\beta$  по сравнению с другими методами классификации [3, 4].

Рассмотрим частный случай, когда распределения векторов, образующих эмпирические образы, являются нормальными и имеют одну и ту же ковариационную матрицу  $R$ , а векторы средних  $M_1$  и  $M_2$ .

В этом случае в матричных обозначениях:

$$P_1(X_1, X_2, \dots, X_n) = \frac{1}{2\pi^{\frac{n}{2}} \sqrt{\det R}} e^{-\frac{1}{2}(X-M_1)R^{-1}(X-M_1)^1} \quad (9)$$

и

$$P_2(X_1, X_2, \dots, X_n) = \frac{1}{2\pi^{\frac{n}{2}} \sqrt{\det R}} e^{-\frac{1}{2}(X-M_2)R^{-1}(X-M_2)^1}.$$

Отношение правдоподобия:

$$\lambda = \frac{P_1(x_1, x_2, \dots, x_n)}{P_2(x_1, x_2, \dots, x_n)} = \frac{e^{-\frac{1}{2}(X-M_2)R^{-1}(X-M_2)^1}}{e^{-\frac{1}{2}(X-M_1)R^{-1}(X-M_1)^1}}. \quad (10)$$

Прологарифмируем полученное выражение:

$$\ln \lambda = \frac{1}{2}XR^{-1}(X-M_2)^1 - \frac{1}{2}M_2R^{-1}(X-M_2)^1 - \frac{1}{2}XR^{-1}(X-M_1)^1 + \frac{1}{2}M_1R^{-1}(X-M_1)^1. \quad (11)$$

Так как логарифмическая функция монотонно возрастает, то неравенству для отношения правдоподобия будет соответствовать эквивалентное неравенство для его логарифма. Раскрыв скобки, группируя подобные члены и выделяя члены, содержащие вектор наблюдений  $X = (x_1, x_2, \dots, x_n)$ , получим:

$$\ln \lambda = XR^{-1}(M_1 - M_2)^1 + E. \quad (12)$$

Как видно, логарифм отношения правдоподобия равен сумме некоторой линейной функции  $Z = XR^{-1}(M_1 - M_2)^1$  вектора признаков  $X = (x_1, x_2, \dots, x_n)$  и постоянного числа  $E = \frac{1}{2}M_2R^{-1}M_2^1 - \frac{1}{2}M_1R^{-1}M_1^1$ .

Коэффициенты линейной функции

$$Z = XR^{-1}(M_1 - M_2)^1 = c_1x_1 + c_2x_2 + \dots + c_nx_n \quad (13)$$

находятся по формуле (5) и правило (алгоритм) вынесения решения (8) оказывается в данном случае эквивалентным правилу вынесения решения по методологии Фишера.

Таким образом, в случае нормальности дискриминантная функция (13), получаемая из отношения правдоподобия, приводит к тем же результатам, что и экстремальная задача Фишера. Однако оптимальной является и методология Неймана-Пирсона, позволяющая, в отличие от дискриминантной функции Фишера, оптимально различать не только нормальные эмпирические образы.

В критерии принятия решений по Нейману-Пирсону можно добиться какой угодно малой вероятности ошибки для классификации векторов, принадлежащих к одному из классов  $\{X_{A_1}\}$  и  $\{X_{A_2}\}$ . Мы можем сами назначить возможный уровень вероятности одной из ошибок, если знаем цену последствий, связанных с неправильным отнесением вектора к одному из множеств. Но при этом вероятность другой ошибки может быть достаточно велика. Несимметричность по отношению к разным событиям, вытекающая из неё недостаточная надёжность распознаваемых состояний и сложность оценки параметров многомерных распределений по опытным данным являются основными крупными недостатками рассматриваемой модели.

**Модель А. Вальда.** Идея последовательного анализа А. Вальда за-

ключается в том, что принятие решения (статистической гипотезы) делается не сразу на основании всей имеющейся информации, а последовательно, шаг за шагом [5]. Это позволяет, во-первых, делать выводы с заранее фиксированными, как угодно малыми вероятностями ошибок классификации  $\alpha$  и  $\beta$ , а не только обеспечивая минимизацию вероятности одной из ошибок, как это было в модели Неймана-Пирсона, и, во-вторых, принимать решение по минимуму информации, которой располагает исследователь, по сравнению с другими методами, что особенно важно для наших целей.

Рассмотрим одну случайную величину  $x$ . Пусть  $P_1(x)$  и  $P_2(x)$  – известные плотности её вероятностей для состояний  $A_1$  и  $A_2$ , а  $\{x_1\}$  и  $\{x_2\}$  – соответствующие одномерные образы. В процессе наблюдений последовательно появляются значения случайной величины  $x: x_1, x_2, \dots, x_n$ .

Обозначим через  $X^0$  набор этих значений, на основании которого надо сделать вывод о принадлежности этой реализации к  $\{x_1\}$  или  $\{x_2\}$ ,

$$X^0 = (x_1, x_2, \dots, x_n). \quad (14)$$

Последовательность (14) в ситуациях, которые рассматриваются при прогнозе состояний процессов подземных горных работ, можно трактовать и несколько иначе – как реализацию не одной случайной величины  $x$ , а  $l$  независимых случайных величин  $x_1, x_2, \dots, x_l$ , имеющих одну и ту же плотность вероятностей  $P_1(x)$ , если наблюдения принадлежат состоянию  $A_1$  и  $P_2(x)$ , если состоянию  $A_2$ . Второй подход акцентирует внимание на наблюдениях, как на реализации стационарного процесса в узком смысле, и поэтому более оправдан при анализе ситуаций, протекающих во времени.

Последовательный анализ отношения вероятностей заключается в испытании отношения правдоподобия:

$$\lambda = \frac{P_1(x)}{P_2(x)}, \quad (15)$$

вычисляемого не сразу для всех значений

(14), как в модели Неймана-Пирсона, а вначале для одного  $\lambda_1$ , затем для двух  $\lambda_2$ , для трёх  $\lambda_3$  и т.д. Другое отличие заключается в сравнении отношения правдоподобия не с одним порогом, а с двумя  $A_1^{\Pi}$  и  $A_2^{\Pi}$ , величины которых зависят от вероятностей ошибок классификации  $\alpha$  и  $\beta$  и легко находятся как функции этих вероятностей.

Если  $\lambda_1 = \frac{P_1(x_1)}{P_2(x_1)} > A_1^{\Pi}$ , то на основании

только одного значения  $x_1$  с определенным уровнем надёжности делается вывод о принадлежности всей реализации  $X^0$  к образу  $\{x_1\}$ , если же  $\lambda_1 = \frac{P_1(x_1)}{P_2(x_1)} < A_1^{\Pi}$ , то с

тем же уровнем надёжности делается вывод  $X^0 \in \{x_2\}$ . Уровень надёжности определяется заранее выбором вероятностей ошибок  $\alpha$  и  $\beta$ , от которых зависят пороги  $A_1^{\Pi}$  и  $A_2^{\Pi}$ . Если же

$$A_2^{\Pi} < \frac{P_1(x_1)}{P_2(x_1)} < A_1^{\Pi}, \quad (16)$$

то переходят ко второму значению  $x_2$ .

Если теперь

$$\lambda_2 = \frac{P_1(x_1) \cdot P_1(x_2)}{P_2(x_1) \cdot P_2(x_2)} > A_1^{\Pi}, \quad (17)$$

то делается вывод  $X^0 \in \{x_1\}$ , при  $\lambda_2 < A_2^{\Pi}$  – вывод  $X^0 \in \{x_2\}$ , а при

$$A_2^{\Pi} < \frac{P_1(x_1) \cdot P_1(x_2)}{P_2(x_1) \cdot P_2(x_2)} < A_1^{\Pi} \quad (18)$$

переходят к следующему значению  $x_3$ .

Если при каком-то  $K$  еще не принято определенное решение, т.е.

$$A_2^{\Pi} < \frac{P_1(x_1) \cdot P_1(x_2) \dots P_1(x_K)}{P_2(x_1) \cdot P_2(x_2) \dots P_1(x_K)} < A_1^{\Pi}, \quad (19)$$

то переходят к анализу следующего значения  $x_{K+1}$ .

Отношение правдоподобия накапливает информацию о значениях на-

блюдений до тех пор, пока находится такое  $l$ , при котором оказывается  $\lambda_l > A_1^{\Pi}$  или  $\lambda_l < A_2^{\Pi}$ , что позволяет на шаге  $l$  делать вывод о принадлежности наблюдений (14) к одному или другому сопоставляемому классу (множеству) значений.

А. Вальд установил, что пороги  $A_1^{\Pi}$  и  $A_2^{\Pi}$  для рассмотренного случая находятся по формулам [5, 6]:

$$A_1^{\Pi} = \frac{1-\alpha}{\beta}, \quad A_2^{\Pi} = \frac{\alpha}{1-\beta}. \quad (20)$$

Он доказал также, что для любых  $\alpha$  и  $\beta$  последовательная процедура принятия решения рано или поздно оканчивается и провёл глубокие исследования продолжительности этой процедуры. Он показал, что последовательный анализ требует в среднем примерно в два раза меньше числа наблюдений, чем метод Неймана-Пирсона и в этом смысле является оптимальным.

Обычно вместо произведения отношений правдоподобия (19) рассматривается логарифм этого отношения. Тогда перемножение громоздких чисел заменяется суммой их логарифмов (натуральных или десятичных). При этом пороги  $A_1^{\Pi}$  и  $A_2^{\Pi}$  переходят в  $\log A_1^{\Pi}$  и  $\log A_2^{\Pi}$ .

Среднее число шагов  $E_1(n)$  и  $E_2(n)$ , необходимых для принятия в последовательном анализе определенного решения о принадлежности наблюдения  $X^o=(x_1, x_2, \dots, x_n)$  соответственно образу  $\{x_1\}$  или  $\{x_2\}$ , вычисляется по формулам [5, 6]:

$$E_1(n) = \frac{\beta \ln \frac{\beta}{1-\alpha} + (1-\beta) \ln \frac{1-\beta}{\alpha}}{\int P_1(x) \ln \frac{P_1(x)}{P_2(x)} dx}, \quad (21)$$

$$E_2(n) = \frac{(1-\alpha) \ln \frac{\beta}{1-\alpha} + \alpha \ln \frac{1-\beta}{\alpha}}{\int P_2(x) \ln \frac{P_1(x)}{P_2(x)} dx}. \quad (22)$$

Из них видно, что оно зависит от вероятностей ошибок  $\alpha$  и  $\beta$ . Чем они меньше, тем потребуется больше шагов, т.е. больше информации для того, чтобы принять определенное решение.

В знаменателе формул (21) и (22) стоят выражения, называемые функционалами Кульбака-Вальда, являющиеся информационными мерами отделимости сравниваемых образов. Чем больше значения функционалов Кульбака-Вальда, тем больше информации содержится в данном признаке для классификации  $\{X_{A_1}\}$  и  $\{X_{A_2}\}$  и поэтому потребуется меньше число шагов для принятия определенного решения.

Когда плотности  $P_1(x)$  и  $P_2(x)$  дискретны, интегралы в формулах (21) и (22) заменяются соответствующими суммами.

Легко показывается, что для случая двух нормальных распределений с одной и той же дисперсией  $\sigma^2$  и разными средними значениями  $m_1$  и  $m_2$ :

$$E_1(n) = \frac{\sigma^2 \left[ \beta \ln \frac{\beta}{1-\alpha} + (1-\beta) \ln \frac{1-\beta}{\alpha} \right]}{(m_1 - m_2)^2} \quad (23)$$

- среднее число шагов, необходимое для вынесения решения о принадлежности наблюдений к  $\{x_1\}$ , а

$$E_2(n) = \frac{\sigma^2 \left[ (1-\alpha) \ln \frac{\beta}{1-\alpha} + \alpha \ln \frac{1-\beta}{\alpha} \right]}{(m_1 - m_2)^2} \quad (24)$$

- среднее число шагов, необходимое для вынесения решения о принадлежности наблюдения к  $\{x_2\}$ .

Из формул (23) и (24) следует, что продолжительность последовательной процедуры прямо пропорциональна дисперсии исследуемого параметра и обратно пропорциональна квадрату разности между средними значениями этих параметров в сопоставляемых состояниях. Их анализ показывает также, что оптимального интервала усреднения признака с формаль-



ной точки зрения не существует – во сколько раз мы уменьшим время усреднения, во столько же раз проиграем в числе шагов. Поэтому интервал усреднения должен выбираться, исходя из особенностей анализируемого состояния.

**Модели А.А. Генкина и автора.** Изложенная выше модель А. Вальда применима в тех случаях, когда сравниваются два распределения одного и того же признака (фактора), но многократными является испытания (например, при статистическом контроле качества продукции, когда производят измерения какого-то определённого параметра в последовательном ряде деталей из партии, которую надо принять или забраковать).

Более общий случай сравнения многих распределений факторов, имеющий большое значение для наших исследований, впервые рассмотрен А.А. Генкиным в 1962 г. для целей медицинской диагностики [8], который показал применимость теории последовательного анализа для случая многих распределений независимых факторов при соблюдении двух дополнительных условий: во-первых, допускается грубое квантование диапазона изменения факторов и, во-вторых, последние должны быть упорядочены по информативности. В этом варианте метод получил название **неоднородной последовательной статистической процедуры (НПП)**, которая получила большое распространение при исследовании и прогнозе процессов живой природы: биологических, патологических, нейропсихологических и др. [6].

Применение НПП применительно к исследованию и прогнозу горных процессов и явлений связано с преодолением целого ряда осложнений, вызванных реальной, а не идеализированной ситуацией. Совершенствование и модернизация модели

НПП, выполненное автором настоящей работы, кратко сводится к следующему:

доказана применимость модели НПП для распознавания сложных горных процессов и явлений, поддающихся как количественной, так и только качественной оценке;

обоснована необходимость установления наряду с теоретическими (Вальдовскими) эмпирических порогов, рекомендуемых к использованию только при получении неопределённых ответов; разработана методика их установления;

предложена методика выделения информативных признаков, обеспечивающая повышение надёжности прогнозов за счёт использования как вероятностной, так и детерминистской логики распознавания;

экспериментально обоснована критическая величина коэффициента парной корреляции, при которой факторы можно считать независимыми, и методика учёта априорных вероятностей распознаваемых процессов и явлений;

предложен зональный подход к анализу и прогнозу горных процессов и явлений, основанный на 2-х, 3-х и 5-ти оценочных шкалах, обеспечивающий повышение качества анализа и надёжности их прогнозов.

#### **Выводы:**

разработанные теоретические основы методологии прогнозирования многопараметрических горных процессов и явлений позволяют грамотно применять ее для решения многочисленных практических задач и не допускать ошибки, все еще нередко встречающиеся при интерпретации получаемых результатов;

развиты методические основы и базовые положения принятия решений при проектировании горных предприятий, планировании и управлении горными работами.

#### **Библиографический список**

1. Фрумкин Р.А. Методика прогнозирования процессов со многими параметрами и её приложение в горном деле / Р.А. Фрумкин // Уголь. – 1973. - № 1. – С. 16-22.
2. Эшби У.Р. Введение в кибернетику / У.Р. Эшби. – М.: Изд-во иностр. лит. – 1959. – 374 с.

3. Гренандер У. Лекции по теории образов / У. Гренандер. – М.: Мир. – 1979. – 383 с.
4. Фомин Я.А. Статистическая теория распознавания образов / Я.А.Фомин, Г.Р.Тарловский. – М.: Радио и связь. – 1989. – 264 с.
5. Вальд А. Последовательный анализ / А. Вальд. – М.: Физматгиз. – 1960. – 328 с.
6. Гублер Е.В. Вычислительные методы распознавания патологических процессов / Е.В.Гублер. – Л.: Медицина. – 1970. – 319 с.
7. Крамбейн У. Статистические модели в геологии / У. Крамбейн, Ф. Грейбилл. – М.: Мир. – 1969. – 397 с.
8. Генкин А.А. Выступление в прениях. – В кн.: Биологические аспекты кибернетики / А.А.Генкин. – Л.: Наука. – 1962. – С. 231-233.

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

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

## НЕСУЩАЯ СПОСОБНОСТЬ СТАЛЬНОЙ АРОЧНОЙ КРЕПИ ПРИ ЕЕ ЗАПРЕДЕЛЬНОМ ДЕФОРМИРОВАНИИ

*Досліджено роботу сталевого аркового кріплення при його позамежному деформуванні. Виконаний аналіз послідовного утворення пластичних шарнірів при зростанні гірського тиску. Вивчено розподіл внутрішніх зусиль та виникнення небезпечних перерізів у кріпленні в залежності від жорсткості забутовки. Надані рекомендації щодо підвищення надійності та роботоспроможності кріплення.*

**Ключові слова:** рамне кріплення, несуча спроможність, позамежне деформування, пластичний шарнір, жорсткість забутовки.

*Исследована работа стальной арочной крепи при ее запредельном деформировании. Выполнен анализ последовательного образования пластических шарниров при возрастании горного давления. Изучено распределение внутренних усилий и возникновение опасных сечений в крепи в зависимости от жесткости забутовки. Даны рекомендации по повышению надежности и работоспособности крепи.*

**Ключевые слова:** рамная крепь, несущая способность, запредельное деформирование, пластический шарнир, жесткость забутовки.

В основу существующих нормативных методик расчета крепи [1-5] положен упрощенный подход, не предусматривающий определения предельных внутренних усилий в крепи (продольных, поперечных сил, изгибающих моментов). В этих методиках априори задают её паспортную несущую способность как постоянную величину, независимо от условий контакта с массивом и характера приложенной нагрузки, что может привести к грубым ошибкам проектирования. В результате менее половины крепей выработок (около 30-40%) соответствуют горно-геологическим условиям, а в остальных 60-70% выработок наблюдаются негативные последствия проектных ошибок, связанных либо с переоценкой работоспособности конструкции (15-20%), либо с принятием крепи с излишним запасом прочности (40-50%) [6].

Как правило, расчет крепи по нормативным методикам [1-5] и даже с использованием более сложных подходов сопромата и строительной механики [7 и др.] производят по первому предельному состоянию, когда максимально допустимой

считают нагрузку в опасном сечении от предельных изгибающего момента  $[M]$  и продольной силы  $[N]$ . По умолчанию считается, что дальнейшее увеличение нагрузки недопустимо, поскольку приводит к разрушению крепи и потере ею несущей способности.

Однако опыт эксплуатации крепи и многочисленные длительные шахтные наблюдения показали, что рама крепи не разрушается внезапно (при условии надежности замковых соединений). Даже при возникновении на отдельных участках «пластических шарниров», крепь может сохранять работоспособное состояние, а иногда даже увеличить свою несущую способность. Это зависит в основном от условий взаимодействия крепи и массива горных пород: размеры закрепного пространства, наличие и качество забутовки, типа и распределения действующей нагрузки и т.д. Состояние крепи после достижения в одном из ее опасных сечений предельных момента и продольной силы считают недопустимым. Все существующие методики расчета стальных рамных

крепей не позволяют оценить несущую способность и ее возможный резерв при переходе крепи в стадию запредельного деформирования, когда, несмотря на исчерпание прочности в наиболее нагруженных сечениях, крепь сохраняет или даже увеличивает свою несущую способность.

В связи с этим весьма актуальной является проблема изучения работы различных конструкций крепи при запредельном их деформировании в условиях интенсивного проявления горного давления для разработки надежных и научно обоснованных методов расчета подземных крепей.

**Цель исследований** состоит в изучении особенностей запредельного деформирования горной крепи, установлении закономерностей изменения ее несущей способности при переходе в запредельные стадии деформирования с учетом характера действующей нагрузки и контактных условий взаимодействия с массивом горных пород. **Объектом** исследований является стальная арочная крепь, а **предмет исследований** – несущая способность крепи после достижения предельного состояния и перехода в запредельную стадию. **Задача исследований** – оценить изменение несущей способности крепи при ее запре-

дельном деформировании. **Основная идея** исследований состоит в учете последовательного изменения расчетной схемы крепи по мере исчерпания несущей способности отдельных ее опасных по разрушению сечений и участков и оценке остаточной работоспособности конструкции. Здесь под несущей способностью крепи понимается предельная нагрузка, которую может выдержать крепь при данной схеме нагружения.

Для решения поставленной задачи следует установить зависимости распределения усилий в крепи от контактных условий на границе с массивом горных пород, последовательность смены стадий запредельного деформирования, оценить работоспособность конструкции на каждой стадии.

Рассмотрим идеализированную расчетную схему крепи, считая внешнюю нагрузку симметричной, статической и направленной вертикально вниз. Эти идеализации не слишком сказываются на оценке реальной работоспособности крепи. Расчетная схема рамной крепи КМП (рис. 1) принята в виде двухшарнирной циркульной арки, у которой нижние узлы 1,2 стоек крепи опираются на почву выработки как неподвижные шарниры.

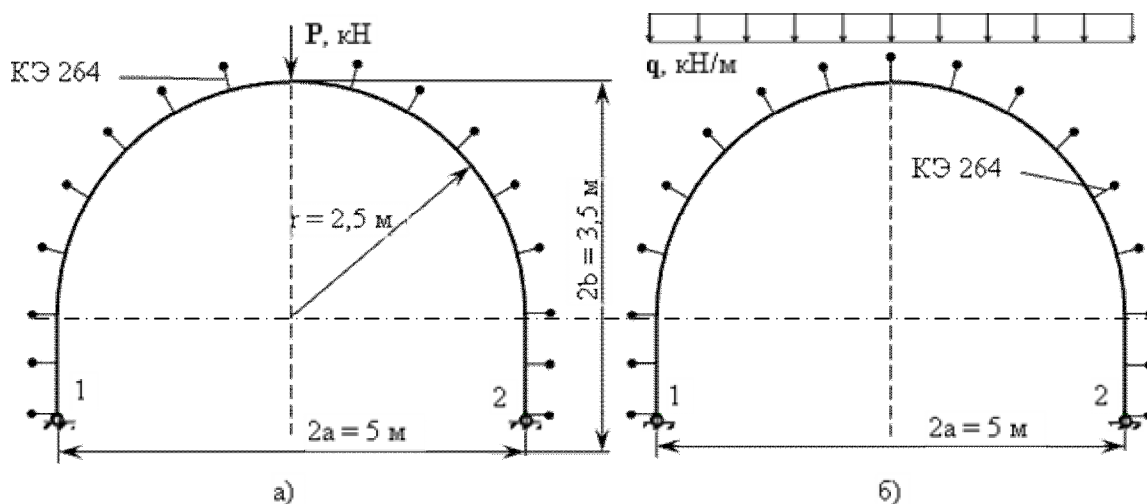


Рисунок 1 – Расчетные схемы арочной крепи при нагружении:

- а) вертикальной сосредоточенной силой  $P$ ;
- б) вертикальной распределенной нагрузкой  $q$ .

Расчеты выполнены с использованием метода конечных элементов с помощью программы Лира [8]. Для моделирования пассивного (реактивного) отпора пород использовали нелинейные конечные элементы (КЭ 264), которые обеспечивают одностороннюю упругую связь заданной жёсткости  $R$  [8]. При решении задачи для учета пассивного отпора коэффициент постели закрепного материала меняли в пределах  $c = 0 \dots 500$  МПа/м, а значение коэффициента трения между породой и крепью принимали равным  $f = 0,3$ . Подробное описание расчетной схемы и обоснование параметров используемых в ней конечных элементов дано в работе [9].

Рассматривались два предельных случая нагружения рамной крепи: вертикальной сосредоточенной силой  $P$  и распределенной нагрузкой интенсивности  $q$ , все остальные возможные случаи нагружения крепи по своей опасности находятся между этими крайними случаями.

При постепенном возрастании внешней нагрузки  $P$  ( $q$ ) крепь вначале деформируется упруго, а ее внутренние усилия  $M$ ,  $N$ ,  $Q$  линейно возрастают и в наиболее опасном сечении становятся предельными. При этом считаем, что если замки податливости исчерпали свою конструктивную податливость, то крепь перешла в жесткий режим работы. В предельном состоянии суммарные напряжения  $\sigma$  в опасных сечениях равны расчетному сопротивлению  $R$  (пределу текучести стали) [10]:

$$\sigma = \frac{M}{W \cdot \gamma_{c1}} + \frac{N}{\phi \cdot A \cdot \gamma_{c2}} = R, \quad (1)$$

где  $W$  – момент сопротивления сечения, см<sup>3</sup>;

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

$\phi$  – коэффициент продольного изгиба, зависящий от гибкости элемента и определяемый в соответствии со СНиП II-23-81\* Стальные конструкции [11];

$A$  – площадь поперечного сечения профиля, см<sup>2</sup>;

$\gamma_{c1}$ ,  $\gamma_{c2}$  – соответственно коэффициенты условий работы для изгибаемых и центрально сжатых элементов.

Различаем четыре характерных случая нагружения стальной арочной крепи:

1) сосредоточенная сила, приложенная в центре свода крепи без забутовки закрепного пространства, когда  $c = 0$  (рис. 1, а);

2) то же, но с «рыхлой» забутовкой –  $c = 25$  МПа/м;

3) вертикальная равномерно распределенная нагрузка без забутовки (рис. 1, б);

4) то же, но с «рыхлой» забутовкой.

**Случай 1.** При нагружении крепи сосредоточенной силой опасное сечение 1 находится в вершине арки непосредственно под приложенной силой (рис. 2, а). При этом допустимый изгибающий момент в опасном сечении с учетом нормальной силы  $N$  согласно (1) составляет  $[M_I] = 14,21$  кН·м. Исходя из этого, несущая способность крепи  $[P_I] = 25,1$  кН. Эта нагрузка соответствует наступлению предельного состояния крепи.

При дальнейшем увеличении нагрузки  $P > 25,1$  кН, крепь переходит в запредельную стадию работы за счет пластического деформирования спецпрофиля. Поскольку сталь – пластичный материал, будем считать, что в опасном сечении не происходит хрупкого разрушения, а возникает так называемый «пластический шарнир». Это значит, что металл здесь не может оказывать сопротивление больше предельного, когда спецпрофиль выдерживает фиксированный изгибающий момент, в данном случае  $[M_I] = 14,21$  кН·м.

Для дальнейшего решения задачи необходимо внести изменения в расчетную схему с учетом перераспределения усилий. Поскольку в сечении 1 возник пластический шарнир, введем в это сечение идеальный шарнир и загрузим его постоянным моментом  $[M_I] = 14,21$  кН·м, действующим в направлении, противоположном внешней нагрузке (рис. 2, б).

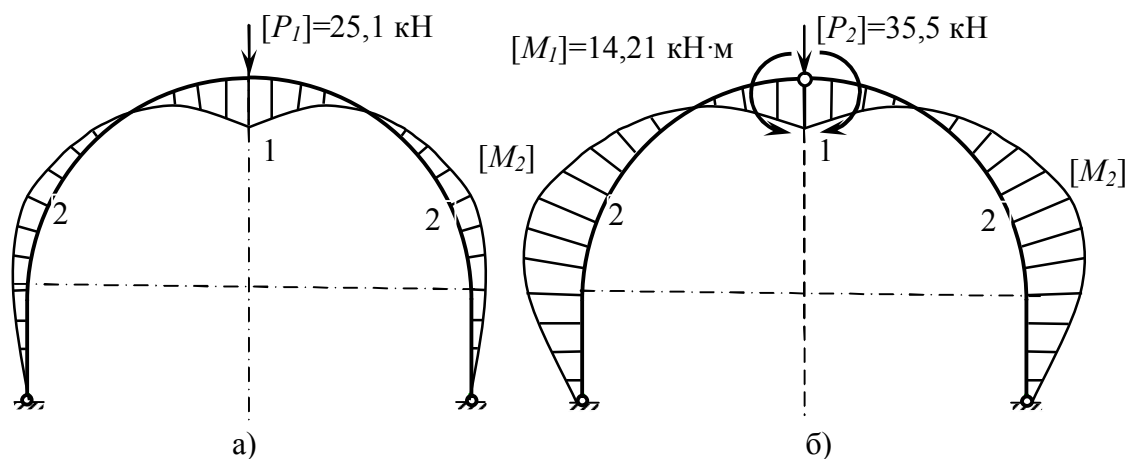


Рисунок 2 – Эпюры изгибающих моментов  $M$  (сосредоточенная сила без забутовки) до а) и после б) наступления предельного состояния

Теперь, при росте внешней нагрузки  $P_2 > [P_1]$ , момент в сечении 1 из-за наличия здесь пластического шарнира остается постоянным, изгибающие моменты растут линейно на всем периметре крепи, а опасными становятся сечения 2.

Согласно (1) допустимый изгибающий момент для этого сечения –  $[M_2] = 13,56$  кН·м, поскольку здесь иная, несколько большая нормальная сила  $N$ . При наступлении первого предельного состояния  $P = [P_1]$ , момент в сечении 2 был равен  $M_2 = 7,31$  кН·м. Таким образом, внешнюю нагрузку после возникновения первого пластического шарнира можно увеличивать до тех пор, пока момент в сечении 2 не достигнет значения  $M_2 = [M_2] = 13,56$  кН·м. Такая нагрузка  $[P_2]$  соответствует наступлению второй стадии предельного состояния, которую вызвало появление пластических шарниров в сечениях 2. Согласно проведенным расчетам крепи во второй запредельной стадии  $[P_2] = 35,5$  кН. Увеличение нагрузки на крепь  $P > [P_2]$  недопустимо, поскольку система без забутовки закрепного пространства становится кинематически изменяемой, т.е. крепь полностью теряет устойчивость и не может воспринимать внешние нагрузки.

Как следует из расчетов, запас прочности крепи при ее работе в запредельной стадии для данной схемы составляет  $\Delta P = [P_2] - [P_1] = 35,5 - 25,1 = 10,4$  кН или 40%. Однако такая схема работы крепи опасна тем, что возникновение второй стадии предельного состояния, – пластических шарниров в сечениях 2, – приводит к резкой потере устойчивости и разрушению крепи.

**Случай 2.** Он учитывает наличие забутовки закрепного пространства. Опасное сечение 1, как и в предыдущем случае, находится в центре арки под приложенной силой (рис. 3, а). Допустимый изгибающий момент в опасном сечении 1  $[M_1] = 12,45$  кН·м, а несущая способность крепи по первому предельному состоянию  $[P_1] = 56,9$  кН.

Опасные сечения 2 находятся в районе узлов податливости крепи, для них предельно допустимый момент по расчету составляет  $[M_2] = 10,09$  кН·м, а нижняя часть рамы оказалась загруженной незначительно. При переходе рамы во вторую запредельную стадию следует ввести в расчетную схему пластический шарнир с моментом  $[M_1] = 12,45$  кН·м (рис. 3, б). Несущая способность крепи на второй за-

предельной стадии равна  $[P_2] = 96$  кН. Возникновение пластических шарниров в сечениях 2, в отличие от случая 1, не приводит к кинематической изменяемости расчетной схемы из-за наличия забутовки закрепного пространства.

После введения в расчетную схему дополнительных шарниров (опасные сечения 2) с постоянным моментом  $[M_2] = 10,09$  кН·м и при дальнейшем увеличении внешней нагрузки  $P > [P_2]$ , происходит рост пластических зон разрушения крепи, т.е. растут размеры пластических шарниров. Это значит, что дальше повышать нагрузку на крепь нельзя из-за воз-

можной потери общей устойчивости конструкции. Таким образом, запас прочности крепи при ее работе в запредельной стадии для данной схемы составляет  $\Delta P = [P_{max}] - [P_1] = 96 - 56,9 \approx 40$  кН или 70%.

**Случай 3.** Опасное сечение 1 находится в стойках крепи (рис. 4, а), где и возникают пластические шарниры на первой стадии запредельного состояния. Допустимый изгибающий момент в опасном сечении 1 составляет  $[M_1] = 13,17$  кН·м, а несущая способность крепи по первому предельному состоянию  $[q_1] = 14,9$  кН/м.

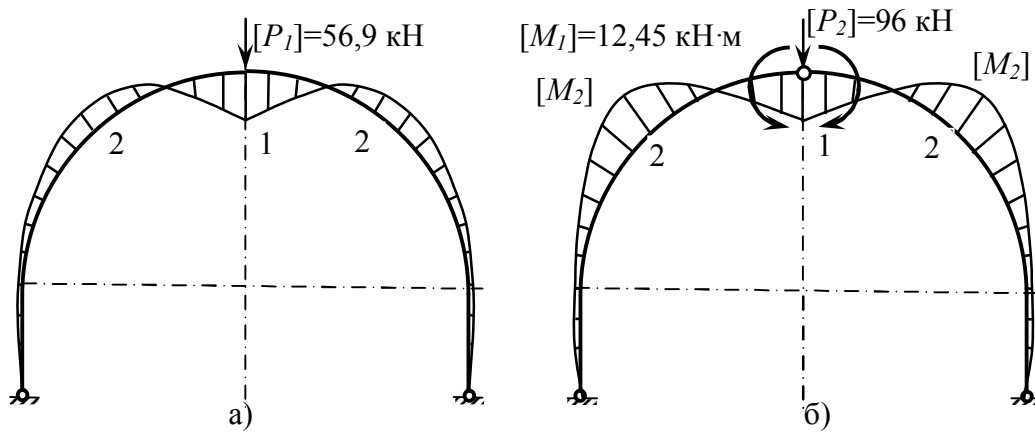


Рисунок 3 – Эпюры изгибающих моментов  $M$  (сосредоточенная сила, забутовка) до а) и после б) наступления предельного состояния

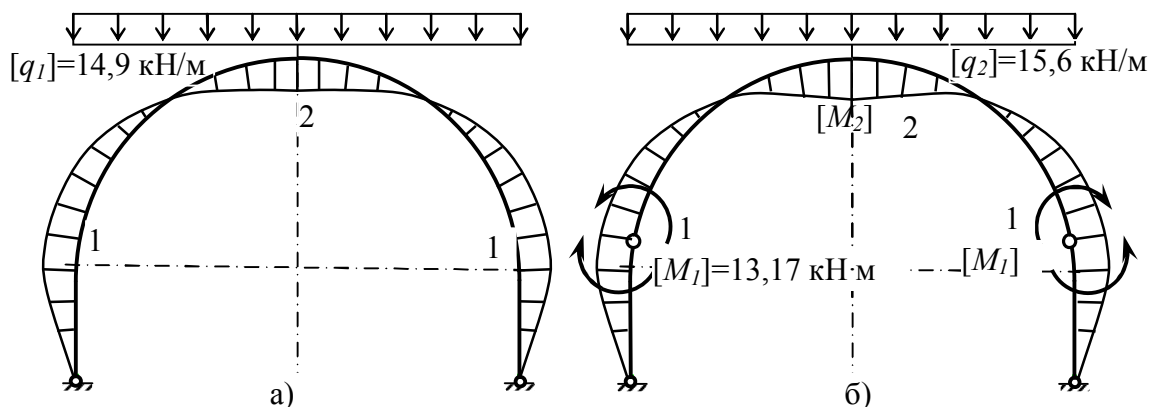


Рисунок 4 – Эпюры изгибающих моментов  $M$  (распределенная нагрузка без забутовки) до а) и после б) наступления предельного состояния

Анализ дальнейшей работы крепи при возрастании нагрузки следует производить после введения в расчетную схему двух симметричных пластических шарниров с постоянным моментом  $[M_I] = 13,17 \text{ кН}\cdot\text{м}$  (рис. 4, б). Далее увеличиваем нагрузку на крепь  $q > [q_I]$  до ее перехода во вторую стадию запредельного состояния, когда в опасном сечении 2 в вершине крепи момент достигнет предела, равного  $[M_2] = 14,07 \text{ кН}\cdot\text{м}$  и здесь также возникнет пластический шарнир, третий по счету. Предельная нагрузка на крепь, соответствующая второй стадии запредельного состояния, составила  $[q_2] = 15,6 \text{ кН/м}$ . Дальнейшее увеличение нагрузки на крепь невозможно из-за ее перехода в кинематически изменяемую конструкцию из-за отсутствия забутовки. Поэтому запас прочности крепи при ее работе во второй запредельной стадии для данной схемы почти не возрастает и составляет  $\Delta q = [q_2] - [q_I] = 15,6 - 14,9 = 0,7 \text{ кН/м}$  или 5%.

**Случай 4.** Эпюра изгибающих моментов (рис. 5, а) включает четыре опасные сечения по числу условных максимумов на эпюре изгибающих моментов. Возникновение пластических шарниров в крепи происходит последовательно в сечении 1,

2, 3 и в сечении 4. Допустимый изгибающий момент в опасном сечении 1, где возникают пластические шарниры в первом предельном состоянии составляет  $[M_I] = 8,17 \text{ кН}\cdot\text{м}$ , а несущая способность крепи по первому предельному состоянию равна  $[q_I] = 98 \text{ кН/м}$ .

Вводя пластические шарниры в сечения 2, 3 и решая задачу последовательно для второй, третьей и четвертой стадий запредельного состояния, определяем допустимые моменты в опасных сечениях и несущую способность крепи для каждой стадии:  $[M_2] = 5,84 \text{ кН}\cdot\text{м}$ ,  $[q_2] = 107,4 \text{ кН/м}$ ;  $[M_3] = 3,43 \text{ кН}\cdot\text{м}$ ,  $[q_3] = 116 \text{ кН/м}$ . Появление пластических шарниров в сечениях 4 ограничивает возможность дальнейшего увеличения нагрузки на крепь из-за роста зон пластического разрушения и потери общей устойчивости рамы. Таким образом, допустимый момент для сечения 4 составил  $[M_4] = 3,22 \text{ кН}\cdot\text{м}$ , а максимальная несущая способность крепи –  $[q_4] = 117,6 \text{ кН/м}$ . Поэтому, запас прочности крепи при ее работе в запредельной стадии для данной схемы составляет  $\Delta q = [q_4] - [q_I] = 117,6 - 98 = 19,6 \text{ кН/м}$  или 20%.

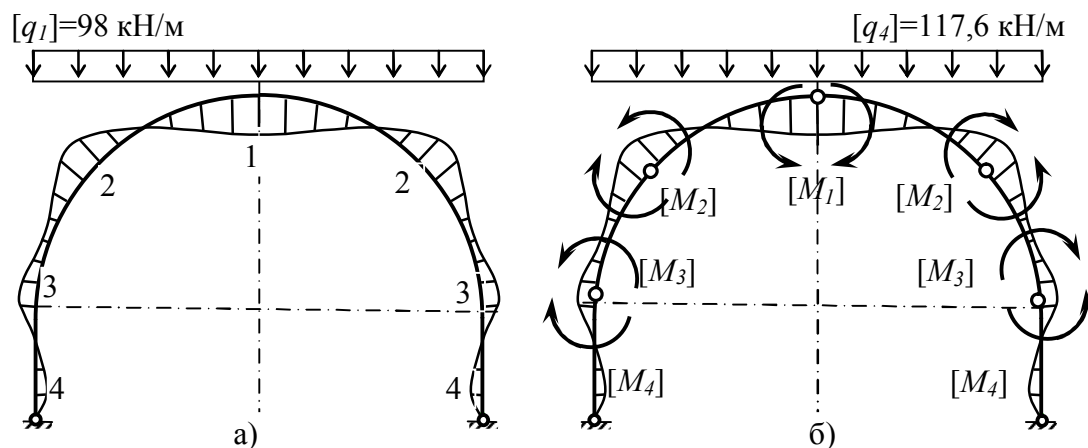


Рисунок 5 – Эпюры изгибающих моментов  $M$  (распределенная нагрузка, забутовка) до а) и после б) наступления предельного состояния



Определения смещений крепи на разных стадиях работы не представляет трудностей и не превышают нескольких сантиметров, поэтому нет необходимости в их вычислении.

Результаты определения несущей способности крепи при ее запредельном деформировании для всех рассмотренных схем загрузки представлены в таблице 1.

Максимальной несущей способностью обладает крепь, загруженная распределенной нагрузкой с забутовкой закрепного пространства. Отсутствие забутовки и нагружение крепи сосредоточенной силой приводят к уменьшению ее несущей способности с 490 кН до 25,1 кН или в 19,5 раз (в жестком режиме работы). Это подтверждает существенное влияние забутовки закрепного пространства и характера внешней нагрузки на несущую способность крепи.

Отметим, что при моделировании использован ряд идеализаций. Так, сопротивление пластических шарниров принято постоянным, хотя при реальном деформировании стальной крепи в месте перегиба спецпрофиль СВП, как правило, теряет свою форму за счет резкого уменьшения высоты и сопротивление такого шарнира по мере деформирования падает. Поэтому несущая способность крепи в запредельной стадии деформирования будет меньше расчетной. Из этого следует, что расчет несущей способности рамных крепей необходимо вести по первому предельному

состоянию, а повышение несущей способности в запредельной стадии можно отнести в запас прочности крепи, тем более что возникновение нескольких пластических шарниров по контуру рамы не следует допускать из соображений безопасной эксплуатации крепи и недопущения резкой потери ее несущей способности.

Выполненные исследования еще раз подтвердили, что характер действующей на крепь внешней нагрузки и свойства материала закрепного пространства оказывают существенное влияние на распределение и величину внутренних усилий. Количество условных экстремумов на эпюре изгибающих моментов определяет число опасных сечений, в которых возможно последовательное появление пластических шарниров. Наличие косонаправленных нагрузок на крепь в пределах до  $15-20^\circ$  приводит к изменению последовательности возникновения пластических шарниров, но несущественно изменяет полученные результаты.

Зависимость распределения изгибающих моментов по периметру крепи от жесткости забутовки закрепного пространства показана на рисунке 6 для распределенной нагрузки (расчетная схема на рис. 1, б), которая отвечает требованиям ТУ для рамных крепей горных выработок. Исследовалась разная степень жесткости забутовки (коэффициент постели  $c = 0...500$  МПа/м), что отражено в таблице 2.

Таблица 1 – Несущая способность крепи  $[P_{ij}]$  (в знаменателе - % к  $[P_{i,1}]$ ) на запредельных стадиях деформирования

Схема загрузки	Стадии запредельного деформирования $i$				Число пластических шарниров
	I	II	III	IV	
1	25,1/100	35,5/140	-	-	1
2	56,9/100	96/170	-	-	1
3	74,5/100	78/105	-	-	2
4	490/100	537/110	580/118	588/120	5

Примечание:  $i$  - номер схемы, а  $j$  - номер стадии деформирования

Таблица 2 – Характеристика забутовки закрепного пространства

Рисунок	Качественная характеристика забутовки	Коэффициент постели, МПа/м
6, а	Нет забутовки	0
6, б	Очень рыхлая, некачественная	5
6, в	Рыхлая	25
6, г	Обычная	100
6, д	Плотная качественная	300
6, е	Тампонаж закрепного пространства	500

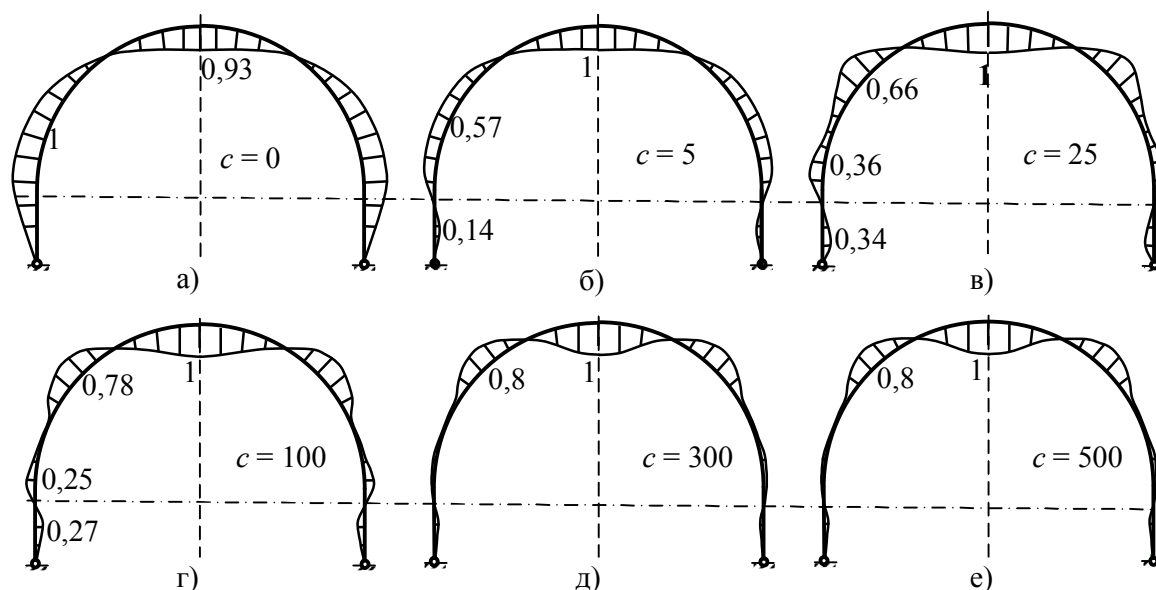


Рисунок 6 – Эпюры относительных изгибающих моментов  $m=M/M_{max}$  при различной жесткости забутовки  $c = 0...500$  МПа/м

Наиболее неблагоприятна эпюра моментов в крепи без забутовки (рис. 6, а). Это значит, что по всему периметру крепи действуют примерно одинаковые изгибающие моменты с максимумом в стойках. Момент в опасном сечении верхняка составляет 93% максимального. Моменты почти во всех сечения крепи весьма высоки по абсолютному значению, что способствует низкой несущей способности рамы. Место появления пластического шарнира в такой крепи почти неопределенно. Это дополнительно доказывает, что устанавливать крепь без забутовки не следует.

Увеличение жесткости забутовки с 5 МПа/м до 100 МПа/м приводит к росту числа экстремумов на эпюре моментов (рис. 6, б-г). Максимальный момент  $M_{max}$  действует в центре верхняка. Второе опас-

ное сечение расположено в районе узлов податливости крепи, где действует момент 0,57...0,78 от максимального, увеличиваясь с ростом жесткости забутовки. Для обеспечения надежной работы крепи при таких параметрах загрузки необходима установка узлов податливости не только с высокой несущей способностью по продольным усилиям, но и с повышенным сопротивлением изгибу.

Дальнейшее повышение жесткости забутовки со 100 МПа/м до 500 МПа/м (тампонаж) приводит к уменьшению числа экстремумов изгибающих моментов до двух (рис. 6, д, е). При этом наиболее загруженным оказывается верхняк, а в стойках изгибающие моменты практически отсутствуют. Второе опасное сечение по-прежнему находится в районе узлов по-

датливости, что обуславливает повышенные требования к конструкциям этих узлов. Необходимо отметить, что соотношение момента во втором опасном сечении к максимальному  $M_{max}$ , действующему в центре верхняка, при жесткости забутовки  $c = 100 \dots 500$  МПа/м остается постоянным  $\approx 0,8 M_{max}$ . Кроме того, незначительно изменяется и общий вид эпюр для этих условий, а сравнение эпюр для плотной забутовки (рис. 6, д) и тампонажа (рис. 6, е) показывает их полную идентичность, как по соотношениям действующих в сечениях крепи моментов, так и по их абсолютным значениям. Полученные результаты показывают необходимость и достаточность использования рыхлой забутовки ( $c = 25 \dots 50$  МПа/м), которую можно получить взрывным способом [12].

#### Выводы

1. Впервые исследованы запредельные стадии работы стальной рамной крепи при разных схемах ее нагружения.
2. В запредельной стадии работы крепь обладает запасом прочности по несущей способности от 5% до 70% в зависимости от характера внешней нагрузки и свойств забутовки. Это значит, что при возникновении первого предельного состояния крепь не сразу выключается из работы, а

может продолжать воспринимать нагрузки.

3. Нецелесообразно допускать нагружение крепи сосредоточенными нагрузками из-за весьма низкого значения несущей способности крепи и малого запаса возможных пластических шарниров, что может вызвать внезапные разрушения крепи.

4. Расчет несущей способности рамных крепей необходимо вести по первому предельному состоянию, поскольку реальная несущая способность в запредельной стадии деформирования, когда сопротивление изгибу пластических шарниров в опасных сечениях крепи при деформировании падает, может снизиться и стать меньше расчетной.

5. Поскольку участок крепи в районе узлов податливости опасно перегружен моментами, конструкция узлов следует рассчитывать на восприятие таких моментов.

6. Недопустимо возводить арочные рамные крепи без забутовки закрепного пространства из-за появления высоких изгибающих моментов на большей части периметра рамы. При этом достаточно даже рыхлой забутовки с жесткостью  $c = 25 \dots 50$  МПа/м, что можно обеспечить способом взрывного разупрочнения приконтурных пород.

#### Библиографический список

1. СОУ 10.1.00185790.011:2007 / Міністерство вугільної промисловості України; ДонВУГІ, УкрНДІпроект. – К.: Мінвуглепром України, 2007. – 116 с.
2. СНиП II-94-80. Подземные горные выработки. Нормы проектирования. – М.: Стройиздат, 1982. – 30 с.
3. Руководство по проектированию подземных горных выработок и расчету крепи / ВНИМИ, ВНИИОМШС Минуглепрома СССР. – М.: Стройиздат, 1983. – 272 с.
4. Указания по рациональному расположению, охране и поддержанию горных выработок на угольных шахтах СССР. – Л.: ВНИМИ, 1986. – 222 с.
5. Инструкция по выбору рамных податливых крепей горных выработок. – Санкт-Петербург: ВНИМИ, 1991. – 125 с.
6. Литвинский Г.Г. Стальные рамные крепи горных выработок / Г.Г. Литвинский, Г.И. Гайко, Н.И. Кулдыркаев. – К.: Техника, 1999. – 216 с.
7. Баклашов И.В. Механика подземных сооружений и конструкции крепей. Учебник для вузов / И.В. Баклашов, Б.А. Картозия. – М.: Недра, 1992. – 543 с.
8. Литвинский Г.Г. Расчет крепи горных выработок на ЭВМ: учебн. пособ / Г.Г. Литвинский, Э.В. Фесенко, Е.В. Емец. – Алчевск: ДонГТУ, 2011. – 174 с.
9. Литвинский Г.Г. Исследование работоспособности шахтной крепи с позиций принципа равнопрочности / Г.Г. Литвинский, Э.В. Фесенко // Матеріали міжнародної конференції «Форум

гірників – 2012». – Д.: Державний вищий навчальний заклад «Національний гірничий університет», 2012. – Т.2. – С. 7–16.

10. 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.

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

12. Литвинский Г.Г. Способ обеспечения устойчивости горной выработки взрывной разгрузкой пород кровли / Г.Г. Литвинский, Е.Е. Павлов // Матеріали міжнародної конференції «Форум гірників – 2010». – Д.: Державний вищий навчальний заклад «Національний гірничий університет», 2010. – С. 168–177.

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

*д.т.н., проф. Финкельштейн З.Л.,  
Палюх А.П.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ВЫСОКОМОМЕНТНЫЕ ПЛАНЕТАРНЫЕ ГИДРОМОТОРЫ С ПЛАВАЮЩИМИ САТЕЛЛИТАМИ – ПУТЬ СОЗДАНИЯ МАЛОГАБАРИТНОГО ГОРНОГО ОБОРУДОВАНИЯ**

*У статті розглянута конструкція вельми перспективної роторної гідромашини нового покоління з полішеними характеристиками на базі передач планетарного типу з некруглими колесами і проведений аналіз її застосування.*

**Ключові слова:** роторний гідромотор, планетарна передача з некруглими колесами, мобільні машини.

*В статье рассмотрена конструкция весьма перспективной роторной гидромашины нового поколения с улучшенными характеристиками на базе передач планетарного типа с некруглыми колесами и проведен анализ ее применения.*

**Ключевые слова:** роторный гидромотор, планетарная передача с некруглыми колесами, мобильные машины.

### **Вступление**

Развитие машиностроения в первую очередь идет по пути упрощения кинематических схем и разного уменьшения габаритных размеров. В первую очередь это необходимо для оснащения мобильных машин в горной, металлургической, строительной, автомобильной и других отраслей тяжелой промышленности. Еще одним важным дополнительным требованием к созданию гидроприводов машин работающих в тяжелых условиях является обеспечение их пожаро- и взрывобезопасности. Решение их задач исторически решалось путем перехода от цилиндрических гидродвигателей к многоходовым, повышением рабочих давлений, широким распространением гипоидных гидромоторов. На этом пути были намечены основные гидравлические схемы, созданы методики расчетов всех узлов, исследована динамика их работы, силовые и инерционные усилия, действующие на узлы и детали, неравномерность скоростей и ускорений потоков жидкости в нагнетательных и сливных магистралях, пути подавления возникающих шумов и вибраций.

Приоритетную роль в создании малогабаритных, но высокомоментных гидромо-

торов сыграли отечественные специалисты ИГД им. А.А. Скочинского [1], Гидроуглемаша, Людиновского и Горловского машиностроительных заводов, Киевского авиационного университета, Таврического аграрного технического университета и ДонГТУ [2].

В последние годы в Польше были предложены патенты на создание принципиально новых роторных нерегулируемых гидромашин планетарного типа [3]. По своим рекламным параметрам [4] эти гидромашин по своим массовосиловым показателям превосходят все ныне выпускаемые [5,6]. Насколько нам известно, в мировой литературе по принципам работы опубликована только докторская диссертация профессора Томского технического университета Ан И-Кана "Синтез, геометрические и прочностные расчеты планетарных механизмов с некруглыми зубчатыми колесами роторных гидромашин" [7,8].

Однако, в силу направленности этой диссертации на решение задач теории машин и механизмов и динамики машин, эта диссертация не рассматривает проблемы применения этих машин с точки зрения сравнения областей их применения.

### Описание гидромотора

Роторная гидромашина (РГМ) это гидромашина нового поколения с улучшенными характеристиками на базе передач планетарного типа с некруглыми колесами. В отличие от шестеренной гидромашины при определенных сочетаниях геометрических параметров в РГМ отсутствуют опорные реакции, что позволяет существенно упростить конструкцию опорных узлов, торцевых уплотнений и системы в целом, а геометрические формы деталей и их взаимное расположение позволяют создавать компактные устройства. Кроме того, конструктивная особенность РГМ такова, что они могут быть соединены последовательно между собой на основе единого вала. Переключение магистралей высокого и низкого давлений осуществляется без использования специальных устройств, т.е. машина реверсивна.

Перенос рабочей жидкости в РГМ осуществляется на принципе изменения рабочего объема в пространстве между зубьями и корпусом машины.

На рис. 1 показана схема работы роторных планетарных гидромоторов с плавающими сателлитами и некруглыми солнечными колесами. РГМ содержит два некруглых солнечных колеса 1 и 2 с наружными и внутренними зубьями и сателлиты 3, сопряженными с солнечными колесами. На торцевой крышке размещены каналы

для подвода 4 и отвода 5 рабочей жидкости. Причем подводящие и отводящие каналы чередуются и расположены на одинаковом удалении от осей солнечных колес. Устройство в режиме двигателя при неподвижном солнечном колесе с внутренними зубьями 2 работает следующим образом. В зоне активного хода, когда подводящие каналы 4 не перекрыты сателлитами 3, взаимодействуя с солнечными колесами 1 и 2, создают момент, приводящий в движение солнечное колесо 1 с валом 7 (направление показано стрелкой W). Кроме того, в результате непосредственного воздействия рабочей жидкости на солнечное колесо 1 возникает дополнительный движущий момент, совпадающий по направлению с предыдущим, т.к. вектор результирующей силы проходит вне оси вращения вала 7. При дальнейшем вращении солнечного колеса 1 с валом 7 подводящий канал 4 перекрывается сателлитом 3, и заканчивается фаза активного хода. После этого рабочая камера 6 соединяется с магистралью низкого давления через выпускающий канал 5. В результате этого происходит вывод рабочей жидкости. Затем вновь наступает фаза активного хода. Описанный процесс работы выполняет каждая пара сателлитов 3 (количество сателлитов в данном исполнении равно 7) и поэтому движущий момент на валу 7 является суммарным.

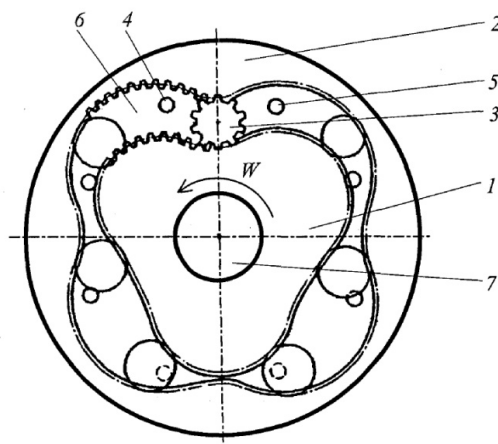


Рисунок 1 – РГМ: 1 - солнечное колесо с наружными зубьями, 2 - солнечное колесо с внутренними зубьями, 3 - сателлит, 4 - подводящий канал рабочей жидкости, 5 - канал для отвода рабочей жидкости, 6 - рабочая камера, 7 - вал солнечного колеса с наружными зубьями.

Сателлиты выполняют функцию клапанов между рабочими камерами и управляют подводом и отводом рабочей жидкости. Пространство 6, заключенное между двумя соседними сателлитами и солнечными колесами, служат рабочей камерой. Количество рабочих камер и сателлитов равно сумме выступов на солнечных колесах: треугольника и квадрата ( $3+4=7$ ), квадрата и шестиугольника ( $4+6=10$ ), шестиугольника и восьмиугольника ( $6+8=14$ ), а количество рабочих циклов, приходящихся на один оборот вала, равно произведению количества выступов на солнечных колесах: треугольника и квадрата ( $3 \times 4=12$ ), квадрата и шестиугольника ( $4 \times 6=24$ ), шестиугольника и восьмиугольника ( $6 \times 8=48$ ), благодаря чему достигается большой геометрический рабочий объем гидродвигателя.

Изменение направления вращения вала 7 осуществляется путем переключения каналов 4 и 5 с магистралью высоким и низким давлением.

Рабочим органом гидромотора является планетарный механизм в котором солнечная и кольцевая шестерни выполнены в виде геометрических фигур. На рис. 2 представлены варианты РГМ при других сочетаниях чисел арок и выступов на солнечных колесах.

Некруглые зубчатые колеса применяют преимущественно для передачи движения

с переменной скоростью. Обобщая полученные применительно к требованиям работы в режиме гидромотора результаты, можно утверждать:

- число арок на солнечном колесе с внутренними зубьями должно быть больше числа выступов на солнечном колесе с наружными зубьями, но не больше чем на три;

- наибольшее число сателлитов должно быть равно сумме числа арок на солнечном колесе с наружными зубьями и числа выступов на солнечном колесе с внутренними зубьями;

- число зубьев на солнечном колесе с наружными зубьями должно быть кратно числу выступов на этом колесе;

- число зубьев на сателлите должно быть меньше половины разности чисел зубьев солнечных колес.

Также РГМ обладает такими положительными качествами, как малая флуктуация вращающего момента, высокая производительность, соосность колес, простота конструкции, небольшие габаритные размеры.

Некоторые виды таких гидромашин изготавливают за рубежом, однако информации относительно расчетов указанных машин, за исключением рекламных проспектов [4], нет.

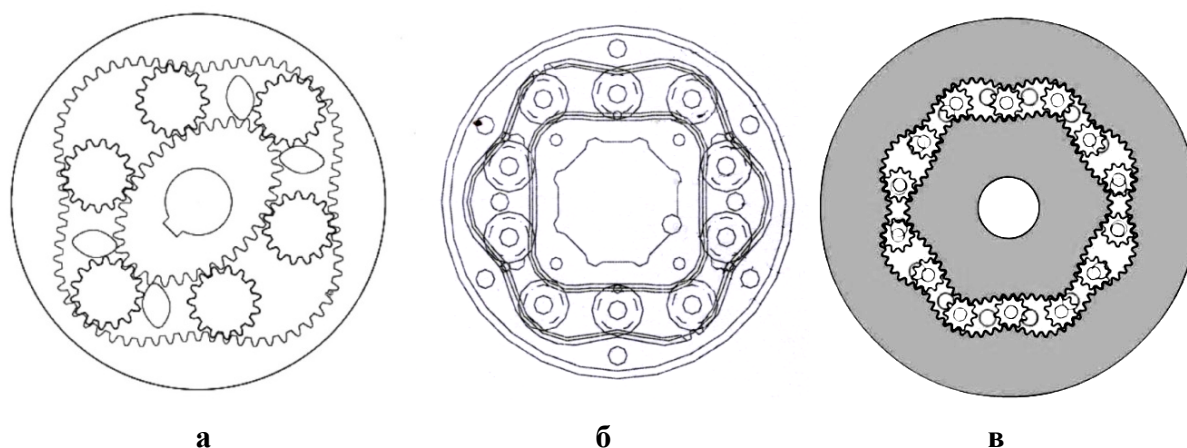


Рисунок 2 – Варианты исполнения РГМ: а) овал в квадрате; б) квадрат в шестиугольнике; в) шестиугольник в восьмиугольнике

### Сравнение РГМ с другими типами гидромашин

Для объективного анализа качества гидропередачи и выбора критерия для сравнения гидромашин различных типов необходимо определить показатели, позволяющие оценить совершенство их конструкции [6].

Важным параметром, характеризующим совершенство конструкции, является отношение массы на единицу рабочего объема (удельная масса) и отношение массы на единицу передаваемого момента (удельный момент).

Целесообразно сравнивать высокомоментные гидромоторы, поэтому для сравнения выбираем радиально-поршневые, аксиально-поршневые и героторные гидромоторы, с рабочим давлением 20 МПа.

На рис. 3 показано отношение рабочего объема к массе, на рис. 4 отношение передаваемого крутящего момента к массе гид-

ромотора. Кроме того, на этих же графиках показана длина линейного ряда того или иного принципа построения гидромоторов.

Из графика рис. 3 мы видим, что для РГМ с увеличением рабочего объема в 6,5 раз масса увеличивается в 2 раза. У гиподных гидромашин при увеличении объема в 2,5 раза масса практически не изменяется, но в сравнении с РГМ его масса при тех же объемах в 2 раза больше. Для аксиально-поршневых при увеличении объема в 2 раза масса увеличивается в 3,5 раза, в сравнении с РГМ его масса в 2-6 раз больше при тех же рабочих объемах. У радиально-поршневого мотора при увеличении объема в 2,5 раза масса увеличивается в 1,5 раза, в сравнении с РГМ при тех же объемах его масса больше в 5 раз больше.

На графике рис. 4 показаны преимущества РГМ по сравнению с другими гидромоторами по массосиловым показателям.

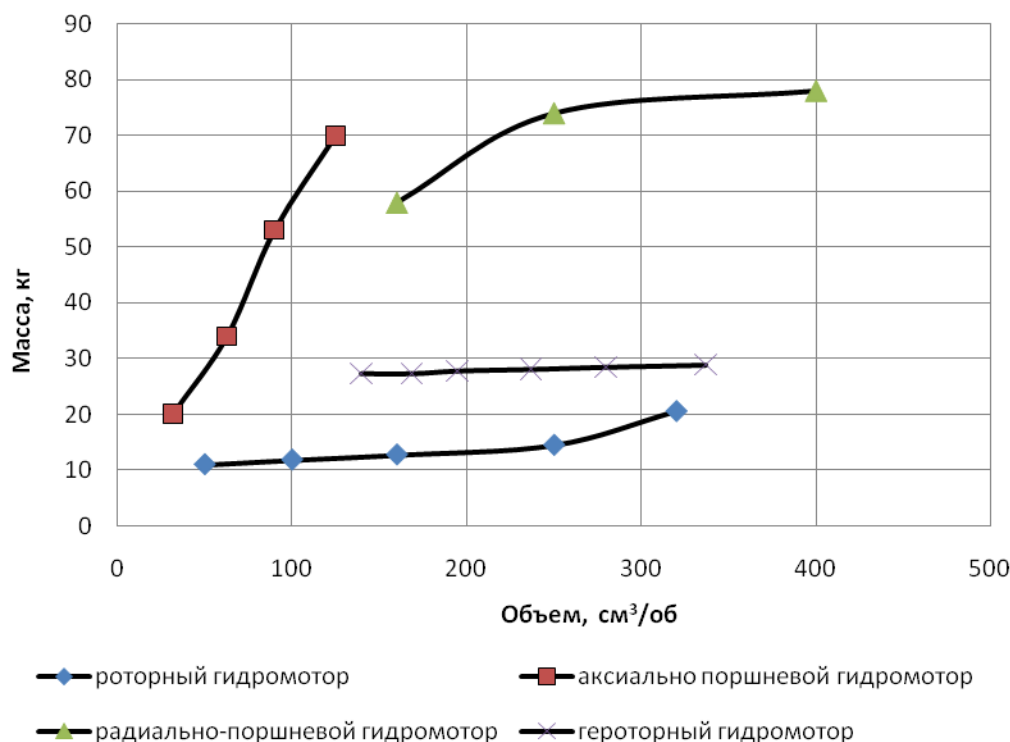


Рисунок 3 - Удельные массовые показатели гидромоторов различных типов



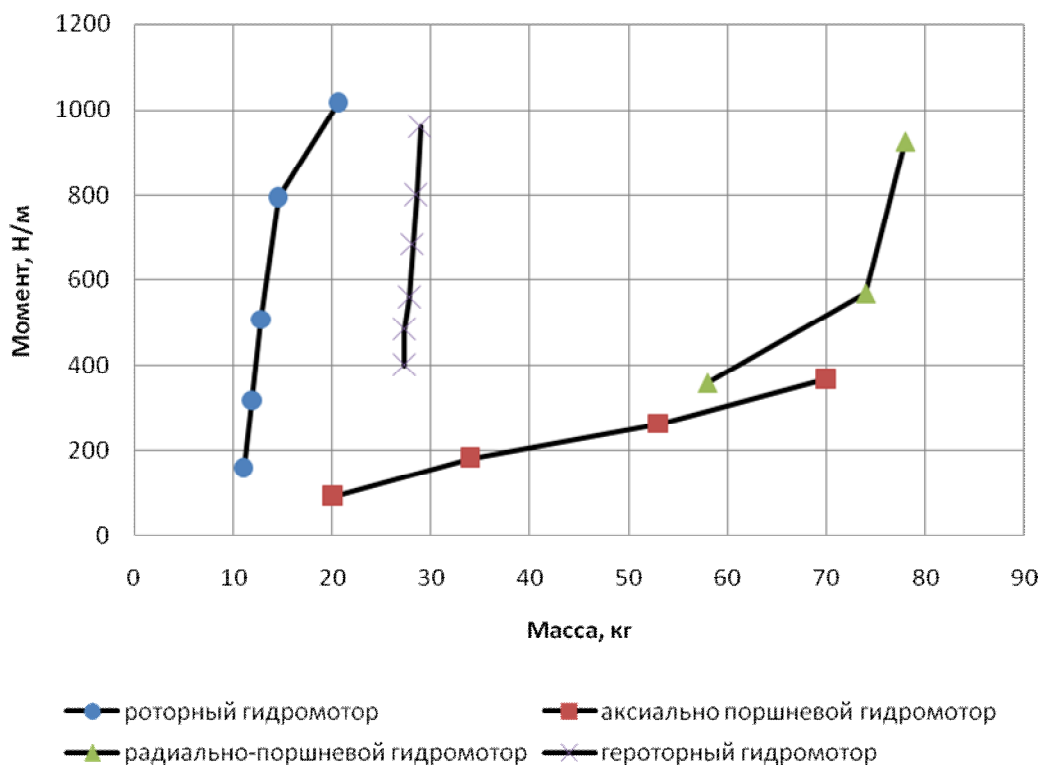


Рисунок 4 - Удельный момент гидромоторов различных типов

Из графиков мы видим что роторная гидромашина по показателям удельного веса и удельного момента превосходит гидромоторы, время доводки которых составляет десятки лет, что способствует увеличению эффективности рабочих машин с такими гидромоторами.

Компактность РГМ и его высокая устойчивость к загрязнениям определяют его большую универсальность. Работает гидромотор надежно при питании жидкостью со степенью очистки 100 мкм, и такой низкой вязкостью как масляно-водная эмульсия.

Польский завод «Гидромех», единственный в мире изготавливающий гидромоторы типа РГМ, любезно передал кафедре «Прикладная гидромеханика» ДонГТУ гидравлическую пилу, производимую в движение гидромотором типа SP (рис. 2б), со следующими параметрами: давление жидкости питания - 16 - 20 МПа; рабочий объем - 50 см<sup>3</sup>/об; крутящий момент (20 МПа) - 160 Нм; питание - эмульсия масляно-водная

HF-A 99-99.7% H<sub>2</sub>O; тонкость очистки - до 100 мкм.

Согласно условий передачи нам указанного оборудования мы не имеем права использования его для коммерческих целей, но с возможным проведением исследований.

На рис. 5 показан гидромотор SP выполненный по схеме "квадрат в шестиугольнике", расположение сателлитов, углы между ними.

Анализируя достоинства и недостатки гидромотора РГМ мы считаем, что и те и другие несут на себе следы преимуществ и недостатков машин, на базе которых они созданы.

Известно, что шестеренные машины отличаются малыми габаритными размерами, малой массой при достаточно большой передаваемой мощности, простотой изготовления, сравнительно невысокой требовательностью к чистоте рабочей жидкости. Именно поэтому 80% всех выпускаемых в мире гидромашин являются шестеренными. Недостатки их также известны специалистам. Это невозможность регулирования

рабочего объема, работа при давлениях среднего уровня (до 16 - 18 МПа), сравнительно невысокие допустимые обороты, что объясняется наличием центробежных выталкивающих сил в районе всасывающего патрубка, неуравновешенность сил, вызванных давлением жидкости и силами в зацеплении зубьев, что приводит к изнашиванию деталей опорных узлов, приводящих в падению объемного КПД, а также увеличению торцевых зазоров. Следует также отметить нерациональность работы шестеренных гидромашин в реверсивном режиме, а также в режиме гидромотора. Наш опыт работы шестеренного прямозубого насоса в режиме мотора показал, что пусковой момент в этом случае более чем в десять раз превышает номинальный.

Гидромоторы нового поколения типа РГМ выполненные на базе передач планетарного типа с некруглыми колесами и с плавающими сателлитами, не имея опорных реакций, более надежны и проще конструктивно. Кроме того, здесь устранен

самый существенный бич шестеренных машин — защемленный объем. Отсутствие специальных торцевых уплотнений увеличивает компактность конструкции.

### Вывод

Нерешенные вопросы, связанные с планетарным гидромотором требуют разработки методик расчета конструктивных параметров гидромотора; выявление конструктивных недостатков и модернизацию гидромотора; обоснование возникновения крутящего момента на сателлитах; динамика пульсаций при переходных процессах; выбор оптимального соотношения профилей формы поверхностей планетарного зубчатого соединения; определение основных силовых и геометрических параметров планетарных гидромоторов; определение динамических составляющих давления и скоростей при работе гидромотора; обоснование области применения планетарных гидромоторов с плавающими сателлитами.



Рисунок 5 – Расположение сателлитов в РГМ

**Библиографический список**

1. Докукин А.В. Радиально-поршневые гидромоторы многократного действия: конструкция, теория и расчет / Докукин А.В., Rogov A.A., Фейфец Л.С. — М.: Машиностроение, 1980. - 288 с., ил.
2. Пат. № 53036. Радиально-поршневий гідромотор багаторазової дії/ Фінкельштейн З.Л., Яценко О.В. Публ. 27.09.2010 р. Бл. № 18.
3. Пат. № 484710 СССР, F 04c 1/08, Объемный роторный двигатель / Б.Сенявский // БИ. 1975. № 34.
4. Официальный сайт завода HYDROMECH. Режим доступа [www.hydromech-rac.pl](http://www.hydromech-rac.pl)
5. Гидропневмоавтоматика и гидропривод мобильных машин. Объемные гидро- и пневмомашины и передачи: Учеб. пособие для вузов / Андреев А.Ф., Барташевич Л.В., Богдан Н.В. и др.; Под ред. В.В. Гуськова. — Мн.; Выш. шк., 1987. — 310 с.; ил.
6. Пономаренко Ю.Ф. Высокомоментные радиально-поршневые гидромоторы горных машин / Пономаренко Юрий Филиппович. — М., «Недра», 1972. - 376 с.
7. Ан И-Кан. Синтез, геометрические и прочностные расчеты планетарных механизмов с некруглыми зубчатыми колесами роторных гидромашин : дис. ... докт. техн. наук : 01.02.06, 05.02.18 / Ан И-Кан. — Томск, 2001. — 236 с.
8. Пат. № 2137943 Российская Федерация, F04 C 2/08. Роторная гидромашина /Ан И-Кан //БИ. -1999. - №26 .

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

д.т.н. Литвинский Г.Г.,  
Ковалёв Г.П.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

## РАЗРАБОТКА АКСИАЛЬНЫХ ГАРМОНИЧЕСКИХ ГИДРОМАШИН НОВОГО ПОКОЛЕНИЯ

*Розглянуті питання розвитку аксіальнопоршневих гідромашин. Запропонована конструкція нового типу гідромашини аксіальної з кільцевими витискувачами, які мають гармонічні хвиляві поверхні на торцях. Дана методика розрахунку основних параметрів гідромашини аксіальної гармонічної (ГМАГ). Приведені технічні характеристики ГМАГ різних типорозмірів, зроблено порівняльний аналіз сучасних серійних гідромашин і ГМАГ. Показано переваги запропонованої конструкції.*

**Ключові слова:** аксіальнопоршнева гідромашина, конструкція, розрахунок параметрів, технічна характеристика, порівняльний аналіз.

*Рассмотрены вопросы развития аксиальнопоршневых гидромашин. Предложена конструкция нового типа гидромашины аксиальной с кольцевыми вытеснителями с гармоническими волновыми поверхностями на торцах (ГМАГ). Дана методика расчёта основных параметров и технические характеристики ГМАГ. Приведены технические характеристики ГМАГ различных типоразмеров, дан сравнительный анализ серийных гидромашин и ГМАГ.*

**Ключевые слова:** аксиально-поршневая гидромашина, конструкция, расчёт параметров, техническая характеристика, сравнительный анализ.

### Введение

В настоящее время в базовых отраслях техники и, в первую очередь, в горной промышленности, происходит качественная замена существующих технических решений горного оборудования на основе широкого применения высокомоментного объёмного гидропривода. Это обусловлено его явными преимуществами перед широко распространённым электроприводом, в частности, за счет устранения промежуточного понизительного редуктора, широких возможностей регулирования, малых габаритных размеров и массы. В промышленности для силовых приводов получили широкое распространение объёмные гидромашины различных типов [1]: для маслостанций – аксиальнопоршневые высокооборотные насосы и в качестве гидроприводов – радиальнопоршневые высокомоментные гидромоторы. Эти гидромашины (ГМ) превосходят электродвигатели по массе в 15-30 раз, а по размерам в 3-4 раза [2] и заняли лидирующее положение в безредукторных приводах горного и об-

щепромышленного оборудования. Однако существующие ГМ имеют большие резервы совершенствования за счет упрощения конструкции, уменьшения габаритов и массы, снижения стоимости изготовления и эксплуатации, значительном увеличении моторесурса до 20 тыс. часов работы и более. Это существенно расширяет область их применения в гибридных трансмиссиях мобильных машин (например, в горных проходческих и выемочных комбайнах, буровом оборудовании, карьерных автосамосвалах, бульдозерах и т.д.).

Широкое применение получили аксиальные ГМ в основном благодаря небольшим габаритам. Аксиальные ГМ относятся к классу машин однократного действия, что не позволяет их использовать в безредукторном приводе, т.к. они высокооборотные. Этим ГМ присущи низкий крутящий момент, малый рабочий объём, что резко сужает их область применения. Радиальнопоршневые ГМ обладают многократным действием и высоким крутящим моментом, однако имеют ограниченное

число оборотов, высокую сложность конструкции и большие габаритные размеры.

Поэтому создание нового типа ГМ, способных объединить преимущества и исключить недостатки радиальных и аксиальных ГМ является актуальной проблемой. Ее можно решить путём принципиального изменения главной узла ГМ, - вытеснителя, - и способа преобразования энергии рабочей жидкости в механическую и наоборот [3]. Наиболее перспективным направлением такого поиска можно считать создание нового типа аксиальных гидромашин многократного действия с широким диапазоном частот вращения и низкими габаритно-массовыми показателями. Это и является целью данной работы, которая достигается путём решения следующих задач:

- создать новую конструкцию аксиальной ГМ;
- разработать методику расчёта её параметров;
- произвести сравнительный анализ новой и существующих типов гидромашин.

### **1. Разработка конструкции новой аксиальной гидромашин ГМАГ**

Предварительный анализ существующих [1, 2] объёмных гидромашин (аксиально- и радиальнопоршневых) показал, что их общими конструктивными недостатками являются:

- однократность действия аксиальных ГМА, что ведёт к высоким оборотам выходного вала, наличию «мёртвой точки», ограничению минимального числа оборотов;
- не используется обратный ход поршня в рабочем цикле, что по крайней мере вдвое снижает технические характеристики ГМ;
- поршни, как правило, подвергаются боковым усилиям, что приводит к их изгибу и износу, и значительно ограничивает работоспособность и моторесурс ГМ;
- ограничения на частоту вращения сверху и снизу.

Для устранения указанных недостатков разработана новая гидромашин аксиаль-

ная гармоническая ГМАГ, которая состоит (рис. 1 и 2) из полого вала 1, установленного на радиальных подшипниках 2 в корпусе 3, и подвижных вытеснителей 4, расположенных на вале 1 с помощью шлицов 5. Поверхности торцов 6 вытеснителей 4 выполнены в виде конгруэнтно-сдвинутых вдоль оси вала гармоничных волн. На рис. 2 представлена развёртка ГМ по вытеснителям, где можно проследить за особенностями контакта торцевых поверхностей вытеснителей 4 и стенок 7 кольцевых втулок 8 и 9 в кольцевой полости 10. На вытеснителях 4 установлены с помощью штифтов 11 распределительные кольца 12 с радиальными отверстиями 13. Вытеснители 4 расположены в неподвижной кольцевой полости 10 и герметично разделяют ее на две рабочие камеры 14. Полость 10 образована с помощью внутренних цилиндрических поверхностей кольцевых втулок 8 и 9, снабженных отверстиями 15. Эти кольцевые втулки имеют тавровое сечение с переменной по гармоническому закону толщиной стенки, которые выполнены зеркально симметрично по отношению к гармонично-волновым поверхностям торцов 6 вытеснителей 4. Внешние цилиндрические поверхности этих втулок снабжены шлицами 16 и, тем самым, неподвижно закреплены на шлицах 16 внутренней цилиндрической поверхности корпуса 3. Корпус 3 и находящиеся в нем кольцевые втулки 8 и 9 зафиксированы с помощью крышек 17 и 18.

Напорная гидромагистраль 19 (рис. 3) подведена к распределительной трубе 20, которая неподвижно установлена в центре полого вала 1. Труба 20 имеет радиальные отверстия 21, периодически соединяемые с отверстиями 22 при вращении вала 1 и с наружной кольцевой проточкой 23, что позволяет управлять движением потока рабочей жидкости в соответствии с движением вытеснителей.

Из каждой рабочей камеры 14 рабочая жидкость через отверстия 13 в распределительном кольце 12 движется через отверстия 15 во втулках 8 и 9 и отверстия 24

в корпусе в распределительную камеру 25, а из нее – в гидромагистраль низкого давления 26.

## 2. Особенности работы аксиальной гидромашины ГМАГ

Гидромашина аксиальная ГМАГ в режиме насоса работает следующим образом. Полый вал 1 вращается под действием внешнего крутящего момента  $M$  и через шлицы 5 сообщает вытеснителям 4 вращательное движение, которые передают его через штифты 11 распределительным кольцам 12, а они осуществляют гидро-распределение потока. Вытеснители 4 находятся в зацеплении своими криволинейными торцами 7 с одной из торцевых гармонических волновых поверхностей стенок кольцевых втулок 8 и 9 получают дополнительно к вращательному аксиальное возвратно-поступательное перемещение в кольцевой полости 10 с переменной скоростью по гармоническому закону. При этом вытеснители 4 меняют объем примыкающих рабочих камер 14, создавая при

этом разрежение в одной из рабочих камер, объем которой увеличивается и при этом заполняется рабочей жидкостью низкого давления. Одновременно происходит вытеснение рабочей жидкости из другой камеры через отверстия в распределительных кольцах 12, втулках 8 и 9 и корпусе 24 в напорную магистраль 19. При обратном ходе вытеснителей 4 рабочие камеры 14 нагнетания и всасывания меняются местами. Это обеспечивает движение рабочей жидкости в гидромашине.

Гидромашина является обратимой и при работе в режиме гидромотора меняется только направление передачи усилий от вытеснителей 4 к валу 1. Кроме того, гидромашина является реверсивной, для изменения направления вращения необходимо произвести переключение потока рабочей жидкости в подводящих гидромагистралях.

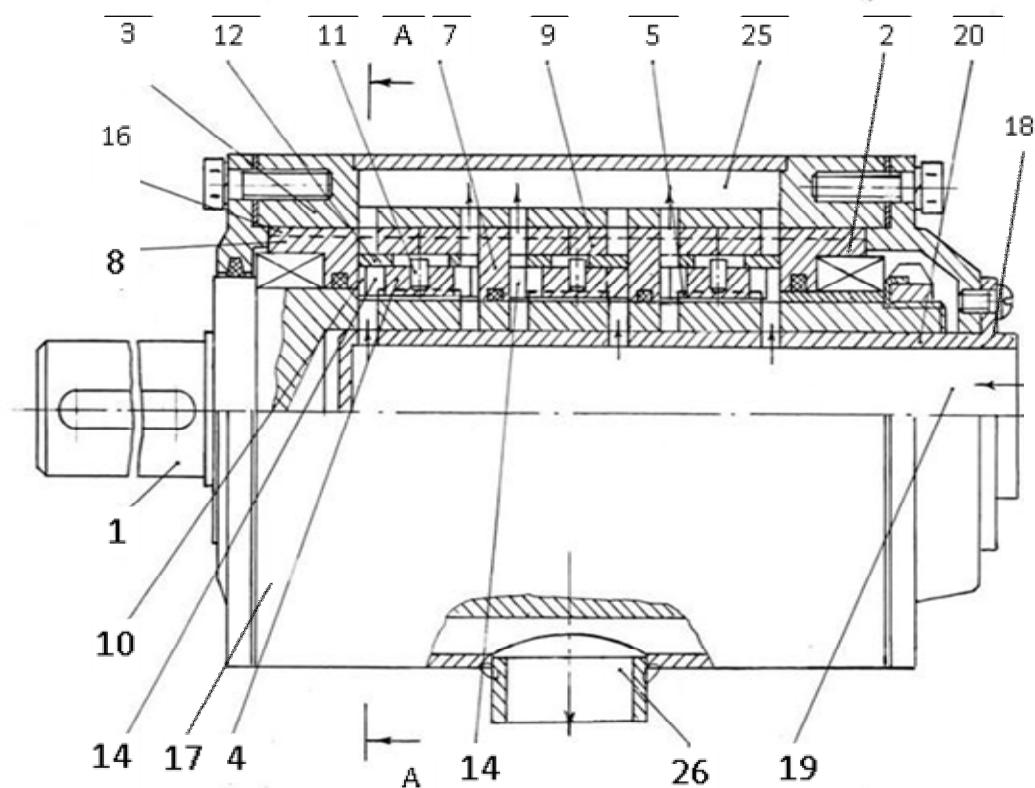


Рисунок 1 – Общий вид ГМАГ

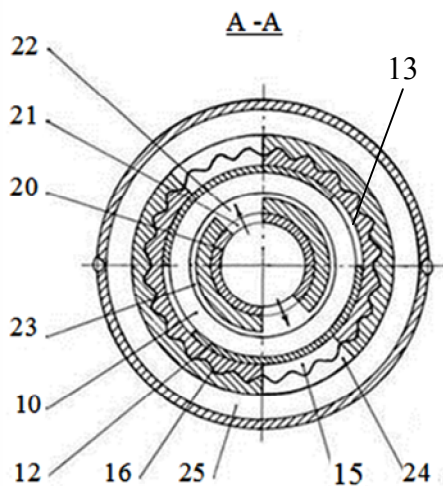


Рисунок 2 – Разрез гидромашины по рабочей камере

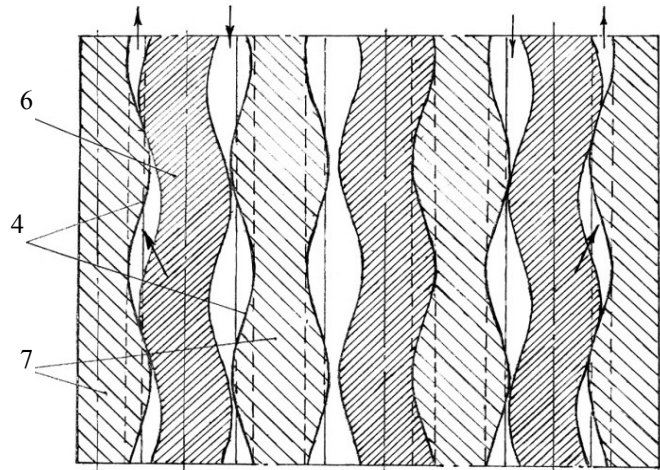


Рисунок 3 – Развертка гидромашины по диаметру вытеснителя (стрелками показаны движение жидкости и вытеснителей)

Количество вытеснителей 4 в гидромашине может быть разным, при этом соседние вытеснители 4 расположены со сдвигом фаз между гармоничными волновыми поверхностями торцов 6 на угол, который определяется формулой:

$$\theta = 2\pi / zm,$$

где  $z$  – количество вытеснителей;

$m$  – число рабочих ходов возвратно-поступательного перемещения вытеснителя за оборот один вала.

Например, в конструкции ГМ предусмотрено три вытеснителя 4  $z = 3$ . Число рабочих ходов для каждого вытеснителя с тремя периодами гармонических поверхностей на торцах  $m = 3 \cdot 2 = 6$ , где  $n = 2$  – число рабочих ходов вытеснителя 4 в каждом цикле. Для такой ГМ угол сдвига фаз равен  $\theta = \pi / 9$ , и она имеет кратность  $k = z \times m = 18$ .

Такая гидромашина будет иметь весьма малый коэффициент неравномерности работы, что позволит ее использовать даже при минимальных частотах вращения, что важно при разработке трансмиссий мобильных машин.

### 3. Методика расчёта ГМАГ

Особенность расчёта состоит в том, что параметры ГМ определяем исходя из тре-

бований механической прочности деталей (прочностной расчет) и пропускной способности ГМ при движении рабочей жидкости (гидравлический расчет). Расчёт проводим без учёта объёмного и гидромеханического КПД, что в дальнейшем следует учесть при реальном проектировании ГМ (мощность будет меньше на 5...10 %).

В качестве исходных данных для расчёта ГМАГ приняты:

- $\omega$  – максимальная частота вращения выходного вала гидромотора, рад/с;
- $M$  – максимальный момент на выходном вале гидромотора, кН·м;
- $p$  – максимальное давление в напорной магистрали гидромотора, МПа.

Расчёт гидромашины ГМАГ производим в следующей последовательности:

**3.1. Рабочий объем ГМ  $V_p$ , расход рабочей жидкости  $Q$ , максимальную мощность  $P$**  определяем по известным формулам гидравлики [4].

Рабочий объем ГМ равен:

$$V_p = 2\pi \frac{M}{p}.$$

Геометрический объем рабочей камеры равен  $q_p = V_p / mz_m n_{Ц}$ ,



где  $m \geq 3$  – количество вытеснителей и рабочих полостей в ГМ;

$n_{\Pi} = 2 = \text{Const}$  – число рабочих камер в кольцевой полости;

$z_m \geq 3$  – число циклов вытеснителя за один оборот вала.

Дальнейший порядок расчета подчинялся следующему алгоритму:

### 3.2. Определяем параметры напорной магистрали:

Внутренний диаметр трубы  $d_{TP}$  напорной магистрали определяем из условия ее пропускной способности при допустимой максимальной скорости потока  $V_{\Pi} \leq 5$  м/с.

Находим толщину стенки трубы напорной магистрали исходя из сопротивления на разрыв и наружный диаметр трубы напорной магистрали  $D_{TP}$ , м.

### 3.3. Геометрические размеры кольцевой полости и вытеснителя:

Наружный диаметр вала  $d_B$  под вытеснителем определяем из уравнения условия прочности на кручение, м; а толщину вытеснителя  $t_{BT}$  находим из уравнения:

$$t_{BT} = -d_B^2 + \sqrt[3]{d_B^2 / 4 + A_{BT} / \pi}.$$

Наружный и средний диаметры вытеснителя равны:

$$D_{BT} = d_{BT} + 2t_{BT},$$

$$d_O = D_{BT} + t_{BT},$$

где  $A_{BT}$  – рабочая площадь вытеснителя, м<sup>2</sup>;  $A_{BT} = q_P / l_X$ ;

$q_P$  – рабочий объем рабочей камеры, см<sup>3</sup>/об.

### 3.4. Рабочий ход вытеснителя $l_X$ равен

$$l_X = (\pi d_0 \operatorname{tg}(\alpha_P / 2)) / (2n_{\Pi}),$$

где  $\alpha$  – максимальный угол между направлением вращения и касательной к гармонической поверхности вытеснителя.

### 3.5. Ширина вытеснителя $l_{BT} = 3l_X$

Ширина кольцевой полости  $l_{KP}$

$$l_{KP} = l_{BT} + l_X = 4l_X.$$

### 3.6. Силовые параметры ГМ:

– тангенциальное  $F_t$ , и осевое  $T_0$  и нормальное  $N_K$  усилия на гармонической поверхности вытеснителя равны

$$F_t = 2M / (d_0 m),$$

$$T_0 = F_t / \operatorname{tg}(\alpha_p),$$

$$N_K = F_t / \sin(\alpha_p).$$

### 3.7. Геометрические размеры выпускной камеры ГМ

Толщина внутренней  $t_{KPвн}$  стенки выпускной камеры:

$$t_{KPвн} = p D_{BT} / (2\sigma),$$

где  $\sigma = 0,4 \cdot \sigma_B$ ;  $\sigma_B$  – временное сопротивление материала.

Толщина наружной стенки камеры  $t_{KPн}$ :

$$t_{KPн} = p(D_{BT} + t_{KPвн} + h_{KP}) / (2\sigma),$$

где  $h_{KP}$  – высота кольцевой полости  $h_{KP} = A_M / (3l_{KP} + 2l_{\Pi})$ ;

$l_{\Pi}$  – ширина перемычек между кольцевыми полостями  $l_{\Pi} = d_{BT} / 5$ .

### 3.8. Наружный диаметр $D_{GM}$ ГМ:

$$D_{GM} = D_{BT} + t_{KPвн} + h_{KP} + t_{KPн}.$$

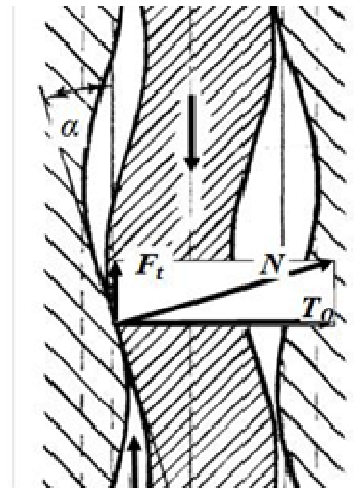


Рисунок 4 - Распределение усилий в точке контакта вытеснителя и стенки втулки



**3.9. Длина ГМ** (без длины выходного вала), м:

$$L_{ГМ} = 3l_{кп} + 2l_{п} + 2l_{пд},$$

где  $l_{пд}$  - длина перемычек подшипникового узла  $l_{пд} = 0,8 \text{ дВт}$ .

**3.10. Объем ГМ, м<sup>3</sup>**

$$V_{ГМ} = 0,785 \cdot D_{ГМ}^2 \cdot L_{ГМ}.$$

**3.11. Масса ГМ, кг**  $m = \rho_M \cdot V_{ГМ} \cdot k_M$ ,

где  $k_M$  – коэффициент металлоемкости [2] конструкции, представляет собой отношение массы ГМ к её максимальному объёму, в среднем  $k_M = 0,7$ ;

$\rho_M$  – плотность материала, кг/м<sup>3</sup>.

Таким образом, методика расчёта ГМАГ достаточно проста и может быть легко запрограммирована для вычислений в известных пакетах Mathlab и MathCad, что даёт возможность проведения многовариантных расчётов с целью оптимизации параметров конструкции.

#### 4. Сравнительный анализ новой и лучших существующих гидромашин

Для объективного сравнения различных конструкций гидромашин необходимо использовать критерии технической эффективности, которые удовлетворяют требованиям безразмерности, полноты, минимальности, избыточности и измеримости.

Для этого воспользуемся обобщённым безразмерным критерием технической эффективности гидромашин  $K_{TE}$  [5], который удовлетворяет вышеуказанным требованиям и вычисляется как ряд равноценных безразмерных комплексов, составленных из наиболее важных параметров ГМ:

$$K_{TE} = \frac{M}{pV} = \frac{P}{\omega p V} = \frac{V_p}{2\pi V}.$$

Наряду с обобщённым критерием  $K_{TE}$  в настоящее время применяют для сопоставления другие известные критерии, которые в том или ином виде используются в промышленной гидравлике:

$K_{M/m} = M / m$  – критерий удельного момента, т.е. крутящий момент, приходящийся на единицу массы ГМ;

$K_{P/m} = P/m$  – критерий удельной мощности, т.е. мощность ГМ, приходящаяся на единицу массы.

Достоинства и недостатки существующих критериев достаточно подробно обсуждаются в работе [5].

Проведём оценку технических параметров гидромашин ГМАГ. С этой целью были проведены расчёты технических показателей некоторых наиболее ходовых типоразмеров ГМАГ (табл. 1). В ней в качестве исходных параметров приняты частота вращения  $n_B$  и максимальный крутящий момент  $M$ , т.е. основные характеристики гидромоторов.

На основании анализа данных табл. 1 прослеживаются основные закономерности. Так, по мере роста крутящего момента возрастают объём и масса ГМ почти по линейному закону. По мере роста мощности ГМ её объём и масса растут не линейно, а с опережающей интенсивностью, особенно для машин с высокой (более 200 об/мин) частотой вращения. Это объясняется тем, что в расчёте ГМ определяющую роль начинают играть не прочностные параметры, а требования по обеспечению необходимой пропускной способности рабочей жидкости, что вызывает повышенный рост геометрических размеров конструкции. Эта закономерность находит отражение и в изменении удельных критериев  $K_{M/m}$ ,  $K_{P/m}$  и  $K_{TE}$ , представленных в последних столбцах табл. 1. По мере роста числа оборотов удельный критерий мощности машины  $K_{P/m}$  существенно увеличивается от 1,2 кВт/кг при 50 об/мин до 8,5 кВт/кг при 500 об/мин, тогда как критерий крутящего момента  $K_{M/m}$  падает в такой же степени от 0,22 до 0,05 кН·м/кг. По такому же закону меняется и обобщённый критерий  $K_{TE}$ .

Таблица 1 – Технические характеристики гидромашин типа ГМАГ различного типоразмера при  $p=32$  МПа

$n_B$ , об/мин	$M$ , кН·м	$V_p$ , см <sup>3</sup>	$\omega$ , рад/с	$P$ , кВт	$V_{ГМ}$ , дм <sup>3</sup>	$m$ , кг	$K_{M/m}$ , кН·м	$K_{P/m}$ , кВт/кг	$K_{TE}$
50	1	200	5.2	5,2	0,8	4,6	0,22	1,14	3,7
200			20.9	21	1	5,3	0,19	3,97	3,3
500			52.3	52	1,1	6,2	0,16	8,45	2,8
50	5	1000	5.2	26	4,3	23	0,21	1,11	3,6
200			20.9	105	4,8	26	0,19	3,97	3,3
500			52.3	262	6,9	38	0,13	6,93	2,3
50	20	3900	5.2	105	15,5	91	0,22	1,15	3,8
200			20.9	419	20,6	113	0,18	3,7	3
500			52.3	1047	39,6	218	0,09	4,8	1,6
50	50	9800	5.2	262	40,7	224	0,22	1,17	3,8
200			20.9	1047	58,1	319	0,16	3,28	2,7
500			52.3	2617	135	740	0,07	3,53	1,2
50	100	19600	5.2	523	81	447	0,22	1,17	3,8
200			20.9	2093	137	784	0,13	2,68	2,3
500			52.3	5233	353	1939	0,05	2,7	0,9

Анализ показал, что новый тип ГМ относится к классу аксиальных высокомоментных машин, которые имеют широкий диапазон изменения числа оборотов и характеризуются большим обобщенным безразмерным критерием технической эффективности  $K_{TE}$ . Он изменяется в пределах от  $K_{TE}=0,9$  для рабочего объема ( $V_p=20000$  см<sup>3</sup>) до  $K_{TE}=3,7$  для машин ГМАГ с рабочим объемом  $V_p=200$  см<sup>3</sup>/об.

Чтобы судить о перспективности новой ГМ, выполним сопоставление ее с лучшими серийными образцами [2] и машинами концерна «Rexroth Bosh Group» [6] по обобщенному критерию технической эффективности  $K_{TE}$ . На рис.5 представлены существующие серийные ГМ (высокомоментные ВмГМ и высокооборотные ВоГМ) [2] и новые объемные ГМ типа ГМАГ. Бросается в глаза явное отличие новой ГМ, так как ее линия тренда значительно (в 3-5 и более раз) превышает линию тренда серийных ГМ. Особенно заметно явное превосходство ГМАГ по максимальному крутящему моменту (100 кН

ми более) по сравнению с серийными, для которых этот показатель является лимитирующим и не превышает 20-25 кН·м.

Самым существенный вывод из сравнения гидромашин – то, что ГМ ГМАК во всем диапазоне изменения крутящего момента, или, что то же, рабочего объема, значительно (в 3...4 и более раз) превосходят серийные ГМ.

На рис. 6 дано сравнение ГМАГ с ГМ концерна «Rexroth Bosh Group», которые считаются лучшими мировыми образцами [6].

Радиальные ГМ MR концерна уступают новой ГМ в 1,5-3 раза по обобщенному критерию эффективности  $K_{TE}$  во всем диапазоне изменения крутящего момента  $M$ . Более того, ГМАГ благодаря своей конструкции не имеет верхнего предела по крутящему моменту, что важно для широкого промышленного применения в мощных образцах техники. Что касается сравнения с аксиальными серийными гидромашинками того же концерна, то из рис. 6-б следует явная зависимость обобщенного крите-

рия  $K_{TE}$  для ГМАК от частоты вращения: чем выше частота вращения, тем ниже значение критерия  $K_{TE}$ . При увеличении частоты вращения от 500 до 3000 об/мин критерий  $K_{TE}$  снижается в 3-4 раза. Тем не менее, во всём диапазоне параметров для аксиальных гидромашин концерна ГМАГ

существенно их превосходит. Так, при частоте вращения 3000 об/мин критерий  $K_{TE}$  у ГМАГ выше, чем у серийных машин в 2-3 раза, тогда как для гидромоторов в наиболее важном диапазоне частот вращения 500 об/мин превосходство ГМАГ по критерию  $K_{TE}$  доходит до 7-8 раз.

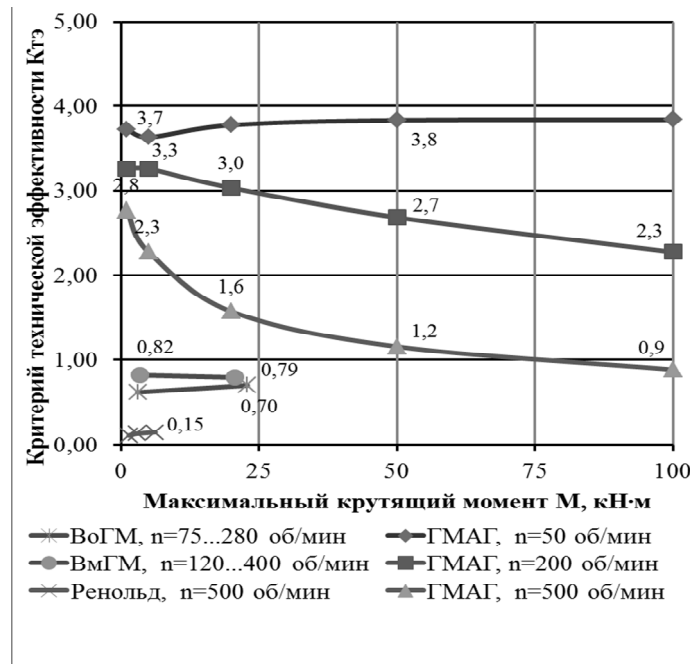


Рисунок 5 - Сравнение серийных и нового типа ГМ по критерию технической эффективности  $K_{TE}$

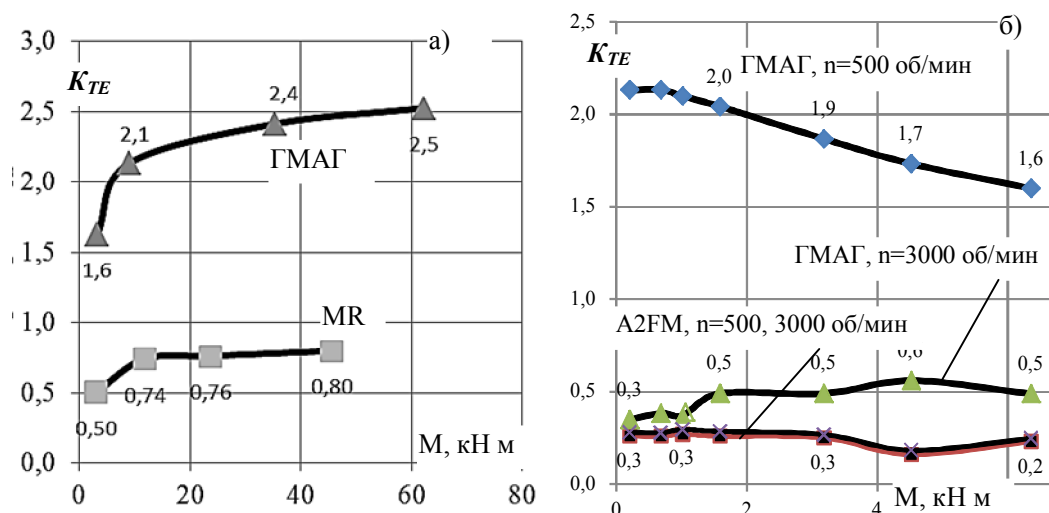


Рисунок 6.- Сравнение ГМАГ по обобщенному критерию  $K_{TE}$  при изменении крутящего момента  $M$  с ГМ концерна «Rexroth Bosh Group»  
а) радиальными, б) аксиальными

Таким образом, как следует из алгоритма расчета и анализа особенностей работы ГМАГ, разработанная конструкция новой аксиальной гармонической ГМ отличается рядом преимуществ перед существующими. В первую очередь следует отметить возможность получения широкого диапазона основных параметров – крутящего момента (до 1000 кН·м) и числа оборотов (от 10 до 3000 и более об/мин). Тем самым полностью перекрывается весь диапазон потребных для промышленности гидромашин, что может обеспечить их широкое использование в машиностроении вообще и в горном машиностроении в частности.

#### **Выводы.**

1. Существующие конструкции объёмных ГМ в основном исчерпали возможности своего дальнейшего совершенствования, их интенсивные и экстенсивные параметры не вполне удовлетворяют возросшим требованиям промышленности.

2. Сформулированы главные требования, которым должны удовлетворять конструкции объёмных ГМ, на основании чего была разработана высокомоментная объёмная аксиальная ГМ нового поколения – ГМАГ (гидромашина аксиальная гармоническая), главной отличительной особенностью которой является новая конструкция вытеснителя, выполненного в виде кольца, совершающего сложное гармоническое возвратно-поступательное и вращательное движение на валу.

3. Разработана методика расчёта ГМАГ, позволяющая конструктору не только выполнить полный выбор конструктивных параметров ГМ, но и произвести оптимизацию её параметров. Особенностью расчёта является учет требований механической прочности деталей (прочностной расчёт) и пропускной способности ГМ при движении рабочей жидкости (гидравлический расчёт).

#### **Библиографический список**

1. *Объёмные гидропривод и гидропневмоавтоматика* / [Аврунин Г.А., Грицай И.В., Кириченко И.Г. и др.]. – Харьков: ХНАДУ, 2008. – 416 с.

4. Гидромашина ГМАГ является реверсивной, обратимой и многократного действия, она превосходит все существующие серийные ГМ в несколько (от 2 до 8) раз по возможному диапазону изменения параметров она перекрывает все потребности машиностроения и может заменить существующие радиальные и аксиальные ГМ.

5. К числу преимуществ разработанной ГМ следует отнести:

- простота конструкции деталей и узлов, доступность их изготовления и удобство монтажа и эксплуатации, обусловленная этим относительно низкая стоимость;

- высокие удельные показатели, превышающие показатели серийных ГМ; надёжность и высокий моторесурс до 20 тыс. часов благодаря разгрузке подшипников от гидравлических усилий и отсутствию изгибающих усилий на основных деталях;

- равномерность работы, высокий крутящий момент и его постоянство без пульсаций, низкое число оборотов выходного вала вплоть до работы в режиме поворотного двигателя;

- большой диапазон изменения интенсивных параметров, – крутящего момента, мощности и числа оборотов, – при малых значениях экстенсивных параметров (габаритов и массы);

- широкая область промышленного применения от стационарных установок вплоть до транспортных машин с безредукторными приводами (например, для приводов подъемов, лебедок, проходческих и выемочных комбайнов, шахтных конвейеров, в том числе при эксплуатации на негорючих водосодержащих (огнестойких) рабочих жидкостях, гусеничных тракторов, экскаваторов, карьерных автосамосвалов в качестве гидромотор-колес бортового хода и др.).

2. Петров В.А. Гидрообъемные трансмиссии самоходных машин. – М.:Машиностроение, 1988. – 248 с.
3. Свешников В.К. Станочные гидроприводы: справочник / В.К. Свешников, А.А.Усов. – М.: Машиностроение, 1982. – 464 с.
4. Финкельштейн З.Л. Расчет, проектирование и эксплуатация объемного гидропривода: учеб. пособие / З.Л. Финкельштейн, О.М. Яхно, В.Г. Чебан, З.Я. Лурье, И.А. Чекмасова. – К.: НТУУ «КПИ», 2006. – 216 с.
5. Литвинский Г.Г. Обоснование критериев технической эффективности объемных гидро-машин //Промислова гідроліка і пневматика. – 2011.– №2. – С. 24-26.
6. Аврунин Г.А. Экстремальные параметры современного гидропривода, достигнутые концерном «Rexroth Bosh Group» / Г.А. Аврунин, И.В. Грицай, И.В. Мороз// Промислова гідроліка і пневматика. –2006.– №4. – С. 3-8.

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

*д.т.н. Окаленов В.Н.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина),  
Величко В.Н.  
(ЧП «Торзтехпром», г. Торез, Украина)*

## СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ УГОЛЬНОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ УКРАИНЫ И ПЕРСПЕКТИВЫ РАЗВИТИЯ МАЛЫХ ШАХТ

*Зроблено аналіз проблем розвитку вугільної галузі, обґрунтована доцільність та економічна ефективність видобутку вугілля міні-шахтами.*

**Ключові слова:** *вугільна промисловість, міні-шахти.*

*Сделан анализ проблем развития угольной отрасли, обоснована целесообразность и экономическая эффективность добычи угля мини-шахтами.*

**Ключевые слова:** *угольная промышленность, мини-шахты.*

Обеспечение энергетической безопасности Украины является одним из главных направлений успешного развития национальной экономики. При этом по-прежнему особая роль отводится наращиванию объемов добычи угля.

В проекте программы «Стратегия развития угольной промышленности Украины на период до 2030 года» предусмотрено довести годовой объем добычи в 2030 г. до 115 млн. тонн, из которых до 75 млн. тонн – энергетического угля.

Достижение этих показателей требует решения целого ряда сложных технических, организационных и научных задач. Большинство из них возникли в связи с негативными тенденциями развития угольной промышленности Украины в последние несколько десятков лет. Так за последние 22 года годовой объем добычи угля снизился со 164,8 млн. т в 1990 г. до 85,7 млн. т в 2012 г., т.е. почти в 2 раза. При этом в течение 10 последних лет объем добычи существенно не менялся, составляя 72-85,7 млн. т/год.

Среди основных причин регресса угольной отрасли следует отметить закрытие целого ряда угольных шахт, усложнение геологических условий залегания угольных пластов с ростом глубины их разработки, хроническая нехватка оборотных средств на воспроизводство фронта

очистных работ, а также капитальных вложений на обновление и модернизацию шахтного фонда.

Следует отметить, что состояние угольной промышленности Украины начало ухудшаться еще в 70-80-е годы прошлого столетия, когда в СССР была сделана ставка на развитие угледобычи в восточных районах Сибири, а капитальные вложения в поддержание и прирост добычи в Донбассе были существенно урезаны.

Наряду с этим постоянное углубление горных работ привело к росту горного давления, газоносности и выбросоопасности угольных пластов, повышению температуры пород. Одновременно с этим увеличилась общая протяженность горных выработок, длина транспортирования угля, водоотливных и дегазационных ставов, усложнялись схемы проветривания шахт.

Решение указанных проблем сдерживающих рост объемов добычи требует значительных капитальных вложений в угольную отрасль. Наиболее эффективно данная задача решается частными компаниями. Поэтому на шахтах, входящих в состав этих компаний, среднегодовая добыча угля существенно превышает аналогичный показатель государственных шахт. Так в 2009 году среднегодовой объем добычи на шахтах частных компаний составил 1141,7 тыс.

т, а государственных 322,6 тыс. т, т.е. почти в 4-е раза больше [1].

Отсюда становится вполне объяснимой стратегия, направленная на дальнейшую приватизацию государственных шахт, а также закрытия неперспективных из них. В настоящее время на 27-и государственных шахтах добыча угля уже приостановлена, и количество таких шахт будет увеличиваться и дальше. В конечном счете, ставится цель обеспечить работу шахт без дотаций из госбюджета, как это имеет место в России, в частности на шахтах Ростовской области.

Частные угольные компании разработали свои стратегии развития шахт. Компания ДТЭК планирует к 2020 году довести объемы добычи до 50,8 млн. т угля. В 2030 году объемы добычи могут быть несколько сокращены за счет закрытия четырех шахт.

Данная компания предусматривает серьезную реконструкцию шахт «Комсомолец Донбасса» и «Добропольская».

Компания «Метинвест» планирует к 2030 г. добывать 6,57 млн. т рядового угля, а «Донецксталь» - 7,5 млн. т. При этом данная компания намеревается обеспечить к 2030 году добычу метана из недр в 3,19 млрд. м<sup>3</sup> в год.

Арендное предприятие шахта им. А.Ф.Засядько планирует увеличить объем добычи к 2030 году до 3,5 млн. тонн.

Таким образом, практически все частные компании предполагают улучшить показатели работы своих шахт, прежде всего, за счет увеличения объемов капитальных вложений на реконструкцию и техническое перевооружение.

Наряду с развитием шахтного фонда крупных частных компаний предполагается наращивать объемы добычи и малыми шахтами. К 2030 году предполагается добывать этими шахтами около 15 млн. тонн, что позволит увеличить долю добычи с них до 10% против примерно 5% в настоящее время.

Такое двукратное увеличение доли добычи угля из малых шахт свидетельствует

о том, что данным шахтам будет уделяться гораздо больше внимания, чем сейчас. Это объясняется тем, что накопленный в Украине, России, США и Китае опыт работы малых шахт показал целый ряд их преимуществ по сравнению с обычными (крупными) шахтами.

К числу этих преимуществ, прежде всего, можно отнести: быстрый (2-3 года) ввод шахты в работу; низкая себестоимость добычи; высокое качество угля; высокая степень адаптации к изменению конъюнктуры рынка; решение социальных проблем, связанных с занятостью шахтеров в депрессивных шахтерских поселках.

Указанные преимущества ведут к постоянному увеличению количества малых шахт. В настоящее время их число в Донецкой и Луганской областях составляет около 140. В 2012 году этими шахтами добыто примерно 3 млн. тонн угля.

В отличие от «копанок», законно работающие малые шахты нашли свою официальную нишу. Это, прежде всего, обеспечение топливом местного населения, коммунальных котельных, теплоэлектроцентралей, цементных заводов, а также поставки антрацитов хорошего качества мелкими партиями на экспорт.

Таким образом, малые шахты практически не конкурируют с крупными частными угольными компаниями, поскольку не реализуют уголь непосредственно крупным потребителям. В то же время объединение нескольких малых шахт в составе одной компании позволит обеспечить углем и крупных потребителей.

Отмеченные выше преимущества малых шахт делает их привлекательными для частного бизнеса, который готов вкладывать финансовые ресурсы в строительство и эксплуатацию этих шахт.

Если упрощенно охарактеризовать технико-экономические показатели работы малой шахты, то они выглядят следующим образом: среднесуточная добыча - 20÷100 тонн, себестоимость добычи 350÷450 грн./т. При цене реализации до 650 грн./т работа малой шахты вполне рентабельна, что и

наблюдается на практике. Именно это обстоятельство ведет к дальнейшему увеличению количества малых шахт и наращиванию объемов добычи из них.

Однако при реализации данного направления развития угледобычи в Украине приходится сталкиваться с целым рядом трудностей. Одним из препятствий на пути создания малых шахт является оформление и согласование всевозможных разрешительных документов. Сейчас на это уходит 2-3 года.

Кроме этого возникает ряд проблем при разработке проектной документации, поскольку действующие нормативно-технические документы сориентированы на строительство и эксплуатацию крупных шахт и в них не отражена специфика малых шахт.

Возникают и проблемы с производственным, техническим, финансовым и юридическим сопровождением строительства и эксплуатации малых угольных шахт. Дело в том, что содержать на одной малой шахте все структуры, предусмотренные проектами крупных шахт не только экономически невыгодно, но часто и нецелесообразно исходя из особенностей малых шахт.

Отсюда возникает необходимость в разработке, согласовании и утверждении нормативных документов по технологии и безопасности работы малых шахт, их юридического, финансового обеспечения.

#### Библиографический список

1. Окаєлов В.М. Проектування шахт. САПР / В.М.Окаєлов, В.Г.Красник, В.Д.Рева. – Алчевск: ДонДТУ, 2012. – 315 с.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Заблодским Н.Н.*

Решение этих проблем позволит обеспечить нормальное развитие малых шахт и повышение их инвестиционной привлекательности. Для этого необходимо разработать целевую государственную программу развития и поддержки малых шахт. При разработке этой программы следует обобщить уже накопленный как в прошлом, так и сейчас опыт работы малых шахт, а также расширить права региональных госадминистраций с точки зрения координации работы данных шахт, решения местных социальных и экологических проблем.

Выполненный анализ позволяет сделать следующие выводы:

- одним из важных направлений развития угольной промышленности Украины является развитие строительства и эксплуатации малых шахт;
- для повышения эффективности работы малых шахт и их инвестиционной привлекательности необходимо разработать соответствующую целевую государственную программу;
- при разработке указанной программы необходимо в первую очередь уделить внимание нормативно-техническому и юридическому обеспечению работы малых шахт, решению экологических вопросов;
- развитие сети малых шахт способствует решению ряда социальных проблем, прежде всего, проблемы занятости населения в депрессивных шахтерских поселках.



д.т.н. Литвинский Г.Г.,  
асп. Бикишева Ю.Н.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

## ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ФОРМЫ ОБРАЗЦА ПРИ ИСПЫТАНИЯХ НА РАСКОЛ

З метою підвищення точності і надійності визначення міцності гірських порід на одновісний розтяг вивчені особливості руйнування порід розколом за допомогою метода кінцевих елементів. Досліджено розподіл напружень в зразках прямокутної форми в постановці задачі Герца про стискання циліндра. Вперше встановлено діапазон застосування методу розколу.

**Ключові слова:** задача Герца, міцність на розтяг, метод розколу, прямокутний зразок, розподіл напружень, область застосування.

С целью повышения точности и надежности определения прочности горных пород на одноосное растяжение изучено особенности разрушения пород расколом методом конечных элементов. Исследовано распределение напряжений в образцах прямоугольной формы в постановке задачи Герца о сжатии цилиндра. Впервые установлен диапазон применения метода раскола.

**Ключевые слова:** задача Герца, прочность на растяжение, метод раскола, прямоугольный образец, распределение напряжений, область применения.

При проектировании и выполнении строительных и горных работ постоянно необходимы данные о физико-механических свойствах горных пород и каменных материалов. Это требует проведения обширных испытаний пород по определению их прочности, в первую очередь на одноосное сжатие и растяжение.

Одним из наиболее распространённых методов определения предела прочности каменных материалов на растяжение является испытание его на раскол путем сжатия образцов встречно направленными силами. Этот метод был предложен почти одновременно в 1953 г. в Японии Аказава (Akazawa) и в Бразилии двумя инженерами Карнейро (Carneiro) и Барселлос (Barcellos). Метод основан на использовании результатов теоретического решения Г. Герца краевой задачи теории упругости о напряженном состоянии цилиндра, нагруженного по диаметру двумя сосредоточенными силами. Расчётная схема задачи Герца показана на рис. 1.

Из решения этой задачи следует, что вдоль вертикального диаметра ядра действуют равномерно распределённые растягивающие напряжения (со знаком плюс).

$$\sigma_x = \frac{P}{\pi R} = \text{const}, \quad (1)$$

где  $P$  – распределённая нагрузка вдоль образующей цилиндрического образца круглой формы, Н/м;

$R$  – радиус образца, м.

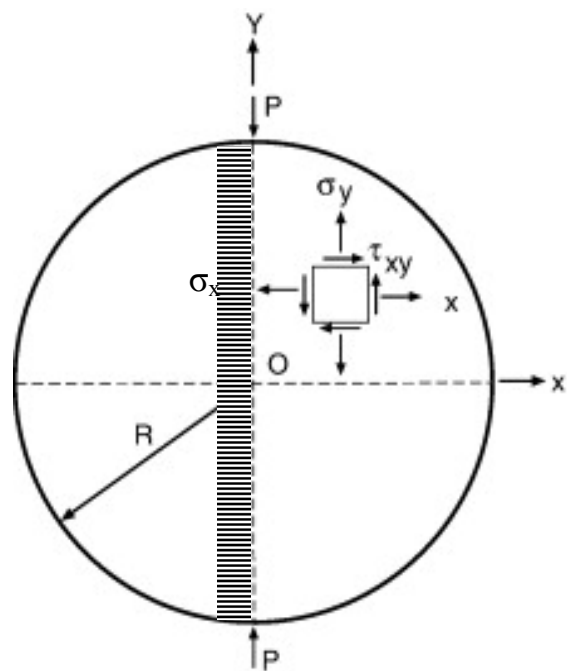


Рисунок 1 – Задача Г. Герца о нагружении диска сосредоточенными силами  $P$

Такое равномерное распределение растягивающих напряжений по всему диаметру образца даёт уникальную возможность испытывать каменные материалы на одноосное растяжение, прикладывая сжимающую нагрузку, что достаточно просто осуществить в лабораторных и полевых условиях. Этот метод испытаний привлекает постоянное внимание многих исследователей [1-7], трудами которых было установлено много важных закономерностей, позволяющих упростить метод и уточнить результаты испытания расколом. Однако ряд выводов в таких работах не всегда совпадали. Так, в одной из первых работ [1] исследовалось разрушение расколом в «бразильском» методе на основе критерия Гриффитса в зависимости от соотношения между прочностью на одноосное сжатие и растяжение, и показано его существенное влияние на результаты испытаний.

В ряде исследований, например, в [2,3] установлено, что разрушение образцов либо начиналось сразу под нагрузочными плитами пресса, либо сопровождалось сдвигами и поэтому результаты нельзя было однозначно трактовать как прочность на растяжение (рис. 2).

В работе [4] рассмотрены особенности испытаний пород расколом на образцах разной, в том числе и произвольной формы, однако не было исследовано, как влияют отклонения формы образца от круговой на результаты испытаний. Это при-

водило к неопределённости при оценке достоверности испытаний. В более ранних исследованиях [5] для анализа механизма разрушения от растягивающих напряжений в Бразильском методе привлекался аппарат механики разрушения с целью получения не только прочности на растяжение, но и показателей вязкости разрушения различных пород.

В последнее время интерес исследователей к данному методу испытаний пород не ослабевает, при этом широко используются численные методы изучения закономерностей испытаний. Так, методом граничных элементов [6] моделировалось возникновение микротрещин в образце с учётом влияния даже незначительных вариаций трения под нагружающими плитами пресса. При этом сделаны выводы, что возникновение трещин обусловлено внезапным случайным увеличением деформации перпендикулярно вертикальному диаметру образца. С учётом эффектов трения и для повышения достоверности испытаний были предложены и исследованы на численных моделях новые методы раскола, в частности, раскол образца ударной нагрузкой [7].

Метод испытаний пород на растяжение расколом стал настолько удобным, что его стали использовать с целью уменьшения трудоёмкости и обеспечения массовости испытаний не только для образцов цилиндрической формы, но и при иных формах сечения, вплоть до произвольной конфигурации.

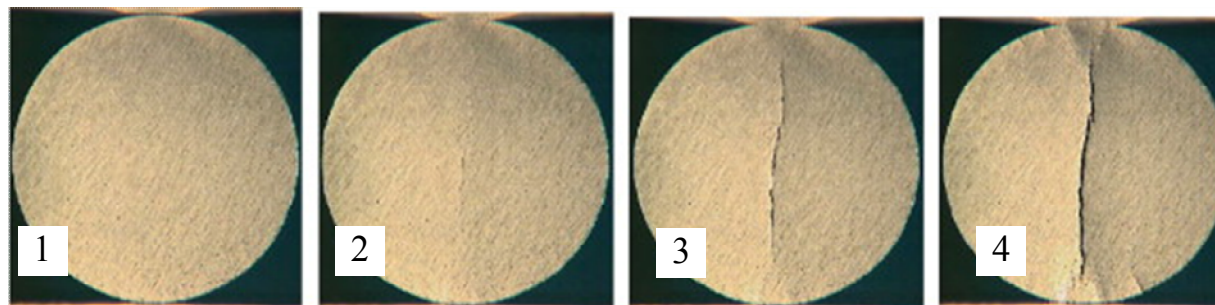


Рисунок 2 – Развитие трещин при испытании расколом:

- 1 – исходное упругое состояние образца; 2 – начало трещины в центре образца,  
3 – максимум нагрузки, 4 – конец испытаний, снижение нагрузки [2]

Однако до настоящего времени не изучено, как влияет изменение формы испытуемого образца на результаты испытаний, какие допустимы отклонения формы образца от исходной круговой. Значимость подобных исследований состоит в том, что они могут помочь снять жёсткие ограничения на форму образца и тем самым значительно упростить и ускорить испытания.

**Целью исследований** являлось изучение влияния формы образца на прочность их при расколе. **Объект** исследования – образцы горных пород прямоугольной формы с различным соотношением сторон. **Предмет исследования** – напряжённо-деформированное состояние (НДС) образцов при их расколе.

**Основная идея** исследования заключается в определении отклонения главных напряжений в образцах различной формы от теоретического НДС в идеальном случае (испытания согласно задаче Герца) с помощью метода конечных элементов (МКЭ). На первом этапе изучения рассматривались образцы прямоугольной формы при изменении соотношения их сторон.

Метод конечных элементов основан на идее аппроксимации непрерывной функции напряжений дискретной моделью, состоящей из конечных элементов, на которых эта функция принимает дискретные значения. Поскольку исследуемая геометрическая область выбрана в форме прямоугольника, по центру которого приложены сосредоточенные силы, осуществляющие внешнее нагружение, то разбиение этой области на конечные элементы осуществить особенно просто. При этом можно воспользоваться тем, что расчётная схема и отражающая её модель имеют две взаимно перпендикулярных плоскости симметрии. Следовательно, можно строить модель для определения напряжений не во всём образце (круговой или прямоугольной формы), а в одной четвертой его части. Тем самым количество конечных элементов в образце сокращается в четыре раза, что ускоряет работу ЭВМ и упрощает

анализ полученных результатов. Для исследований можно использовать любой из существующих пакетов прикладных программ МКЭ ABAQUS, ANSYS, COMSOL Multiphysics, Femap и др. Нами был применён многофункциональный программный комплекс, предназначенный для проектирования и расчета машиностроительных и строительных конструкций различного назначения ПК Лири. Он позволяет рассчитывать конструкции любой сложности на различные виды статических и динамических воздействий и достаточно удобен для обработки результатов расчётов.

Расчётная схема задачи представлена на рис. 3. Внешняя нагрузка в виде сосредоточенной силы  $P = 100$  Н приложена вдоль вертикальной оси симметрии образца  $x = 0$ , следовательно, к половине образца следует приложить половину нагрузки, т.е.  $P/2 = 50$  Н. Граничные условия в модели также очевидны: по вертикальной оси симметрии при  $x = 0$  горизонтальные смещения следует принять равными  $E_{xx} = 0$ , а по горизонтальной границе модели, проходящей также по оси симметрии  $z = 0$  вертикальные смещения отсутствуют:  $E_{zz} = 0$  (система обозначений напряжений и деформаций взята из ПК Лири). Для выполнения этих граничных условий в каждом узле модели предусмотрены соответствующие связи. На остальной поверхности модели ограничения на деформации отсутствуют.

За исходную форму образца, подвергаемого расколу вертикальными силами, принят круг радиуса  $R = 0,5$  м (рис. 3, а). Горизонтальный  $a$  и вертикальный  $b$  размеры четверти прямоугольного образца (рис. 3, б) приняты переменными, а их соотношение менялось в пределах  $a/b = 0,5 \dots 5$ .

Каждый образец был разбит на 2002 изопараметрических универсальных плоских квадратных элемента, размеры которых составляли  $0,01 \times 0,01$  м. Параметры материала образца при численной реализации модели были приняты следующие:

модуль Юнга  $E = 13400$  МПа, коэффициент Пуассона  $\nu = 0,25$ , объемный вес  $\gamma = 0,025$  МН/м<sup>3</sup>. Попутно отметим, что эти параметры лишь конкретизируют расчётную схему, но совершенно не влияют на напряжённо-деформированное состояние модели, если перейти к относительным величинам размеров и напряжений.

Для анализа влияния формы прямоугольного образца его вертикальный размер был фиксированным  $b = 0,5$  м, а горизонтальный изменяли  $a = 0,25, 0,50, 1,0, 2,50$  и  $5,0$  м, т.е. соотношение высоты к ширине задавалось с помощью коэффициента формы  $\xi = b/a = 0,5, 1, 2; 5, 10$ . Количество элементов в образце по мере изменения коэффициента формы  $\xi$  изменялось соответственно от 1250 до 25000 шт. (рис. 3, б).

В результате выполнения расчетов было найдено НДС образцов в виде распределения напряжений  $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$ . При этом априори ясно, что вдоль осей симметрии образца расположены главные площадки, на которых касательные напряжения отсутствуют  $\tau_{xy} = 0$  и действуют только главные нормальные напряжения  $\sigma_x, \sigma_y$ . За эталонное значение напряжений приняты напряжения, возникающие в круговом образце. Поскольку при расколе разрушение образцов происходит от растягивающих напряжений  $\sigma_x$  вдоль оси  $z$ , т.е. при  $x = 0$ , а осо-

бенности распределения остальных напряжений  $\sigma_y, \tau_{xy}$  малосущественны, главное внимание уделялось анализу распределения растягивающих напряжений  $\sigma_x$ .

Все полученные результаты по изучению особенностей распределения растягивающих напряжений  $\sigma_x$  удобно представить в виде относительной функции ошибки, которая вычислялась по формуле:

$$\Delta\sigma_x = \left( \frac{\sigma_x^n}{\sigma_x^r} - 1 \right) \cdot 100\%, \quad (2)$$

где  $\sigma_x^n / \sigma_x^r$  – соотношение напряжений в образце соответственно прямоугольной и круглой (теоретической) формы.

При  $\Delta\sigma_x < 0$  напряжения в образце заданной формы меньше теоретических, принимаемых по решению Г. Герца, при  $\Delta\sigma_x > 0$  – наоборот.

Проведенное численное моделирование напряжённо-деформированного состояния показало, что оно существенно зависит от соотношения сторон прямоугольного образца  $\xi$  (рис. 3). Как и следовало ожидать, напряжения наименее отличаются от теоретических в квадратном образце, т.е. когда  $\xi = 1$ . Из графиков на рис. 4 видно, что напряжение  $\sigma_x$  в центре образцов меняется незначительно по мере изменения формы образца.

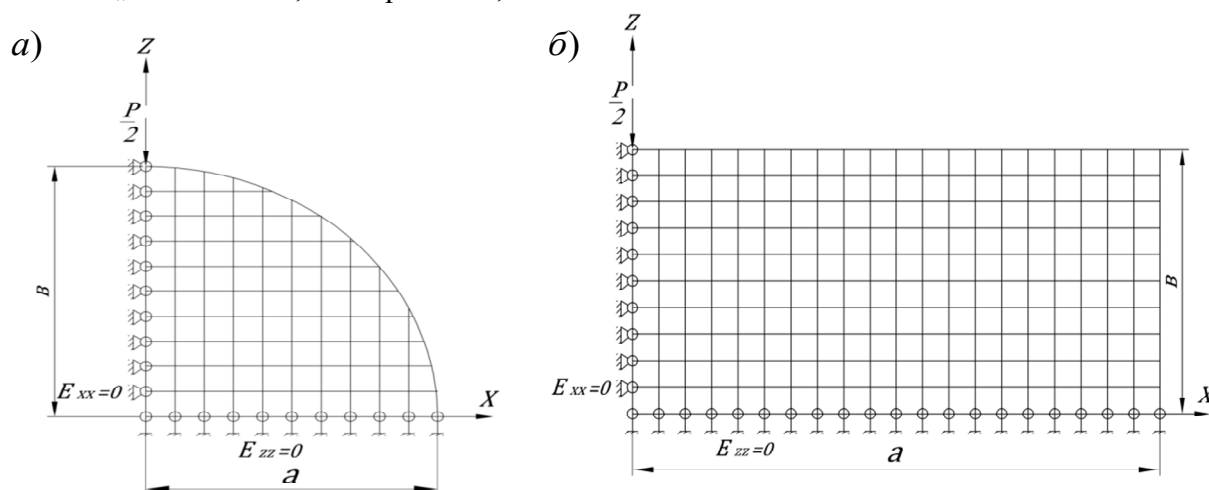


Рисунок 3 – Схема нагружения в задаче Герца о сжатии кругового диска (а) и расчётная схема для прямоугольных образцов (б)

Если проследить за этим изменением вдоль оси  $z$ , где напряжения  $\sigma_x > 0$ , т.е. растягивающие, то оказывается, что отклонения растягивающих напряжений  $\Delta\sigma_x$  от теоретического значения не превышают 20% в центре образца и, независимо от его формы, уменьшаются по мере удаления от центра. Исключением являются образцы удлиненной вдоль вертикальной оси  $z$  формы ( $\xi < 1$ ), у которых отклонения становятся недопустимо большими ( $\Delta\sigma_x = -60 \dots 40\%$ ).

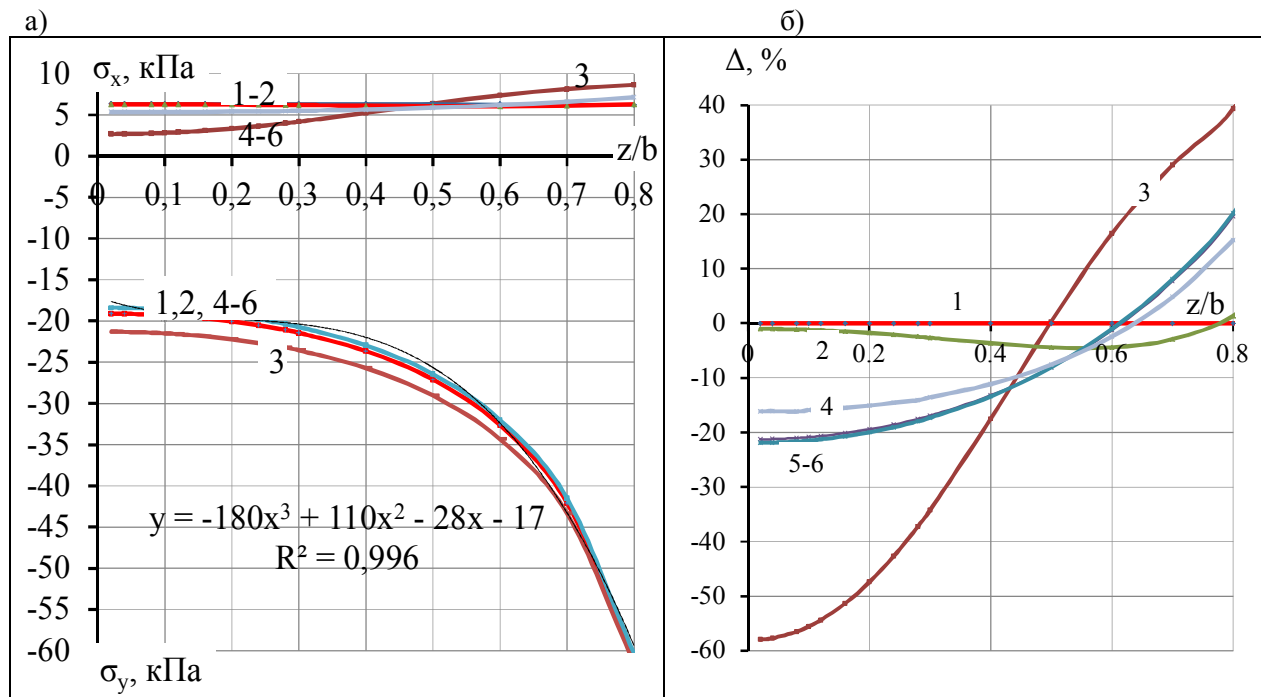
По мере удаления от центра вдоль вертикальной оси  $z$  растягивающее напряжение  $\sigma_x$  (со знаком  $+$ ) уменьшается и переходит через нуль, далее меняет свой знак и вблизи контура под точкой приложения внешней нагрузки резко возрастает. При  $\xi < 0,5$ , когда образец имеет вытянутую вверх форму, возникают значительные отклонения напряжений (60% и более). Минимальное отклонение напряжений возникает при отношении  $\xi = 1,0$ , т.е. когда

образец в сечении имеет форму квадрата. При  $\xi > 1$ , отклонения напряжений от теоретических незначительны (менее 20%). Поэтому выполненные исследования доказывают возможность производить с достаточной точностью испытания на раскол не только образцов круглой формы, но и прямоугольного сечения с одним существенным ограничением: образцы не должны иметь коэффициент формы меньше 1, т.е. необходимо соблюдать условие  $\xi > 1$ .

Чтобы учесть эти закономерности при проведении испытаний на раскол удлиненных вдоль оси  $x$  образцов, когда  $\xi > 1$ , следует при обработке полученных результатов внести поправку, учитывающую это уменьшение растягивающих напряжений, в виде поправочной функции.

$$\sigma_x = f(\xi) \frac{P}{\pi R}, \quad (3)$$

где  $\xi = a/b$  – отношение ширины образца к его высоте.



1 – круг; 2-6 – прямоугольные образцы с  $\xi$ : 2 – 1,0; 3 – 0,5; 4 – 1,5; 5 – 2,0; 6 – 5,0;

Рисунок 4 – Изменение а) растягивающих напряжений  $\sigma_x (>0)$  и  $\sigma_y (<0)$  вдоль вертикальной оси  $z$  в образцах различной формы в плосконапряженном состоянии; б) отклонения  $\Delta\sigma_x$  растягивающих напряжений  $\sigma_x$  относительно теоретических  $\sigma_x^t$  в круговом образце

Поправочная функция  $f(\xi) = f(a/b)$  была определена путём обработки данных, полученных для образцов разной формы в зависимости от возможного диапазона изменения их размеров  $\xi = a/b \geq 1$  и имеет вид:

$$f(\xi) = f(a/b) = 1.3 - \exp(-1.1 \cdot \xi). \quad (4)$$

Тогда исправленная формула задачи Герца (1) будет иметь вид:

$$\sigma_x = f(\xi) \frac{P}{\pi R} = [1.3 - \exp(-1.1 \cdot \xi)] \frac{P}{\pi R}. \quad (5)$$

В таблице 1 показаны значения данной функции и дано ее сравнение с численными результатами для нормальных растягивающих напряжений  $\sigma_x$  в центре образца  $x=0; z=0$ .

Из сравнения данных численного расчёта и поправочной функции  $f(\xi)$  видно, что ошибка аппроксимации находится в пределах 0...3%, что можно считать вполне удовлетворительной точностью.

Интересно проследить за тем, как меняются главные нормальные напряжения вдоль горизонтальной оси образца, которая выражена в относительном нормированном виде как  $0 \leq x/b \leq 1$  (рисунок 5).

Графики рис. 5а показывают законы распределения напряжений  $\sigma_x$  в прямоугольных образцах разной формы. Сразу заметим, что нет почти никакой разницы в распределении горизонтальных  $\sigma_x$  и вертикальных  $\sigma_y$  напряжений для круглого

(принятого за эталон) и квадратного образцов, у которых коэффициент формы равен  $\xi = 1$ . В центре, как и следует из теоретического решения,  $\sigma_x = 6,33$  кПа. Вдоль горизонтальной оси они снижаются до нуля, сохраняя положительный знак, т.е. оставаясь растягивающими для  $\sigma_x$  и сжимающими для  $\sigma_y$ . По мере изменения ширины образца отличия в напряжениях возрастают. Наибольшие отличия наблюдаются при  $\xi = 0,5$ , т.е. вытянутого вверх образца (под цифрой 3 на графике).

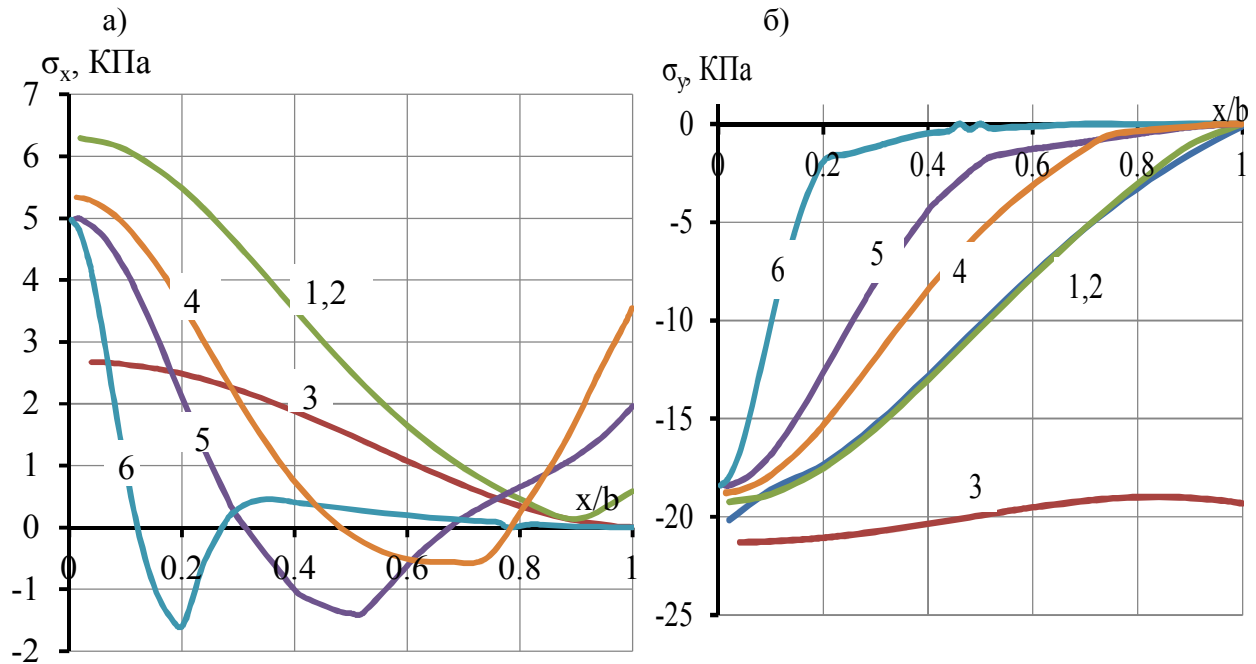
Отметим важную особенность распределения напряжений: в центре образца, где при расколе начинает возникать первичная трещина разрыва, напряжения  $\sigma_x$  и  $\sigma_y$  для всех форм образца различаются незначительно (кроме случая 3, у которого  $\xi = 0,5$ , т.е. вытянутого вверх образца). Следовательно, соотношение главных напряжений  $\sigma_x$  и  $\sigma_y$  в центре образца ( $x=y=0$ ) находится в достаточно стабильных пределах:

$$\frac{\sigma_x}{\sigma_y} \approx -\frac{6,33}{18}(1 \pm \Delta) = -0,3(1 \pm 0,1), \quad (6)$$

где  $\Delta = \pm 0,1$  – средний коэффициент вариации соотношения  $\sigma_x/\sigma_y$ , показывающий относительную точность определения результата.

Таблица 1 – Оценка точности функции формы  $f(a/b)$  для формулы Герца

$\xi = a/b$	1	1,5	2	3	4	5
$\sigma_x / \sigma_x^T$	1,0	1,2	1,24	1,26	1,28	1,3
$f(\xi)$	0,97	1,19	1,26	1,28	1,29	1,3
Ошибка, %	3	1	2	2	1	0



1 – круг; 2-6 – прямоугольники с  $\xi$ : 2 – 1,0; 3 – 0,5; 4 – 1,5; 5 – 2,0; 6 – 5,0;

Рисунок 5 – Изменение главных напряжений  $\sigma_x$  (а) и  $\sigma_y$  (б) вдоль оси  $x/b$  в образцах различной формы при плосконапряженном состоянии

Это соотношение в центре образца играет определяющую роль при испытаниях на раскол, что ранее выпадало из поля зрения исследователей. Поскольку в центре образца реализуется плосконапряженное состояние, то разрушение там может происходить по двум механизмам в зависимости от механических свойств материала:

1) при  $[\sigma_t]/[\sigma_c] < 0,3$  – расколом от бегущей трещины растяжения;

2) при  $[\sigma_t]/[\sigma_c] > 0,3$  – сдвиговыми трещинами от сжатия,

где  $[\sigma_t]$  и  $[\sigma_c]$  – прочность материала на одноосное растяжение и сжатие или, - в терминах аналитической теории прочности [7], - когезия отрыва.

Очевидно, только первый случай, характерный для хрупких горных пород, обеспечивает надежные результаты при испытаниях на раскол и позволяет судить об истинных значениях прочности на растяжение. Если механические свойства материала удовлетворяют второму соотношению, что можно наблюдать у пород с пластичным поведением, когда угол внут-

реннего трения мал (меньше  $20^\circ$ ), то проводить испытания на раскол не следует, поскольку результаты будут неверными: образец начнет разрушаться в центре образца не от растяжения, а от сжатия. Таким образом, можно впервые достаточно четко указать пределы оправданного применения этого популярного метода испытаний.

Исходя из вышеприведенных рассуждений, можно попытаться определить и требования к радиусу закругления рабочей поверхности индентора, через который создают внешнее нагружение. На этом участке образца следует избегать появления чрезмерно большого ядра раздавливания, если площадь контакта индентора с образцом будет недостаточна. Однако решение этой задачи отнесем к дальнейшим исследованиям.

Следует иметь ввиду, что если метод раскола применяется для оценки прочности пород на растяжение вдоль контактных поверхностей ослаблений (слоистость, трещиноватость), т.е. когда наблюдается существенная прочностная анизотропия, то ограничения (7) уже не столь явно зави-



сят от угла внутреннего трения, а лишь от соотношения прочностей на контакте или плоскости ослабления.

Полученные результаты исследования позволяют сделать следующие выводы:

1. При испытании пород на раскол можно использовать образцы с сечением прямоугольной формы, при этом наиболее близкие к задаче Герца результаты дают образцы квадратной формы, а для учета отклонения формы образцов от квадратной следует использовать формулу (5), при этом недопустимо использовать для испытаний узкие образцы с коэффициентом формы меньше 1, т.е. когда  $\xi = a/b < 1$ .

2. Метод поперечного раскола образцов инденторами будет оправданным, только

если у породы соотношение прочностей подчиняется неравенству  $[\sigma_t]/[\sigma_c] < 0,3$ , что характерно для хрупких пород с высоким (более  $20^\circ$ ) коэффициентом угла внутреннего трения (песчаники, известняки, алевролиты, уголь и т.д.), а для пород с пластическими свойствами метод испытаний расколом непригоден.

3. Задачами дальнейших исследований следует считать определение ограничений, накладываемых требуемой точностью на контактные условия под индентором для раскола образцов, изучение кинематики роста трещины разрыва в образце и особенности раскола объемных образцов при сжатии между встречными инденторами.

#### Библиографический список

1. C. Fairhurst. On the validity of the 'Brazilian' test for brittle materials. – *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, Volume 1, Issue 4, October 1964, pp. 535–546.
2. J.A. Hudson, E.T. Brown, F. Rummel. The controlled failure of rock discs and rings loaded in diametral compression. – *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, Volume 9, Issue 2, March 1972, pp. 241–244, IN1–IN4, 245–248.
3. P. Jonsén, H.-Å. Häggblad, K. Sommer. Tensile strength and fracture energy of pressed metal powder by diametral compression test. – *Powder Technology*, Volume 176, Issues 2–3, 20 July 2007, pp. 148–155.
4. Литвинский Г.Г. Экспресс-метод испытаний горных пород на ударно-статический раскол / Г.Г. Литвинский, Буй Чу Шоат. – КГМИ: Коммунарск, 1997. - С. 125.
5. H. Guo, N.I. Aziz, L.C. Schmidt. Rock fracture-toughness determination by the Brazilian test. – *Engineering Geology*, Volume 33, Issue 3, February 1993, Pages 177–188.
6. Flavio Lanaro, Toshinori Sato, Ove Stephansson. Microcrack modelling of Brazilian tensile tests with the boundary element method. – *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, Volume 46, Issue 3, April 2009, pp. 450–461.
7. Alba Prosa, Pedro Díeza, Climent Molins. Numerical modeling of the double punch test for plain concrete. – *International Journal of Solids and Structures*, Volume 48, Issues 7–8, April 2011, pp. 1229–1238.
8. Литвинский Г.Г. Аналитическая теория прочности горных пород и массивов: монография / ДонГТУ. – Донецк: Норд-Пресс, 2008. – 207 с.

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



Чепурная Л.А.,  
Филатъев М.В.,  
д.т.н. Антощенко Н.И.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

## О ПАРАМЕТРАХ МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ СДВИЖЕНИЯ ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ОТРАБОТКЕ УГОЛЬНЫХ ПЛАСТОВ

*На підставі аналізу експериментальних даних і розрахункових значень осідання земної поверхні для характерних розмірів виїмкових діляниць встановлено зміну кінцевого осідання земної поверхні при розвитку очисних робіт як в межах однієї виїмкової ділянки, так і всього шахтного поля. За результатами проведеного аналізу визначена область застосування відомої математичної моделі, що описує зсування підроблених порід і земної поверхні у часі.*

**Ключові слова:** вироблений простір, осідання, мульда зрушення, математична модель.

*На основании анализа экспериментальных данных и расчетных значений оседания земной поверхности для характерных размеров выемочных участков установлено изменение конечного оседания земной поверхности при развитии очистных работ как в пределах одного выемочного участка, так и всего шахтного поля. По результатам проведенного анализа определена область применения известной математической модели, описывающей сдвигение подработанных пород и земной поверхности во времени.*

**Ключевые слова:** выработанное пространство, оседание, мульда сдвижения, математическая модель.

Решение многих актуальных задач горного производства связано с процессами сдвижения подработанных пород и земной поверхности. К ним относятся выбор места расположения и несущей способности крепи подготовительных выработок, обоснование способа управления кровлей в очистных забоях, прогноз газовыделения из выработанных пространств и выбор схем проветривания шахт и выемочных участков, защита и безопасная подработка водных и других объектов на земной поверхности.

Параметры процессов сдвижения пород и земной поверхности существенно отличаются между собой на разных стадиях их протекания после подработки, что необходимо учитывать при решении вышеуказанных задач. Для установления общей длительности процессов и отдельных характерных периодов сдвижения пород и земной поверхности предложено выделять три стадии: начальную, активную и затухания. Количественно эти стадии установлены на основании математической моде-

ли [1], при разработке которой использованы положения нормативного документа [2]. Они сводятся к следующему:

- продолжительность и активную стадию процесса сдвижения определяют от влияния одной горной выработки в зависимости от глубины разработки ( $H$ ) и скорости подвигания очистного забоя ( $V_{оч}$ );

- расчетной схемой предполагается, что окончание процессов сдвижения происходит при отработке одного выемочного участка;

- за окончание процесса условно принята дата, после которой суммарное оседание земной поверхности на протяжении шести месяцев не превышает 10% максимальных, но не более 30мм;

- одним из критериев окончания процессов является образование плоского дна мульды сдвижения на земной поверхности при удалении очистного забоя от проекции рассматриваемой точки на расстояние  $(1,2 \div 1,4)H$ ;

- при отработке нескольких выемочных участков за окончание процесса сдвиже-

ния в точке земной поверхности считается момент времени окончания процесса сдвижения от последней горной выработки, обрабатываемой в зоне влияния на эту точку.

Опыт подработки земной поверхности показал, что не во всех случаях положения [2] соответствуют экспериментальным данным. Так при отработке нескольких лав образование плоского дна мульды сдвижения не наблюдалось [3]. Результаты статистической обработки экспериментальных данных показали, что максимальное оседание земной поверхности зависит от суммарных геометрических размеров выработанного пространства эксплуатируемой и отработанных лав, а общая длительность процессов сдвижения существенно превышает рекомендованную нормативным документом.

Кроме указанных несоответствий в документе [2] отсутствует методика определения окончания процесса сдвижения земной поверхности от времени отработки смежных очистных выработок.

Предполагается [2], что конечное оседание земной поверхности ( $\eta_k$ ) составляет максимум  $0,75 \div 0,85$  от мощности разрабатываемого пласта ( $m$ ). Согласно экспериментальным данным [1] отношение  $\eta_k / m$  находилось в диапазоне  $0,20 \div 0,82$ . По своему физическому смыслу значение  $\eta_k$  в расчетной схеме приближается к глубине плоского дна мульды сдвижения на земной поверхности ( $\eta_0$ ) при отработке одного выемочного участка ( $\eta_k = (0,97 \div 0,99)\eta_0$ ). Появление плоского дна мульды на дневной поверхности (условие полной подработки), как принято в исходных положениях [1, 2], служит одним из подтверждений окончания процессов сдвижения подработанных пород.

Несоответствие между положениями, принимаемыми для математического моделирования, и экспериментальными данными, указывают на недостаточную изученность изменения параметров сдвижения подработанных пород и земной по-

верхности на разных стадиях протекания процессов и свидетельствует об актуальности рассматриваемого вопроса.

Можно предположить, что математическая модель [1] адекватно описывает процессы только для определенных горно-технических и горно-геологических условий, соответствующих принятым исходным положениям.

Целью настоящей работы является установить возможное изменение конечного оседания земной поверхности ( $\eta_k$ ) при развитии очистных работ как в пределах одного выемочного участка, так и всего шахтного поля, и на основании полученных результатов определить область применения математической модели [1].

В качестве исходных параметров для анализа использовались сведения [1] о разрабатываемой мощности пластов ( $m$ ), глубине ведения очистных работ ( $H$ ), фактическом конечном оседании ( $\eta_k$ ) земной поверхности (табл. 1). Условно приняли, что длина лав ( $L_L$ ) во всех случаях составляла 200м, а обрабатываемых столбов  $L_{cm}$  – 1000м. Используя указанные исходные данные произвели расчет согласно [2] ожидаемых значений глубины плоского дна мульды сдвижения земной поверхности ( $\eta_0^p$ ) при полной ее подработке, а также возможное максимальное оседание ( $\eta_m^p$ ) при отработке одного выемочного столба и принятых его размерах. Аналогичные расчеты произвели по методике [4], разработанной на основании статистической обработки известных экспериментальных данных, полученных на протяжении последних пятидесяти лет.

Сравнивая экспериментальные значения  $\eta_k$  с расчетными величинами глубины плоского дна мульды сдвижения  $\eta_0^p$ , сделали вывод о полной подработке в условиях шахты «Куйбышевская». Это подтверждается близкими значениями  $\eta_k = 577\text{мм}$  с расчетными  $\eta_0^p$  по двум методикам (соответственно 560 и 546мм).

Таблица 1 – Результаты расчета оседания земной поверхности и их сравнение с экспериментальными данными

Шахта	Экспериментальные данные согласно [1]					Расчетная глубина плоского дна мутлыды сдвигения				Расчетное максимальное оседание земной поверхности при $L_d = 200\text{ м}$ , $L_{сг} = 1000\text{ м}$				Предельный размер выемочного столба ( $L_{пр}$ ) и максимальное оседание земной поверхности ( $\eta_{г}^p$ ) при закончившихся процессах							
	$m$ , м	$H$ , м	Мар-ка угля	$\eta_{\kappa}$ , мм	$\frac{\eta_{\kappa}}{m}$	$\eta_0^p = q_0 m$ , мм	$\frac{\eta_0^p}{\eta_{\kappa}}$	Согласно [2]	Согласно [4]		Согласно [2]		Согласно [4]		$\eta_{г}^p$ , мм	$\frac{\eta_{\kappa}}{\eta_{г}^p}$	$\eta_{г}^p$ , мм	$\frac{\eta_{\kappa}}{\eta_{г}^p}$	Согласно [2]	$\eta_{г}^p$ , мм	$\frac{\eta_{\kappa}}{\eta_{г}^p}$
Самарская	1,02	210	Д	620	0,61	867	1,40	938	1,51	694	0,89	938	0,66	$\frac{\eta_{\kappa}}{\eta_{г}^p}$	399÷441	694	0,89	935÷937	0,66		
Белозерская	1,30	420	Д, Г	819	0,63	1040	1,27	1014	1,24	520	0,63	767	1,07	$\frac{\eta_{\kappa}}{\eta_{г}^p}$	798÷882	520	0,63	611÷681	1,34÷1,20		
Куйбышевская	0,70	750	К	577	0,82	560	0,97	546	0,95	190	3,04	119	4,85	$\frac{\eta_{\kappa}}{\eta_{г}^p}$	1425÷1574	190	3,04	165÷185	3,50÷3,12		
№9 Капитальная	1,15	453	К	769	0,67	920	1,20	897	1,17	451	1,71	586	1,31	$\frac{\eta_{\kappa}}{\eta_{г}^p}$	861÷951	451	1,71	495÷555	1,55÷1,39		
Им. А.Ф. Засядько	2,10	1200	К, Ж	426	0,20	1680	3,94	1638	3,85	386	1,10	189	2,25	$\frac{\eta_{\kappa}}{\eta_{г}^p}$	2280÷2519	386	1,10	315÷343	1,35÷1,24		
Глубокая	1,15	514	Т	750	0,65	920	1,23	897	1,20	396	1,89	437	1,72	$\frac{\eta_{\kappa}}{\eta_{г}^p}$	977÷1079	396	1,89	425÷480	1,76÷1,56		
№22, Коммунарская	1,47	652	Т	970	0,66	1176	1,21	1147	1,18	423	2,29	323	3,00	$\frac{\eta_{\kappa}}{\eta_{г}^p}$	1239÷1369	423	2,29	408÷459	2,38÷2,11		
Волынская-Комсомольская	1,50	45	А	914	0,61	1125	1,23	1005	1,10	1125	0,81	1005	0,91	$\frac{\eta_{\kappa}}{\eta_{г}^p}$	86÷94	1125	0,81	1005	0,91		

Примечание:  $q_0 = 0,75 \div 0,85$  согласно [2] в зависимости от марки углей;  
 $q'_0 = 0,67 \div 0,92$  согласно [4] в зависимости от марки углей.

В условиях остальных шахт расчетные значения  $\eta_0^p$  превышали  $\eta_k$  в  $1,10 \div 3,94$  раза. Это свидетельствует о том, что при эксплуатации рассматриваемых выемочных участков полная подработка земной поверхности не достигалась. Для этих объектов затруднительно определить значение  $\eta_k$  математической модели [1] без учета влияния предыдущей отработки выемочных участков в шахтном поле.

Для более детального анализа с использованием принятых конечных размеров выемочных участков ( $L_d = 200\text{ м}$ ,  $L_{cm} = 1000\text{ м}$ ) рассчитали по методикам [2, 4] значения максимальных оседаний ( $\eta_m^p$ ) для указанных размеров каждого выемочного столба (табл. 1). Равенство расчетных параметров  $\eta_0^p = \eta_m^p$  по методике [4] для шахт «Самарская» и «Волынская-Комсомольская» свидетельствует о возможности образования плоского дна мульды сдвижения в условиях этих шахт при отработке одного выемочного участка. Такое предположение подтверждается и расчетами по методике [2] для шахты «Волынская – Комсомольская» ( $\eta_0^p = \eta_m^p = 1125\text{ мм}$ ).

Для других шахт получено неравенство  $\eta_0^p > \eta_k > \eta_m^p$ , что указывает на отсутствие полной подработки при эксплуатации одного выемочного участка. Неравенства  $\eta_k > \eta_m^p$  характеризовались отношениями  $\eta_k / \eta_m^p$ , которые для обеих методик достигали соответственно 3,04 и 4,85. Такую разницу между  $\eta_k$  и  $\eta_m^p$  можно объяснить влиянием отработки угольных пластов смежными выемочными участками на увеличение фактического оседания земной поверхности  $\eta_k$ , которая не учитывалась при определении  $\eta_m^p$ .

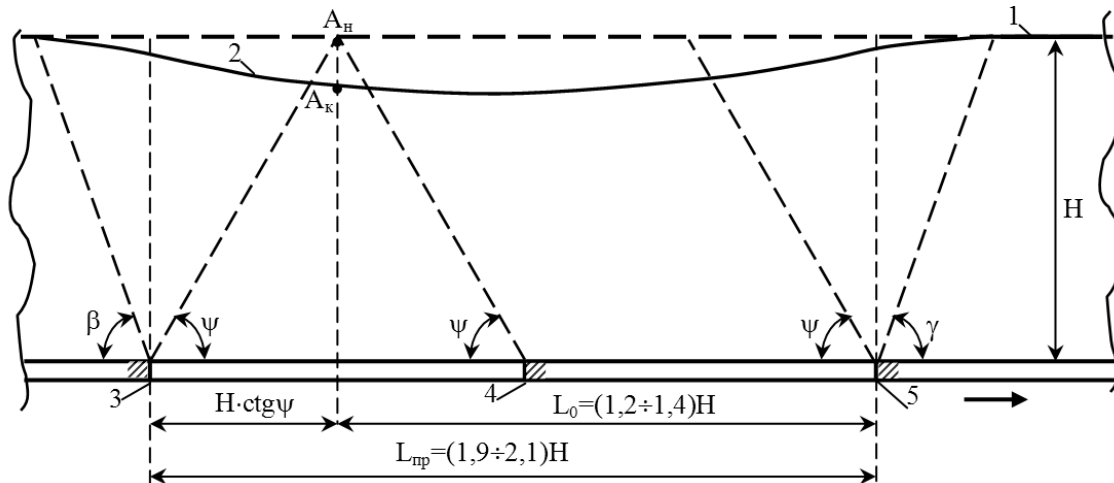
Процесс сдвижения подработанных пород и земной поверхности, параллельно с условиями максимального оседания, счи-

тается закончившимся при удалении очистного забоя от проекции подработанной точки на расстояние  $L_0 = 1,2 \div 1,4H$  [2]. Согласно этому положению и рекомендуемым [2] углам полных сдвижений ( $\psi = 55^\circ$ ), предельный размер выемочного столба ( $L_{np}$ ) должен составлять, исходя из расчетной схемы (рис. 1), не менее

$$L_{np} = (1,9 \div 2,1)H. \quad (1)$$

Процессы сдвижения подработанных пород и земной поверхности при таком подходе должны заканчиваться для глубин более 500 м при предельной длине выемочных столбов ( $L_{np}$ ) значительно превышающей 1000 м (табл. 1). Это свидетельствует о возможном продолжении процессов сдвижения над значительной частью выработанного пространства после отработки отдельного выемочного столба, так как его реальные размеры в большинстве случаев составляют максимум  $1000 \div 1500\text{ м}$ . Расчетные значения максимального оседания земной поверхности ( $\eta_m^p$ ) согласно методикам [2, 4] по критерию уравнения (1) в большинстве случаев значительно меньше конечных фактических величин  $\eta_k$  (табл. 1). Это также подтверждает предположение о продолжении процессов сдвижения после прекращения очистных работ в пределах одного выемочного участка. Конечное значение  $\eta_k$  в этих случаях определяется размерами отработанного выемочного столба и выработанными пространствами ранее эксплуатируемых участков, а также продолжением ведения очистных работ в смежных лавах.

Общая длительность процессов сдвижения подработанных пород в значительной степени связана с максимальным оседанием земной поверхности в период ведения очистных работ ( $\eta_m^p$ ). При расчете этого параметра, согласно нормативному документу [2], предполагается, что процессы сдвижения пород полностью закончились и в дальнейшем оседание земной поверхности не происходит.



1 – земная поверхность; 2 – мульда сдвижения; 3 – неподвижная стенка разрезной печи; 4 – положение очистного забоя, при котором начинается активная стадия оседания точки ( $A_n$ ); 5 – положение очистного забоя, при котором прекращается оседание точки ( $A_k$ );  $\psi$  – угол полных сдвижений;  $\beta$ ,  $\gamma$  – граничные углы соответственно у разрезной печи и у очистного забоя;  $H$  – глубина ведения работ;  $\longrightarrow$  – направление подвигания очистного забоя.

Рисунок 1 – Схема к определению предельной длины выемочного столба  $L_{пр}$  при условии прекращения оседания точки земной поверхности ( $A_n - A_k$ ) согласно [2].

По этой причине исходная расчетная величина  $q_0$ , равная отношению глубины плоского дна мульды сдвижения  $\eta_0$  к мощности пласта  $m$ , считается постоянной для одних горно-геологических условий. По своему физическому смыслу параметр  $q_0$  – это оседание массива горных пород на верхней границе полных сдвижений в главном сечении мульды земной поверхности [5].

Параметр ( $q_0$ ) при незакончившихся процессах сдвижения подработанных пород может изменяться. Подтверждением этому являются результаты работы [6], согласно которым вертикальные сдвижения в динамической мульде растут с увеличением размеров выработанного пространства.

Методикой определения  $\eta_m^p$  предполагается [2], что при отработке одного выемочного участка возможно образование плоского дна мульды сдвижения на земной поверхности глубиной  $(0,75 \dots 0,85)m$ . Анализ экспериментальных данных показал, что плоское дно мульды сдвижения на земной поверхности при отработке одного

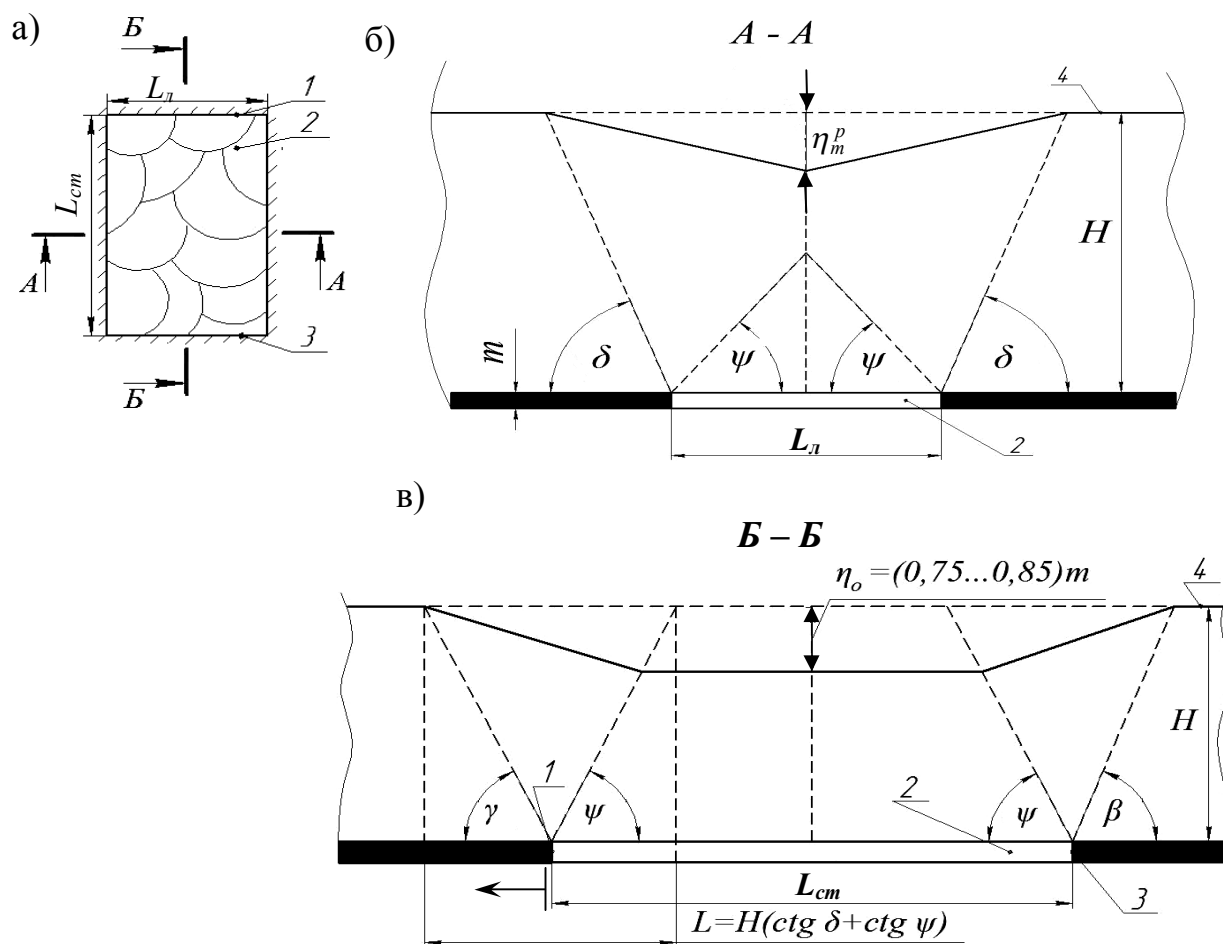
выемочного участка образовывалось только в условиях Западного Донбасса [7]. При выемке антрацитовых пластов даже при отработке нескольких лав плоское дно мульды сдвижения не появилось [3].

При отработке одной лавы заранее предполагается [2] полная подработка земной поверхности по длине выемочного столба ( $L_{cm}$ ) в вертикальной плоскости главного сечения мульды, перпендикулярной очистному забою, а по длине лавы ( $L_l$ ) в вертикальной плоскости, параллельной очистному забою – необходимо производить проверку возможности образования плоского дна мульды сдвижения. Основные положения действующей методики определения рассматриваемых параметров мульды сдвижения в геометрической интерпретации приведены на рисунке 2. При расчете максимального оседания земной поверхности принимается во внимание длина лавы ( $L_l$ ) и наличие целиков угля или угольного массива у границ очистной выработки (рис. 2, б). Влияние ранее отработанных лав методикой не преду-

смачивается. Учитывая предположение, что размер выемочного столба обеспечивает образование плоского дна мульды сдвига земной поверхности ( $L_{cm}/H \geq 1,2 \div 1,4$ ) и процессы сдвига пород под ним (плоским дном) уже завершены, рассмотрели методику [2] определения длительности процессов

сдвига над остановленным очистным забоем (рис. 2, в).

Её суть заключается в определении периода времени, за который очистной забой проходил бы расстояние ( $L$ ), равное длине проекции полумульды при эксплуатации выемочного участка.



1 – очистной забой остановленной лавы; 2 – выработанное пространство (очистная выработка); 3 – неподвижная стенка разрезной печи; 4 – земная поверхность;  $L_{л}$ ,  $L_{см}$  – соответственно длина лавы и выемочного столба;  $m$  – мощность пласта;  $H$  – глубина ведения очистных работ;  $\psi$  – угол полных сдвижений;  $\beta$ ,  $\gamma$ ,  $\delta$  – граничные углы влияния очистной выработки;  $\eta_m^p$  – рассчитываемое максимальное оседание земной поверхности;  $\eta_0$  – глубина плоского дна мульды сдвига исходя из предположения, что

$L_{см}/H \geq 1,2 \div 1,4$ ; ← – направление подвигания очистного забоя.

Рисунок 2 – Схема к методике [2] расчета максимального оседания земной поверхности ( $\eta_m$ ) и определения глубины плоского дна мульды сдвига ( $\eta_0$ ) после отработки одного выемочного участка

Определение длительности процессов сдвижения подработанных пород и земной поверхности путем деления длины проекции полумульды ( $L$ ) на скорость подвигания очистного забоя при его эксплуатации ( $V_{оч}$ ) является не вполне корректным и обоснованным. При таком подходе с увеличением  $V_{оч}$  уменьшается расчетная длительность процессов сдвижения подработанных пород и земной поверхности над остановленным очистным забоем, что противоречит общепринятым положениям влияния скорости на механизм сдвижения пород.

С ростом скорости подвигания очистного забоя увеличивается пролет ослабленных пород (расстояние от забоя до линии соприкосновения кровли с обрушенными породами при полном обрушении или с почвой пласта при плавном опускании) и уменьшается угол наклона подработанной толщи, в том числе пород основной и непосредственной кровель, вследствие чего смещение кровли на фиксированном расстоянии от линии забоя уменьшается. Об этом свидетельствуют выполаживание мульды сдвижения на дневной поверхности и увеличение пролета ослабленных пород в толще подработанного массива [8]. С увеличением скорости подвигания очистного забоя уменьшается интенсивность оседания пород кровли. По этой причине после остановки очистного забоя с высокой скоростью подвигания следует ожидать большие оседания земной поверхности в мульде сдвижения. Меньшие значения  $\eta_m$  на стадии ведения очистных работ обуславливают условия для потенциально более длительных процессов сдвижения и уплотнения пород вследствие увеличения разности  $m - \eta_m$ .

Принципы определения длительности процессов сдвижения и уплотнения пород с использованием скорости подвигания очистного забоя (рис. 2, в) не позволяют применить такой же подход, рассматривая процессы в главном сечении мульды вер-

тикальной плоскостью, параллельной очистному забою (рис. 2, б).

Приведенный анализ действующей методики [2] определения максимального оседания земной поверхности ( $\eta_m^p$ ) указывает на имеющиеся недостатки, обусловленные как общими подходами к решению данной задачи, так и использованием в расчетах некоторых параметров, значение которых не соответствуют практике ведения очистных работ.

На основании анализа экспериментальных данных об оседании земной поверхности и их расчетных значений для характерных размеров выемочных участков сделаны следующие выводы:

- исходя из того, что в большинстве рассмотренных случаев отношение расчетной глубины плоского дна мульды сдвижения к фактически измеренным оседаниям ( $\eta_0^p / \eta_k$ ) существенно превышает единицу (до 3,94), следует, что в рассмотренных реальных условиях полная подработка земной поверхности не происходила;

- при длине лав 200м и выемочных столбов 1000м полная подработка земной поверхности возможна если расчетная глубина плоского дна мульды сдвижения равна максимальному расчетному оседанию. Такие расчетные параметры характерны при ведении очистных работ на небольших глубинах (шахты «Самарская» и «Волынская-Комсомольская»);

- в условиях шахты «Куйбышевская» плоское дно мульды сдвижения образовано за счет размеров выработанного пространства ранее отработанных лав, так как конечное фактическое оседание примерно равно расчетному значению глубины плоского дна мульды сдвижения, а расчетное максимальное оседание земной поверхности после отработки одного выемочного участка в несколько раз меньше ее фактической величины;

- при отработке половины одиночных выемочных участков с размером ( $L_d = 200м$ ,  $L_{ст} = 1000м$ ) условие норма-

тивного документа о прекращении процессов сдвижения подработанных пород и земной поверхности (удаление очистного забоя от проекции точки на земной поверхности на расстояние более  $1,2 \div 1,4$  глубины ведения горных работ) не выполняется, так как длина выемочных столбов в реальных условиях значительно меньше указанного критерия окончания процессов. Это свидетельствует о возможности продолжения процессов сдвижения подработанных пород и земной поверхности после отработки одиночного выемочного участка;

- применение параметра конечного оседания земной поверхности ( $\eta_k$ ) в матема-

тической модели [1] возможно при глубине ведения очистных работ не более 500м и длине выемочного столба не менее 1000м;

- для разработки математической модели, адекватно описывающей стадии протекания процессов сдвижения подработанных пород и земной поверхности, необходимо устранить противоречия в положениях нормативного документа, определяющих общую длительность процессов сдвижения как по величине максимального оседания земной поверхности, так и по предельным размерам выемочного столба.

### Библиографический список:

1. Гавриленко Ю.Н. Прогнозирование сдвижений земной поверхности во времени / Ю.Н. Гавриленко // Уголь Украины. – 2011. - №6. – С. 45-49.
2. Правила підробки будівель, споруд і природних об'єктів при видобуванні вугілля підземним способом. Видання офіційне. Мінпаливенерго України: ГСТУ 101.00159226.001-2003. – Київ.: 2004. – 128с. (Галузевий стандарт України).
3. 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.
4. Антощенко Н.И. Совместное влияние двух размеров очистной выработки на максимальное оседание земной поверхности / Н.И. Антощенко, Л.А. Чепурная, М.В. Филатъев // «Форум гірників-2012». – Матеріали міжн. конференції 3-6 жовтня 2012р. – Том 2. – Дніпропетровськ, НГУ. – 2012. – С. 246-250.
5. Кулибаба С.Б. Прогноз оседания земной поверхности при разработке угольных пластов на больших глубинах / С.Б. Кулибаба, М.Д.Рожко // Уголь Украины. – 2007. - №2. – С.10 – 12.
6. Петруж Е.Г. Прогнозирование деформаций в первой зоне динамической мульды / Е.Г. Петруж // Уголь Украины. – 1997. - №3. – С. 67 – 68.
7. Ларченко В.Г. Влияние подземной разработки угольных пластов на состояние земной поверхности / В.Г. Ларченко // Вестник МАНЭБ - №4(12). – С.-Петербург. – 1998. – С. 39-41.
8. Дмитриев В.А. О влиянии скорости подвигания очистного забоя на смещение кровли / В.А. Дмитриев // Уголь Украины. – 1980. - №5. – С. 10 – 11.

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



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

## АНАЛИЗ ДОПУСТИМОЙ ПОГРЕШНОСТИ ОРИЕНТИРОВАНИЯ ШАХТ ЧЕРЕЗ ДВА ВЕРТИКАЛЬНЫХ СТВОЛА

*Проведено аналіз припустимої похибки орієнтування шахт через два вертикальних стовбури, встановлені недоліки в методиці розрахунку і вимогах інструкції, приведені рекомендації щодо їх усунення.*

**Ключові слова:** припустима похибка орієнтування, вертикальні стовбури, поправки, сходження прямовисних ліній.

*Проведен анализ допустимой погрешности ориентирования шахт через два вертикальных ствола, установлены неточности в методике расчета и требованиях инструкции, приведены рекомендации по их устранению.*

**Ключевые слова:** допустимая погрешность ориентирования, вертикальные стволы, поправки, сходжение отвесных линий.

Одной из основных задач маркшейдерской службы при подземной разработке месторождений полезных ископаемых является ориентирование шахт. При вскрытии месторождений вертикальными стволами оптимальным является ориентирование через два ствола. После производства ориентирования, как и других видов маркшейдерских работ, необходимо выполнить оценку точности результатов.

Оценка точности ориентирования шахт через два вертикальных ствола в соответствии с инструкцией [1] производится сравнением расстояния между стволами А и В на поверхности  $L_{\Pi}$  и в шахте  $L_{\text{ш}}$  и сопоставлением фактической разности

$$\Delta L = L_{\Pi} - L_{\text{ш}} \quad (1)$$

с допустимой  $\Delta L_{\text{доп}}$ , определяемой из равенства (2) в соответствии с инструкцией [1] и методикой [2]:

$$\Delta L_{\text{доп}} = 2 \sqrt{\frac{m_{\beta}^2}{\rho^2} [R_{y_i}^2] + \mu^2 [l_i \cdot \cos^2 \varphi_i] + \lambda^2 L^2}, \quad (2)$$

где  $m_{\beta}$  – средняя квадратическая погрешность измерения углов;

$R_{y_i}^2$  – сумма квадратов расстояний от точек соединительного полигона до створа проектируемых точек (Рисунок 1);

$\mu$  и  $\lambda$  – коэффициенты случайного и систематического влияния погрешностей линейных измерений ( $\mu = 5 \cdot 10^{-4}$ ;  $\lambda = 5 \cdot 10^{-5}$ );

$\varphi_i$  – угол, образуемый стороной полигона и створом проектируемых точек;

$l_i$  – длина стороны хода (Рисунок 1);

$L$  – горизонтальное расстояние между отвесами.

Установлено [3,4], что расстояние между отвесами в шахте уменьшается с увеличением глубины ориентируемого горизонта под влиянием систематической погрешности  $\Delta L_{\text{сх}}$ , вызванной сходжением отвесных линий к центру сферической поверхности Земли, определяемой по формуле:

$$\Delta L_{\text{сх}} = + \frac{L_{\Pi} \cdot H}{R}, \text{ м} \quad (3)$$

где  $R$  – средний радиус Земли, равный 6371,11 км;

$H$  – глубина ориентируемого горизонта, м;

$L_{\Pi}$  – расстояние между отвесами на поверхности, м.

Значения погрешности  $\Delta L_{\text{сх}}$  [3,4] приведены в таблице 1.

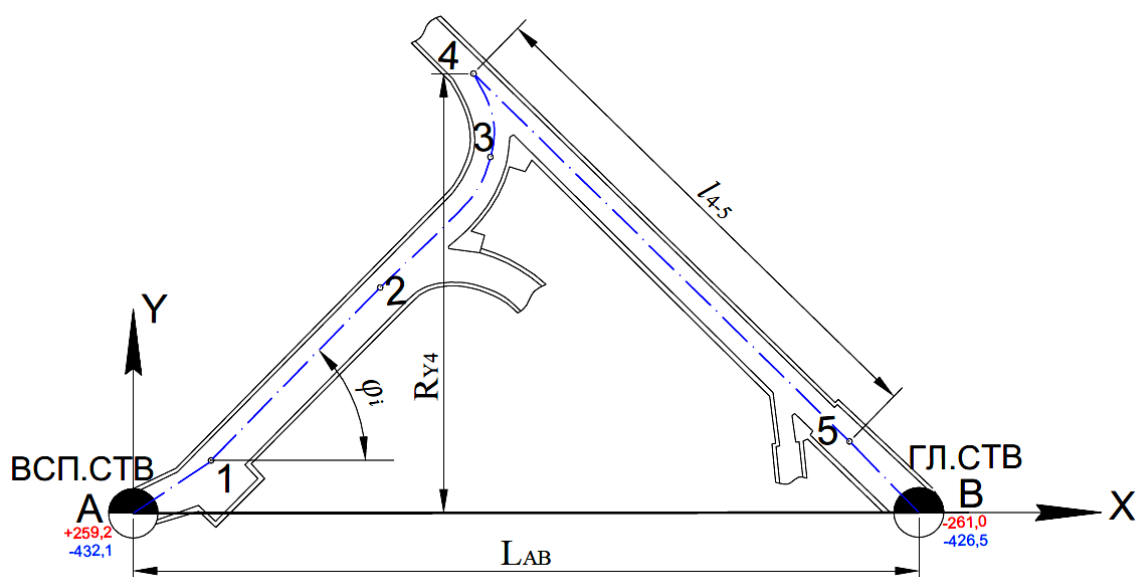


Рисунок 1 – Схема определения параметров для оценки точности ориентирования через два вертикальных ствола

Таблица 1 – Зависимость поправки за схождение отвесных линий ( $\Delta L_{CX}$ , мм) от расстояния между ними  $L$  и глубины ориентируемого горизонта  $H$

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

Выполним расчет допустимой погрешности  $\Delta L_{доп}$  по формуле (2) в соответствии с инструкцией [1] и методикой [2] и сравним ее с неучтенной поправкой за схождение отвесных линий  $\Delta L_{CX}$  на примере отдельно взятых шахт, результаты расчета приведены в таблице 2.

Допустимая погрешность  $\Delta L_{доп}$  рассчитана для четырех подземных соединительных полигонов между стволами (таблица 2, строка 5), ее величина не зависит от глубины ориентируемого горизонта, поэтому с углублением она остается постоянной.

Величины систематической погрешности (необходимой поправки) за схождение отвесных линий  $\Delta L_{CX}$  вычислены для трех горизонтов ориентирования и приведены в таблице 2, строках 6,7,8.

Результаты вычислений (таблица 2) показывают, что уже при расстоянии между стволами 82м погрешность схождения отвесных линий составляет 76% всей допустимой невязки  $\Delta L_{доп}$ , а во всех остальных анализируемых случаях не учитываемая инструкцией [1] поправка за схождение отвесных линий превышает допустимое значение  $\Delta L_{доп}$  [1].

По данным таблицы 2 и рисунка 2 видно, что при расстоянии между отвесами  $L_{AB}$  более 700м на горизонте 700м систематическая погрешность схождения отвесных линий  $\Delta L_{CX}$  превышает допустимое значение разности расстояний между отвесами  $A$  и  $B$  на поверхности и в шахте  $\Delta L_{доп}$ . Распределение этой невязки в соответствии с [1,2] ведет к ошибочным результатам ориентирования.

Таблица 2 – Расчет допустимой погрешности  $\Delta L_{\text{доп}}$  и поправки за схождение отвесных линий  $\Delta L_{\text{сх}}$

№ п/п	Параметры	Шахта							
		"Комсомольская"				"Интер-Инвест уголь"		"Горская"	
1	Отвесы	А	В	А	В	А	В	А	В
2	Используемые вертикальные стволы	Всп.с тв.	Гл. ств.	Вент. ств.№ 5	Возду- хопод. ств.№6	Сев. воз духо под. ств.	Юж. вент. ств.№7	Сев.в ент ств.	Кл. ств.№ 1
3	Расстояние между отвесами А и В, L, м	82,6		763,6		2255,6		4196,4	
4	Глубина ориенти- руемого горизон- та, Н, м	690		690		707		700	
5	Допустимая по- грешность ΔL <sub>доп</sub> , мм [1]	12		81		233		430	
Поправка за схождение отвесных линий, ΔL <sub>сх</sub> , мм при Н, м									
6	700	9		83		250		461	
7	1000	13		120		354		659	
8	1500	19		180		531		988	

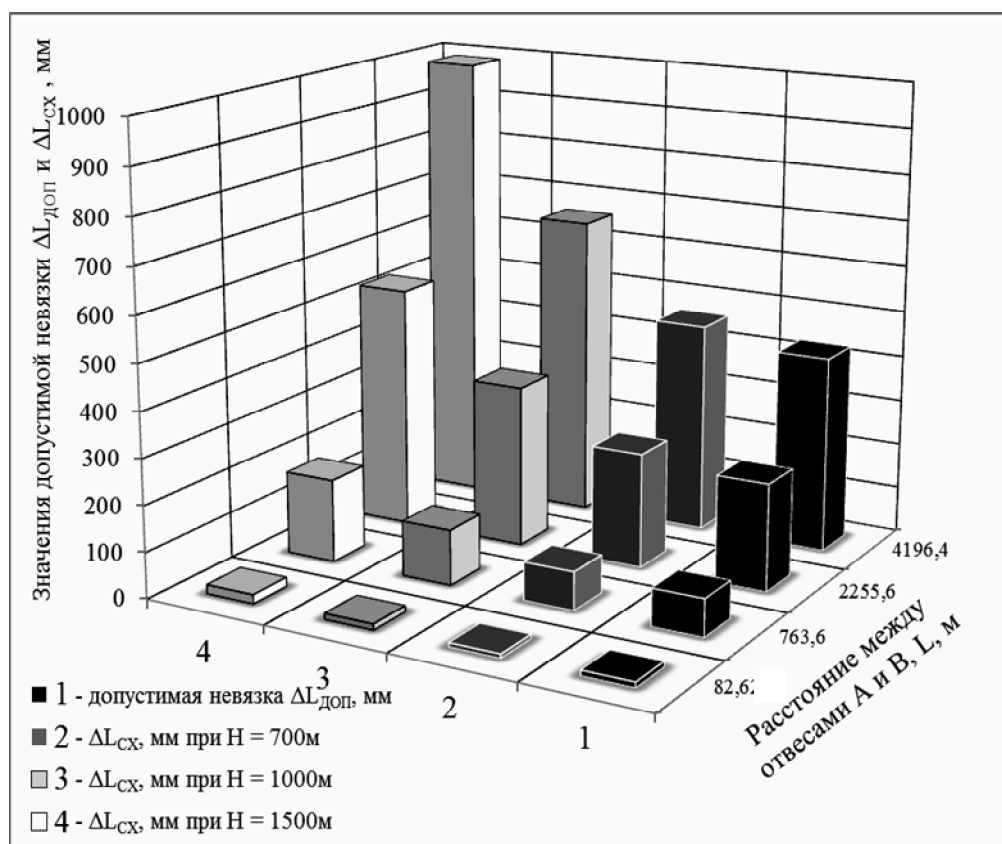


Рисунок 2 – Сравнительный анализ величин допустимой невязки  $\Delta L_{\text{доп}}$  со значениями поправки за схождение отвесных линий  $\Delta L_{\text{сх}}$

При ориентировании через два удаленных вертикальных ствола также необходимо вводить поправку  $\Delta L_{\text{Э}}$  [3,4] в расстояния между отвесами за переход с эллипсоида на плоскость в системе координат Гаусса-Крюгера:

$$\Delta L_{\text{Э}} = \frac{Y_{\text{ср}}^2 \cdot L}{2R^2}, \text{ мм} \quad (4)$$

где  $Y_{\text{ср}}$  – средняя ордината между отвесами А, В.

Значения данной поправки приведены в таблице 3.

Поэтому при ориентировании глубоких шахт через два удаленных вертикальных ствола рекомендуется обязательное введение поправок за схождение отвесных линий к центру сферической поверхности Земли  $\Delta L_{\text{СХ}}$  (3) и за переход с эллипсоида на плоскость в системе Гаусса-Крюгера  $\Delta L_{\text{Э}}$  (4) в формулу (2) допустимой невязки расстояний между отвесами А, В на поверхности и в шахте  $\Delta L_{\text{доп}}$  при расстоянии между отвесами А, В более 50м и значении средней ординаты более 15км (табл. 1, табл. 3).

Таким образом, для определения допустимой невязки  $\Delta L_{\text{доп}}$  рекомендуется использовать следующую формулу:

$$\Delta L_{\text{доп}} = 2\sqrt{\frac{m_{\text{В}}^2}{\rho^2} [R_{y_i}^2] + \mu^2 [l_i \cdot \cos^2 \varphi_i] + \lambda^2 L^2} + \Delta L_{\text{СХ}} + \Delta L_{\text{Э}}, \quad (5)$$

где  $\Delta L_{\text{СХ}}$  – поправка за схождение отвесных линий (формула 3, таблица 1);

$\Delta L_{\text{Э}}$  – поправка за переход с эллипсоида на плоскость в системе координат Гаусса-Крюгера (формула 4, таблица 3).

#### Выводы:

Анализ допустимой погрешности ориентирования шахт через два вертикальных ствола показал, что рекомендуемая инструкцией [1] формула (2) контроля точности измерений и вычислений не учитывает существенные по величине систематические поправки:

- за схождение отвесных линий к центру сферической поверхности Земли  $\Delta L_{\text{СХ}}$  (формула 3, таблица 1), которая при расстоянии между отвесами на поверхности и в шахте более 200м превышает допустимое расхождение  $\Delta L_{\text{доп}}$ ;

- поправку за переход с эллипсоида на плоскость в системе координат Гаусса-Крюгера (формула 4, таблица 3);

- формула расчета величины допустимой невязки  $\Delta L_{\text{доп}}$  (2), рекомендуемая инструкцией [1], не зависит от глубины ориентируемого горизонта, что не соответствует действительности.

По результатам проведенных исследований, рекомендуется внести изменения в инструкцию [1], где расчет допустимого расхождения расстояний между отвесами на поверхности и в шахте должен производиться по формуле (5) с учетом поправок  $\Delta L_{\text{СХ}}$ ,  $\Delta L_{\text{Э}}$ .

Таблица 3 – Поправки  $\Delta L_{\text{Э}}$  в расстояния между отвесами при переходе с эллипсоида на плоскость, мм

Y, км	5	50	100	200	300
L, м	$\Delta L_{\text{Э}}$ , мм				
5	0,0	0,2	0,6	2,5	5,5
50	0,0	1,5	6,2	24,6	55,4
100	0,0	3,1	12,3	49,3	110,9
500	0,2	15,4	61,6	246,4	554,3
1000	0,3	30,8	123,2	492,7	1108,6
5000	1,5	154,0	615,9	2463,6	5543,1
10000	3,1	307,9	1231,8	4927,2	11086,2

**Библиографический список:**

1. *Маркшейдерські роботи на вугільних шахтах та розрізах: Інструкція / Ред. коміс.: М.Є. Коплонєць (голова) та ін. – Вид. офіц. – Донецьк: ТОВ «Алан», 2001. - 264с.*
2. *Маркшейдерское дело: учеб. для вузов. – В двух частях / Под ред. И.Н. Ушакова. 3-е изд., перераб. и доп. – М.: Недра, 1989. – Часть 1 / И.Н. Ушаков, Д.А. Козаковский, Г.А. Кротов и др. – 311с.*
3. *Ларченко В. Г. Гравитационный способ проектирования плановых координат с земной поверхности в шахту через вертикальные стволы/ В.Г. Ларченко, Е.А. Денисенко / журнал Уголь Украины. - №10. - 2011. – С. 45-48.*
4. *Ларченко В. Г. Новый способ проектирования плановых координат с поверхности на горизонт ориентирования шахт/ В.Г. Ларченко, Е.А. Денисенко / М.: Горный журнал. – №8. – 2012. - С. 85-88.*

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

инж. Харин Е.Н.  
(Луганский областной совет, г. Луганск, Украина),  
д.т.н. Антощенко Н.И., Гасюк Р.Л.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

## ПРОГНОЗ ДИНАМИКИ ГАЗОВЫДЕЛЕНИЯ ИЗ ПОДРАБОТАННЫХ УГОЛЬНЫХ ПЛАСТОВ И ПОРОД ПОСЛЕ ПРЕКРАЩЕНИЯ ОЧИСТНЫХ РАБОТ

*На підставі узагальнення результатів теоретичних та експериментальних процесів розвитку очисних робіт, зсування підроблених порід і десорбції газу з вугілля та порід розроблені загальні науково-обґрунтовані положення методики прогнозу динаміки газовиділення з підробленого масиву при експлуатації виїмкової ділянки та після її зупинки.*

**Ключові слова:** прогноз, газовиділення, десорбція, осідання основної покрівлі, виїмкова ділянка.

*На основании обобщения результатов теоретических и экспериментальных исследований процессов развития очистных работ, сдвижения подработанных пород и десорбции газа из угля и пород разработаны общие научно-обоснованные положения методики прогноза динамики газовыделения из подработанного массива при эксплуатации выемочного участка и после его останковки.*

**Ключевые слова:** прогноз, газовыделение, десорбция, осадка основной кровли, выемочный участок.

До настоящего времени не разработан научно-обоснованный прогноз метановыделения после прекращения очистных работ на выемочном участке. Для таких случаев имеются общие рекомендации [1], которые не отражают суть происходящих процессов газовыделения после остановки очистного забоя. Предлагается на период демонтажа оборудования уровень газовыделения принимать 50% по сравнению с метановыделением при эксплуатации выемочного участка. При таком подходе не учитываются отличия между уровнем и длительностью газовыделения из разных источников, имеющих на выемочном участке. Например, наиболее интенсивно газовыделение из отбитого угля происходит непосредственно в призабойном пространстве лавы. По истечении 10-15 минут большая часть метана выделяется из угля и дальнейшая его дегазация не приводит к увеличению дебита метана в выработку [2]. При добыче до 1000 т/сут доля газовыделения в рабочее пространство лавы из отбитого угля оценивается в 15÷30% [3]. Это свидетельствует о преимущественном газовыделении с обнаженной поверхности

очистного забоя. Суммарное же газовыделение из отбитого угля и обнаженной поверхности очистного забоя, как правило, составляет не более 10÷20% в общем газовом балансе выемочного участка.

Основное газовыделение (до 90% и более) в большинстве случаев происходит из подрабатываемых пластов и пород. Газовыделение из выработанных пространств ранее отработанных лав длится десятки лет [4]. Продолжительное газовыделение из выработанного пространства по мере развития очистных работ в шахтном поле вызвано постепенной разгрузкой сближенных пластов от горного давления, степень которой определяется процессами сдвижения пород во времени. Если очистные работы ведутся в смежных лавах, то процесс газовыделения происходит более продолжительное время и обусловлен активизацией сдвижения подработанных пород под влиянием отработки нескольких лав. Повторное сдвижение пород (активизация) происходит до тех пор, пока производятся очистные работы в смежных лавах или отрабатываются сближенные пласты в одном крыле шахтного поля. Это подтверждается поступлением

газа в вентиляционные выработки из участков, отработанных 10÷20 лет назад [5].

Приведенный анализ, исходя из уровня и длительности газовыделения из источников, свидетельствует об актуальности вопросов, связанных с газовыделением из подработанных угольных пластов и пород после остановки очистного забоя.

Целью работы является разработка основных научных положений способа прогноза изменения газовыделения во времени из подработанных угольных пластов и пород после прекращения очистных работ на выемочном участке.

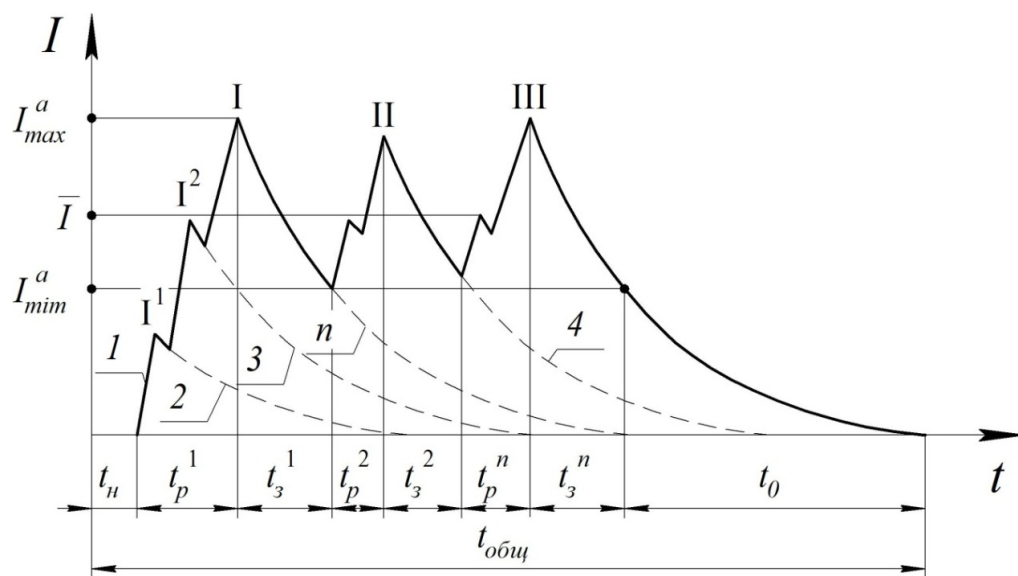
Идея состоит в использовании для достижения поставленной цели современных представлений о формах нахождения газа в угле (породах) и в совместном рассмотрении зависимости метановыделения от степени развития очистных работ на выемочном участке, интенсивности добычи угля, процессов сдвижения пород и десорбции газа из подработанных угольных пластов и пород.

Отправным моментом для решения поставленной задачи является знание характера изменения кривой динамики газовыделения из подрабатываемых пластов и пород на протяжении всего периода эксплуатации выемочного участка. На основании экспериментальных данных о газовыделении в дегазационные скважины [6] и научных положений, принятых при разработке физико-математической модели [7] кривую динамики газовыделения при развитии очистных работ можно представить графиком (рис.1).

Формирование кривой динамики газовыделения происходит на разных стадиях отработки выемочного участка. Первая стадия характеризуется началом очистных работ по добыче угля и отходом забоя от разрезной печи. Через промежуток времени ( $t_n$ ) после начала очистных работ процессы сдвижения подработанных пород распространяются до наиболее близкорасположенного от разрабатываемого пласта источника. Происходит рост газовыделения из этого источника до некоторого зна-

чения ( $I^1$ ), а затем наблюдается его снижение. Периодическое увеличение и снижение газовыделения связано с последовательной разгрузкой от горного давления новых источников газовыделения (угольных пластов и газоносных пород) и десорбции метана из них. Рост газовыделения до достижения первого абсолютного максимума  $I_{max}^a$  продолжается на протяжении промежутка времени  $t_p^1$ . Это свидетельствует, что в зону дегазации попали все возможные источники газовыделения, расположенные в подрабатываемом массиве на некотором удалении  $H_p$  от разрабатываемого пласта. Снижение уровня газовыделения в течение времени  $t_3^1$  характеризует затухание процессов десорбции и указывает на то, что в зону дегазации не попадают новые объёмы угля подрабатываемых пластов и газоносных пород.

Очередное увеличение газовыделения и достижение его второго абсолютного максимума газовыделения (II) происходит под влиянием удаляющегося забоя от разрезной печи и связано, в основном, с развитием очистных работ. При дальнейшей работе выемочного участка наблюдается колебание газовыделения от абсолютных минимальных значений  $I_{min}^a$  до максимальных величин  $I_{max}^a$ . Абсолютные значения параметров  $I_{min}^a$  и  $I_{max}^a$  определяются интенсивностью процессов сдвижения подработанных пород, которые, в свою очередь, зависят от скорости  $V_{оч}$  подвигания очистного забоя (добычи угля). Значение первого абсолютного максимума газовыделения (I), как правило, больше последующих (II, III и т.д.). Это вызвано особенностями первичной осадки основной кровли. При прочих равных условиях, превышение последующими абсолютными максимумами газовыделениями первого, может быть достигнуто при увеличении скорости  $V_{оч}$  подвигания очистного забоя (добычи угля) по сравнению с периодом первичной осадки основной кровли.



1 – кривая динамики газовыделения из подрабатываемых пластов и пород;  
 2, 3...n – кривые десорбции метана из источников, последовательно попадающие в зону разгрузки (дегазации) при удалении очистного забоя от разрезной печи и первичной осадки основной кровли;  
 4 – кривая десорбции при последующих осадках основной кровли;  
 I, II, III – положение абсолютных максимумов газовыделения соответственно при первичной и последующих осадках основной кровли;

$I_{max}^a$  – абсолютный максимум газовыделения при первичной осадке основной кровли;

$I_{min}^a$  – абсолютный минимум газовыделения при задержке последующих осадок основной кровли;

$\bar{I}$  – среднее газовыделение после первичной и последующих осадках основной кровли;

$I^1, I^2$  – положение локальных максимумов метановыделения из источников (угольных пластов и газоносных пород), последовательно попадающих в зону дегазации при удалении очистного забоя от разрезной печи;

$t_n$  – период времени между началом очистных работ и метановыделением из наиболее близкорасположенного источника;

$t_p^1, t_p^2, t_p^n$  – периоды роста газовыделения до достижения абсолютных максимумов соответственно при первичной и последующих осадках основной кровли;

$t_3^1, t_3^2, t_3^n$  – время затухания метановыделения между абсолютными максимумами и последующими периодами роста газовыделения;

$t_0$  – период десорбции метана из источников после достижения последнего абсолютного максимума газовыделения и остановки очистного забоя;

$t_{общ}$  – общая длительность газовыделения при эксплуатации выемочного участка.

Рисунок 1 - Схема изменения динамики газовыделения ( $I$ ) из подработанных угольных пластов и пород во времени ( $t$ ) при отработке выемочного участка

Среднее газовыделение из подработанных угольных пластов и пород  $\bar{I}$  характерно для стадии стабильной работы выемочного участка после осадки основной кровли. Его значение служит одним из исходных параметров для прогноза газовыделения после остановки очистного забоя. В общем случае прекращение очистных работ может произойти на любой стадии

протекания процесса газовыделения после достижения очередного максимума газовыделения. В зависимости от этого события будет зависеть и начальное газовыделение из подработанных источников непосредственно после остановки очистного забоя. Если полная отработка и остановка выемочного участка совпала с достижением очередного максимума газовыделения

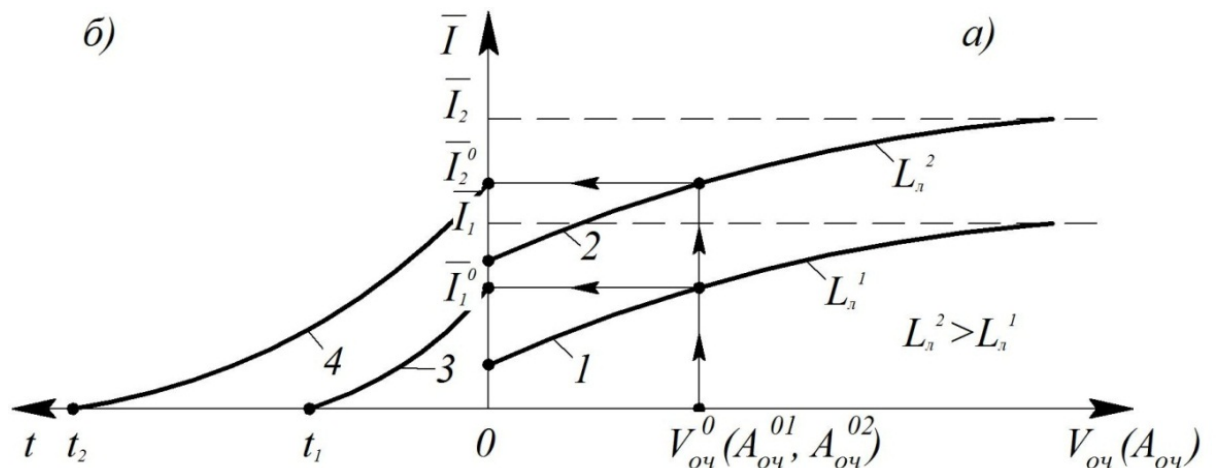


(III) в точке  $A$  (рис. 1), то и начальное газовыделение после прекращения очистных работ будет равно этому максимуму. В общем случае остановка очистного забоя может произойти при любом уровне газовыделения, обусловленным развитием очистных работ, процессами сдвижения подработанных пород и десорбции газа из источников. Если перед остановкой очистного забоя режим добычи угля не изменялся и он соответствовал обычной работе выемочного участка, то газовыделение после прекращения работ будет находиться между точками  $A$  и  $C$  на кривой динамики газовыделения 1. Положение точки  $B$  определяет среднее газовыделение  $\bar{I}$  для рассматриваемого режима работы выемочного участка, который характеризуется количеством добываемого угля ( $A_{оч}$ ) и (или) скоростью подвигания очистного забоя ( $V_{оч}$ ). Дальнейшее снижение газовыделения происходит согласно кривой десорбции с характерными точками  $A$  и  $D$ . Точка  $C$  соответствует минимальному абсолютному газовыделению при штатном режиме эксплуатации выемочного участка, а точка  $D$  определяет время полного прекращения газовыделения.

Экспериментально установлено, что для отдельного выемочного участка газовыделение из подрабатываемых пластов и пород ( $\bar{I}$ ) зависит от среднемесячной нагрузки ( $A_{оч}$ ) на очистной забой и (или) скорости его подвигания ( $V_{оч}$ ). Теоретически, в связи с ограниченностью запасов метана в подрабатываемых угольных пластах и газоносных породных слоях, абсолютное газовыделение имеет верхний предел [8]. Кроме интенсификации добычи угля (увеличения  $A_{оч}$  и  $V_{оч}$ ), достижение предельного значения газовыделения на выемочном участке определяется запасами метана в подрабатываемом массиве (газоносностью источников) и размерами зон влияния очистной выработки. Эти размеры характеризуют объёмы угля и газоносной породы, из которых происходит метановыделение под

влиянием очистных работ. Одним из таких размеров в плоскости разрабатываемого пласта является длина лавы ( $L_{л}$ ). Ко второму линейному параметру относится размер зоны газовыделения в выработанное пространство ( $L_{г}$ ) после подработки углепородного массива. Он зависит от склонности подработанного углепородного массива сохранять газопроводящие каналы. Это свойство является функцией прочностных свойств пород ( $f$ ), мощности разрабатываемого пласта ( $m$ ), глубины ведения горных работ ( $H$ ) и времени после подработки. Для конкретного выемочного участка большинство влияющих факторов ( $f$ ,  $m$ ,  $H$ ,  $L_{л}$ ,  $L_{г}$ ), являются практически постоянными величинами. По этой причине в одних горно-геологических условиях уровень газовыделения определяется длиной очистного забоя ( $L_{л}$ ) и скоростью ( $V_{оч}$ ) его подвигания (рис.2). Чем больше длина лавы ( $L_{л}$ ), тем более значительные объёмы подработанных пластов и газоносных пород попадают в зону их возможной дегазации. Разным значениям длин очистных забоев, но одинаковой скорости их подвигания, соответствуют разные уровни добычи угля. По этой причине для разных длин лав ( $L_{л}^1 < L_{л}^2$ ) и одинаковой скорости подвигания очистных забоев перед их остановкой ( $V_{оч}^0$ ), будут наблюдаться неодинаковые средние уровни газовыделения ( $\bar{I}_1^0 < \bar{I}_2^0$ ).

В период эксплуатации выемочного участка на уровень газовыделения и его колебания оказывают влияние процессы сдвижения подработанных пород и десорбции газа из источников под влиянием движущегося очистного забоя ( $V_{оч} > 0$ ). После остановки очистного забоя ( $V_{оч}^0 = 0$ ) прекращается его активное воздействие на процессы сдвижения пород. В этом случае в зону дегазации не вовлекаются новые объёмы сближенных пластов и газоносных пород, и происходит плавное затухание метановыделения.

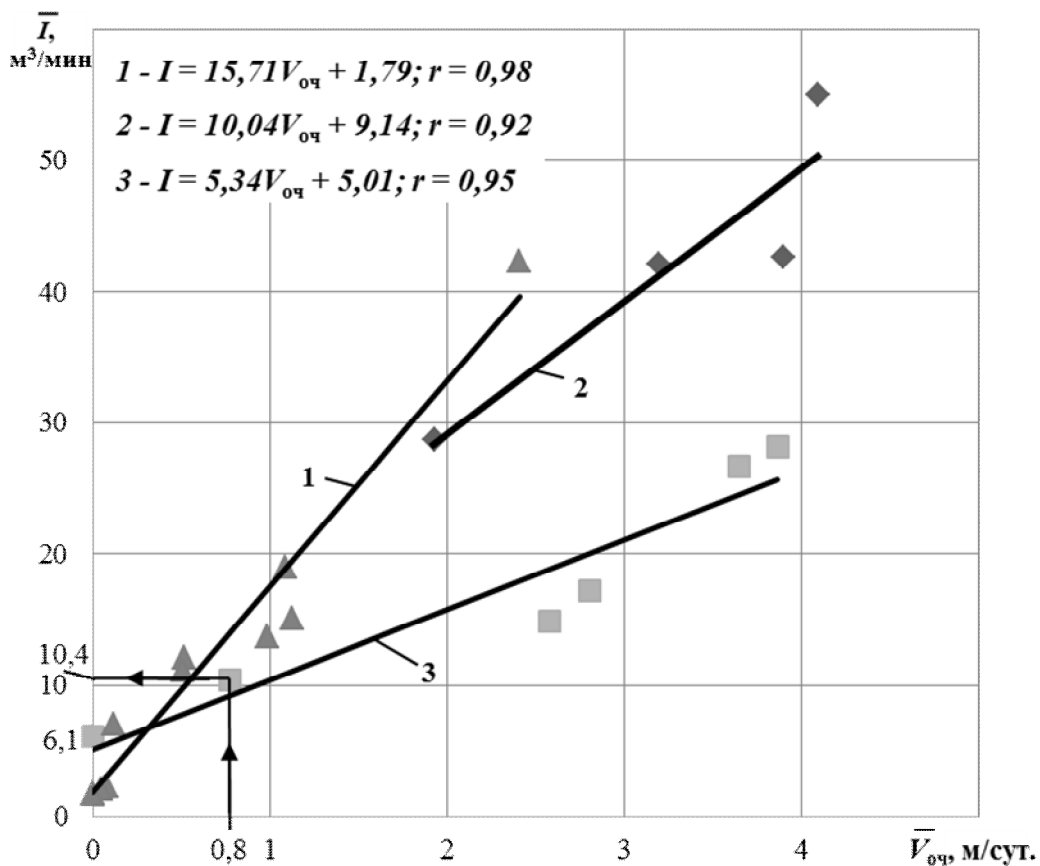


- $V_{оч}, A_{оч}$  – соответственно скорость подвигания очистного забоя и добыча угля;
- $\bar{I}_1, \bar{I}_2$  – значения предельного среднего газовыделения соответственно при длине лав  $L_{л}^1$  и  $L_{л}^2$ ;
- $V_{оч}^0 (A_{оч}^{01}, A_{оч}^{02})$  – соответственно скорость подвигания очистного забоя и добыча угля перед прекращением работ;
- $\bar{I}_1^0, \bar{I}_2^0$  – величины среднего газовыделения при остановке очистного забоя соответственно при длине лав  $L_{л}^1$  и  $L_{л}^2$ ;
- 1, 2 – кривые изменения среднего газовыделения от скорости подвигания очистного забоя  $V_{оч}$ , соответственно при длине лав  $L_{л}^1$  и  $L_{л}^2$ ;
- 3, 4 – кривые десорбции газа из подработанного массива после прекращения очистных работ соответственно при длине лав  $L_{л}^1$  и  $L_{л}^2$ ;
- $t_1, t_2$  – время десорбции газа из подработанного массива после остановки очистного забоя соответственно при длине лав  $L_{л}^1$  и  $L_{л}^2$ .

Рисунок 2 - Схема зависимости среднего газовыделения ( $\bar{I}$ ) из подрабатываемого массива от интенсивности ( $V_{оч}, A_{оч}$ ) эксплуатации выемочного участка (а) и его уменьшение во времени ( $t$ ) после прекращения работ по добыче угля (б)

Исходя из изложенных научных положений после остановки очистного забоя длительность газовыделения будет определяться его абсолютным уровнем, десорбционными и реологическими свойствами сближенных пластов и газоносных пород. Подтверждением этих положений являются экспериментальные данные, полученные при отработке лав разной длины в одних горно-геологических условиях (рис. 3). К анализу были приняты суммарные среднемесячные газовыделения в выработки и дегазационные скважины в пределах эксплуатируемых выемочных участков, а также метановыделение в выработки и скважины в границах шахтного поля,

вызванное активизацией сдвижения пород. Длины 8-й и 9-й западных лав соответственно составляли 200 и 240 м. Наблюдения проведены от начала эксплуатации выемочных участков до их полной остановки. При скорости подвигания очистных забоев менее 5 м/сут изменение среднего уровня газовыделения описывались прямыми зависимостями (прямые 1, 2, 3). Это свидетельствует, что при указанных скоростях подвигания очистных забоев выделялись не все запасы газа, имеющиеся в подработанном массиве, так как средние значения газовыделения не достигли своего максимума.



1, 2 – прямолинейные зависимости среднемесячного газовыделения от скорости продвижения очистных забоев соответственно 9-й и 8-й западных лав;

3 – прямолинейная зависимость среднемесячного газовыделения от скорости продвижения очистного забоя 8-й западной лавы в надработанной пластом  $I_4$  зоне;

$r$  – коэффициент корреляции;

▲, ◆ – экспериментальные данные соответственно при эксплуатации 9-й и 8-й западных лав;

■ – экспериментальные данные при эксплуатации 8-й западной лавы в надработанной пластом  $I_4$  зоне.

Рисунок 3 - Зависимость среднемесячного общего ( $\bar{I}$ ) газовыделения (в выработки и скважины, в том числе и при активизации сдвижения пород) от скорости продвижения очистных забоев ( $V_{\text{оч}}$ ) при отработке пласта  $I_2^B$  шахтой имени газеты «Известия» ГП «Донбассантрацит»

Некоторый период времени отработка 8-й западной лавы производилась в надработанной пластом  $I_4$  зоне, что существенно повлияло на характер зависимости среднего газовыделения ( $\bar{I}$ ) от скорости ( $V_{\text{оч}}$ ) продвижения очистного забоя (рис.3, прямая 3). Перед остановкой 8-й западной лавы в надработанной зоне среднесуточная скорость продвижения очистного забоя составляла 0,8 м/сут и ей соответствовало газовыделение 10,4 м<sup>3</sup>/мин. Через месяц метановыделение сократилось до

6,1 м<sup>3</sup>/мин. Процесс десорбции, практически до полного прекращения газовыделения, продолжался ещё три месяца. Повторное увеличение газовыделения в скважины, пробуренные на участке остановленной 8-й западной лавы, произошло за счёт активизации сдвижения пород после начала очистных работ в смежной 9-й западной лаве. Длительность газовыделения продолжалось около полугода (с 10.06.1985 г по 13.12.1985 г.). Абсолютный уровень газовыделения в начальный период повторного подключения скважин со-

ставлял 3,6 м<sup>3</sup>/мин, а при их отключении – 0,1 м<sup>3</sup>/мин.

После достижения максимального значения скорости подвигания очистного забоя 9-й западной лавы (2,4 м/сут.) наблюдалось её постепенное снижение до незначительных величин. В результате этого газовыделение снизилось с 42,3 до 7,0 м<sup>3</sup>/мин при средней скорости подвигания очистного забоя 0,12 м/сут. После этого очистные работы следующий месяц не производились и газовыделение снизилось до 1,7 м<sup>3</sup>/мин. Затем добыча производилась два месяца при средней скорости подвигания очистного забоя менее 0,1 м/мес, а газовыделение составляло 2,1÷2,3 м<sup>3</sup>/мин. После чего произошла окончательная остановка забоя и среднее газовыделение в следующий месяц после прекращения работ уменьшилось до 1,6 м<sup>3</sup>/мин. В период нестабильной работы 9-й западной лавы (февраль-июнь 1986 г.) добыча угля производилась эпизодически. Среднемесячные её значения находились в пределах от нуля до 48 т/сут. Изменение газовыделения в выработки при снижении добычи угля и при практически остановленном забое приведено на рисунке 4. Снижение уровня газовыделения происходило по экспоненциальной зависимости, аналогично затуханию метановыделения в дегазационные скважины при удалении очистного забоя от разрезной печи [7].

$$\frac{I_i^0}{I_{\max}^0} = \exp(-k \cdot t), \quad (1)$$

где  $I_{\max}^0$  – газовыделение в момент остановки очистного забоя, м<sup>3</sup>/мин;

$I_i^0$  – текущее значение газовыделения через время  $t$  после остановки очистного забоя;

$k$  – эмпирический коэффициент.

Отличия между зависимостями заключались в существенной разнице между коэффициентами ( $k$ ) при интенсивной добыче угля (0,028) и остановленном забое (0,019).

Это свидетельствует о совершенно разных факторах, влияющих на газовыделение из подрабатываемого массива при эксплуатации выемочного участка и после его остановки. При удалении очистного забоя с высокой скоростью от разрезной печи уменьшение газовыделения из источников происходило более интенсивно по сравнению с меньшей скоростью подвигания лавы [7]. У остановленного же очистного забоя, наоборот, газовыделение будет более значительным и длительным если прекращению работ предшествовал высокий уровень добычи угля. Сокращение добычи угля перед остановкой очистного забоя способствует уменьшению уровня газовыделения и более быстрому его прекращению. В рассматриваемом случае через четыре месяца после остановки очистного забоя суммарное газовыделение составляло около 25% от уровня газовыделения перед прекращением работ.

Проведенные теоретические исследования и опыт отработки антрацитового пласта подтвердили соответствие предложенных научных положений, предлагаемых для использования при прогнозе динамики газовыделения при ведении и после прекращения очистных работ. После прекращения очистных работ снижение метановыделения во времени происходит по экспоненциальной зависимости. Главным фактором определяющим уровень и длительность газовыделения из подработанных угольных пластов и пород в конкретных горно-геологических и горно-технических условиях, является интенсивность ведения очистных работ перед их прекращением на выемочном участке. Повторное возобновление газовыделения в пределах остановленного выемочного участка происходит под влиянием активизации сдвижения пород при ведении очистных работ в смежных лавах или на сближенных пластах. Его продолжительность связана с длительностью ведения очистных работ за пределами остановленного выемочного участка.

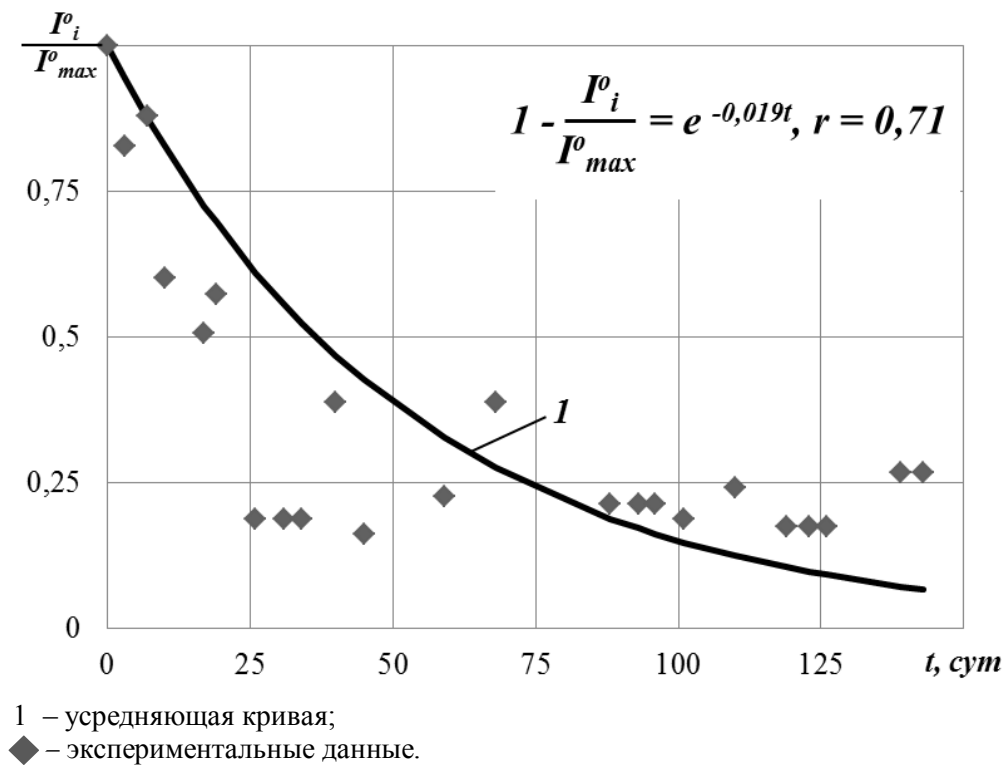


Рисунок 4 – Динамика изменения суммарного относительного газовыделения в выработки и дегазационные скважины 9-й западной лавы  $\left( \frac{I_i^0}{I_{max}^0} \right)$  во времени ( $t$ ) при практически остановленном очистном забое

### Библиографический список

- Руководство по проектированию вентиляции угольных шахт/ ред. кол.: С.В. Янко [и др.]; под. ред. С.В. Янко. – Киев: Основа. – 1994. – 311 с.
- Петросян А.Э. Газовыделение при работе узкозахватных комбайнов/ А.Э. Петросян, И.В. Сергеев, Н.И. Устинов// ИГД им. А.А. Скочинского. Рудничная аэрология и безопасность труда в шахтах. Научные сообщения XXXIX. – М.: Недра. – 1968. – С.15-23.
- Природные опасности в шахтах, способы их контроля и предотвращения/ Е.Ф. Карпов, Ф.С. Клебанов, Б. Фирчанек [и др.]. – М.: Недра. – 1981. – 471 с.
- Михайлов В.И. О метановыделении за пределами выемочных участков из «старых» ранее отработанных этажей (горизонтов)/ В.М. Михайлов, Д.В. Кузьмин, Н.А. Силаев// Сб.МакНИИ. Борьба с газом, пылью и выбросами в угольных шахтах. Выпуск 8. – Макеевка:Донбасс. – 1972. – С.33-38.
- Патрушев М.А. Использование вентиляционных сбоек на шахтах Торезско-Шахтерского района Донецкого бассейна/ М.А. Патрушев, В.А. Бузин, Н.В. Карнаух// ДонУГИ. Вопросы проветривания шахт Донецкого бассейна. Сб. научных трудов № 44. – М.: Недра – 1969. – С.82-92.
- Драбик А.С. Газопроявления при посадках кровли/ А.С. Драбик, Н.И. Антощенко// Безопасность труда в промышленности. – 1986. - №3 – С. 7-9.
- Антощенко Н.И. Физико-математическая модель динамики метановыделения из подрабатываемых угольных пластов / Н.И. Антощенко, С.И. Кулакова // Горный журнал. – 2012. - №8. – С. 89-93.
- Харин Е.Н. Параметры для прогноза газовыделения из подрабатываемых угольных пластов/ Е.Н. Харин, Н.И. Антощенко, Е.В. Душенко//Уголь Украины. – 2012. - №5. – С.22-25.

Рекомендована к печати д.т.н. Окаловым В.Н.

# **МЕТАЛЛУРГИЯ**



д.т.н. Петрушов С.Н.,  
к.т.н. Русанов И.Ф., Дорогой Е.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина,  
evgeniy.dorogoy@gmail.com)

## ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ АГЛОУСТАНОВОК В ЗАВИСИМОСТИ ОТ РЕЖИМА ВОЗВРАТА И НЕКОТОРЫХ ДРУГИХ ПАРАМЕТРОВ ШИХТЫ

Отримано формули, що дозволяють оцінити вплив кількості повернення, вологості шихти і вмісту летючих в шихті на продуктивність аглоустановки.

**Ключові слова:** повернення, агломераційна шихта, математична модель.

Получены формулы, позволяющие оценить влияние количества возврата, влажности шихты и содержания летучих в шихте на производительность аглоустановки.

**Ключевые слова:** возврат, агломерационная шихта, математическая модель.

Современная агломерация предопределяет получение двух продуктов – годного агломерата и возврата. Первый продукт имеет крупность более, а второй – менее 5-8 мм. Производительность аглоустановок определяется количеством годного агломерата, произведенного за единицу времени.

Фактическая производительность определяется путем взвешивания годного агломерата. Для определения выхода годного из спека взвешивают и возврат.

В проектных расчетах и при анализе работы аглоустановок для расчета суточной производительности  $Q$  используются формулы различного вида, одна из которых имеет вид [1]:

$$Q = 14,4 \cdot S \cdot V \cdot \gamma \cdot K, \text{ т/сутки} \quad (1)$$

где  $S$  – площадь спекания аглоустановки,  $\text{м}^2$ ;

$V$  – вертикальная скорость спекания,  $\text{м/мин}$ ;

$\gamma$  – насыпная масса шихты,  $\text{т/м}^3$ ;

$K$  – коэффициент выхода годного агломерата из шихты, %.

Входящие в эти формулы величины (кроме  $S$ ) зависят от параметров процесса агломерации, вещественного состава шихты и режима возврата, и для конкретных условий определяются экспериментально или расчетным путем.

Так, вертикальная скорость спекания шихты и ее насыпная масса для большинства шихт линейно зависят от содержания возврата в шихте (для определенного интервала его содержания в шихте) [1]

$$V = V_0 + a\varphi \quad \text{и} \quad \gamma = \gamma_0 + b\varphi, \quad (2)$$

где  $V_0$  и  $\gamma_0$  – вертикальная скорость спекания и насыпная масса шихты без возврата, соответственно;

$\varphi$  – содержание возврата в сухой шихте;

$a$  и  $b$  – коэффициенты пропорциональности.

В первом приближении можно принять, что коэффициент  $K$  (выход годного из шихты) также линейно зависит от содержания возврата в шихте

$$K = K_0 - c\varphi. \quad (3)$$

С учетом приведенных зависимостей формула (1) примет вид

$$Q = 14,4 \cdot F \cdot (\gamma_0 + b\varphi) \cdot (V_0 + a\varphi) \cdot (K_0 - c\varphi). \quad (4)$$

После преобразования получим

$$Q = 14,4 \cdot F \cdot \left[ -abc\varphi^3 + (K_0ab - bcV_0 - ac\gamma_0)\varphi^2 + (K_0bV_0 + K_0a\gamma_0 - c\gamma_0V_0) \cdot \varphi + K_0\gamma_0V_0 \right] = \quad (5)$$

$$= 14,4 \cdot F \cdot [A_1\varphi^3 + A_2\varphi^2 + A_3\varphi + A_4].$$

Таким образом, зависимость производительности установки от содержания возврата в шихте выражается функцией третьей степени. График этой функции имеет



сложный вид и определяется значениями коэффициента  $a$  и  $\Delta = 3ac - b^2$  [2]. Как показал анализ, для данной зависимости  $a < 0$  и  $\Delta < 0$ , что свидетельствует о том, что функция имеет максимум в реальном диапазоне изменения содержания возврата в шихте.

Адекватность уравнения (5) фактическим данным определяется тем, насколько зависимости (2) и (3) близки к линейным в одном и том же интервале изменения величины  $\varphi$  – содержания возврата в шихте.

Использование уравнения (5) для количественной оценки производительности затруднено, т.к. коэффициенты  $a$ ,  $b$ ,  $c$ ,  $\gamma_0$ ,  $V_0$ ,  $K_0$  изменяются в зависимости от состава шихты и условий спекания агломерата и в каждом конкретном случае требуют индивидуального определения опытным путем.

В связи с этим предлагается следующий способ построения аналитических формул, учитывающий влияние на производительность не только содержания возврата в шихте, но и ряда других факторов.

С целью исключения влияния площади спекания аглоустановки на производительность и для сравнения работы установок с разной площадью спекания обычно рассчитывается ее удельная производительность. Она определяется количеством годного агломерата или спека, полученным с единицы площади спекания за единицу времени.

Если за время  $\tau$  на установке площадью спекания  $S$  получено  $G$  спека или  $\Gamma$  годного агломерата, то удельные производительности по выходу спека  $p'$  и выходу годного  $p$  ( $\text{т/м}^2 \cdot \text{час}$ ) рассчитываются по формулам

$$p' = \frac{G}{\tau \cdot S} \quad \text{и} \quad p = \frac{\Gamma}{\tau \cdot S}. \quad (6)$$

Общая масса загружаемых в аглоустановку материалов включает массы сухих шихтовых материалов  $Ш$ , возврата  $B$ , постели  $\Pi$  и количество воды  $q$  в шихте, равное количеству гигроскопической влаги в ней и добавляемой в нее воды для ее увлажнения до оптимальной влажности

$w$ , %. После спекания из этой массы материалов, как показано в работе [3], будет получен спек в количестве, равном  $G$

$$G = Ш \cdot K + G \cdot b + G \cdot \psi, \quad (7)$$

где  $b$  и  $\psi$  – доли возврата и постели, выделенных из спека.

С другой стороны, количество полученного спека равно

$$G = B + \Pi + \Gamma \quad \text{или} \quad G = G \cdot b + G \cdot \psi + \Gamma. \quad (8)$$

Из уравнения (8)  $\Gamma = G \cdot (1 - b - \psi)$  и тогда с учетом формул (6)

$$p = p' \cdot (1 - b - \psi). \quad (9)$$

По количеству материала, загруженного в установку (без учета загруженной постели) и его объему  $S \cdot h_{Ш}$ , если высота слоя шихты равна  $h_{Ш}$ , может быть определена насыпная масса шихты

$$\gamma = \frac{Ш + B + q}{S \cdot h_{Ш}} = \frac{Ш + G \cdot b + q}{S \cdot h_{Ш}}. \quad (10)$$

Содержание воды в рабочей массе шихты (ее влажность) будет равна

$$w = \frac{q}{Ш + B + q} = \frac{q}{Ш + G \cdot b + q}. \quad (11)$$

Подставив значение  $Ш$  из (7) в выражения (10) и (11) получим

$$\gamma = \frac{\frac{G}{K} \cdot (1 - b - \psi) + Gb + q}{S \cdot h_{Ш}}, \quad (12)$$

$$w = \frac{q}{\frac{G}{K} \cdot (1 - b - \psi) + Gb + q}. \quad (13)$$

Найдя из выражения (13) величину  $q$  и подставив её в выражение (12) находим величину  $h_{Ш}$

$$h_{Ш} = \frac{1}{S \cdot \gamma} \cdot \left[ 1 + \frac{w}{1 - w} \right] \cdot \left[ \frac{G}{K} \cdot (1 - b - \psi) + Gb \right]. \quad (14)$$

Время спекания шихты при известной скорости спекания  $V$  определяется из со-

отношения  $\tau = \frac{h_{ш}}{V}$ . С учетом определенной по формуле (14) высоты слоя шихты

$$\tau = \frac{1}{S \cdot \gamma \cdot V} \cdot \left[ 1 + \frac{w}{1-w} \right] \cdot \left[ \frac{G}{K} \cdot (1-b-\psi) + Gb \right]. \quad (15)$$

Подставив в выражение (6), определяемое по формуле (15) значение  $\tau$  и найденное ранее значение  $G$  получим формулу для расчета производительности

$$p = \frac{K \cdot (1-b-\psi)}{\left[ 1-\psi-b \cdot (1-K) \right] \cdot \left( 1 + \frac{w}{1-w} \right)} \cdot \gamma_{ш} \cdot V. \quad (16)$$

В полученном выражении (16) обозначим дробь через  $K^a$ , т.е.

$$\frac{K \cdot (1-b-\psi)}{\left[ 1-\psi-b \cdot (1-K) \right] \cdot \left( 1 + \frac{w}{1-w} \right)} = K^a. \quad (17)$$

Тогда удельная производительность аглоустановки будет равна

$$p = K^a \cdot \gamma \cdot V. \quad (18)$$

Полученные выражения можно представить несколько в ином виде

$$K^a = (1-w) \cdot (1-E) \cdot (1-\varphi), \quad (19)$$

$$p = (1-w) \cdot (1-E) \cdot (1-\varphi) \cdot \gamma \cdot V, \quad (20)$$

где  $E$  – изменение массы материалов в результате физико-химических процессов при агломерации.

Формула (20) не только позволяет определить удельную производительность аглоустановки, но и отражает последовательность процессов, протекающих от загрузки шихты до получения годного агломерата:

а) количество загружаемой в единицу времени на единицу площади спекания рабочей массы шихты равно  $\gamma \cdot V$ , т/м<sup>2</sup>·час;

б) после загрузки происходит процесс высушивания шихты, т.е. удаления из нее воды. После высушивания сухой остаток составит

$$(V \cdot \gamma) \cdot (1-w), \text{ т/м}^2 \cdot \text{час.}$$

в) поскольку возврат является обратным продуктом, то собственно шихты без возврата в сухом остатке будет

$$V \cdot \gamma \cdot (1-w) \cdot (1-\varphi), \text{ т/м}^2 \cdot \text{час.}$$

г) в ходе спекания масса исходных шихтовых материалов (без возврата) изменяется в результате протекания физико-химических процессов, и тогда оставшийся твердый остаток составит

$$V \cdot \gamma \cdot (1-w) \cdot (1-\varphi) \cdot (1-E), \text{ т/м}^2 \cdot \text{час.}$$

Полученные формулы позволяют выявлять и оценивать влияние на производительность аглоустановок не только режима возврата, но и других свойств аглошихты, таких как ее влажность и наличие в ней потерь при агломерации.

Вышеприведенные формулы позволяют получить ряд других производных, позволяющих определять некоторые параметры процесса агломерации.

Так, например, из выражения (18) следует, что  $K^a = \frac{p}{\gamma \cdot V}$ . Подставив сюда значение  $p$  и  $K^a$ , определяемые соответственно по формулам (9) и (17), получим равенство

$$\frac{p' \cdot (1-\psi-b)}{\gamma \cdot V} = \frac{K \cdot (1-\psi-b)}{\left[ 1-\psi-b \cdot (1-K) \right] \cdot \left( 1 + \frac{w}{1-w} \right)}.$$

Откуда

$$b = \frac{1-\psi - \frac{K \cdot V \cdot \gamma}{p' \cdot \left( 1 + \frac{w}{1-w} \right)}}{1-K}. \quad (21)$$

Как установлено многими исследованиями, режим возврата в процессе агломерации влияет на свойства как самой шихты, изменяя ее оптимальную влажность, объемный вес, так и на ход процесса спекания через газопроницаемость шихты и вертикальную скорость спекания. При этом, как указывалось выше, в определенном интервале изменения содержания возврата в шихте вертикальная скорость спекания и насыпная масса шихты зависят от

содержания возврата в шихте линейно. Известно также, что и оптимальная влажность шихты уменьшается линейно с увеличением содержания в ней возврата.

С учетом сказанного уравнение (20) может быть записано в следующем виде

$$p = [1 - (w_o + d \cdot \varphi)] \cdot [1 - E] \cdot [1 - \varphi] \cdot [\gamma_o + b \cdot \varphi] \cdot [V_o + a \cdot \varphi],$$

где  $a, b, d$  – коэффициенты.

Проведя соответствующие преобразования и упрощения, получим

$$p = (1 - E) \cdot (B_1 \cdot \varphi^4 + B_2 \cdot \varphi^3 + B_3 \cdot \varphi^2 + B_4 \cdot \varphi + B_5), \quad (22)$$

где  $B_1$ – $B_5$  – комплексные коэффициенты.

Полученное уравнение указывает на многогранное и разностороннее влияние возврата на процесс агломерации, определяющее его производительность.

Таким образом, производительность аглоустановки в функции содержания возврата в шихте представляется в более общем и расширенном виде полным уравнением четвертой степени, позволяющем найти его экстремумы и определить содержание возврата, обеспечивающее максимальную производительность.

Рассчитаем некоторые показатели процесса агломерации применительно к спеканию аглошихты в лабораторной чаше.

Агломерации подвергалась шихта, состоящая из 23,0 % возврата и 77,0 % исходных спекаемых материалов (состав по сухому весу), т.е. величина  $\varphi = 0,23$ , а компонентный состав спекаемых материалов возьмем из [3].

Влажность аглошихты, загружаемой в чашу – 7,3 %, т.е.  $w = 0,073$ , а высота слоя (без постели) составляет 260 мм.

Диаметр чаши, в которой производится спекание, 104 мм (площадь 0,0082 м<sup>2</sup>), а объем, занимаемый шихтой (без постели) в чаше равен 0,0082 · 0,26 = 0,00214 м<sup>3</sup>.

В процессе спекания фиксировались:

– вес загружаемой постели – 0,189 кг;

– вес загружаемой шихты в рабочем состоянии – 3,70 кг;

– вес получаемого спека – 3,20 кг;

– время спекания – 8,5 мин. или 0,141 часа.

На основании полученных данных находим вертикальную скорость спекания

$$V = \frac{h_{ш}}{\tau} = \frac{0,260}{0,141} = 1,84 \text{ м/час} \text{ или } \frac{0,260 \cdot 1000}{0,141 \cdot 60} = 31,7 \text{ мм/мин.}$$

насыпной вес шихты

$$\gamma = \frac{3,70 \cdot 10^{-3}}{0,00214} = 1,73 \text{ т/м}^3.$$

производительность по спеку

$$p' = \frac{3,22 \cdot 10^{-3}}{0,141 \cdot 0,0082} = 2,77 \text{ т/м}^2 \cdot \text{час.}$$

выход постели от спека

$$\Pi = \frac{0,189}{3,20} = 0,059 \text{ или } 5,9 \, \%.$$

Коэффициент выхода твердого  $K$  из исходных материалов подсчитан ранее [3] и составляет 0,8507, а  $E = 1 - 0,8507 = 0,1493$ .

Выход возврата от спека по формуле из [3].

$$b = \frac{(1 - \psi) \cdot \varphi}{K \cdot (1 - \varphi) + \varphi} = \frac{(1 - 0,059) \cdot 0,23}{0,8507 \cdot (1 - 0,23) + 0,23} = 0,245 \text{ или } 24,5 \, \%.$$

а по формуле (21)

$$b = \frac{1 - \psi - \frac{K \cdot V \cdot \gamma_{ш}}{p' \cdot \left(1 + \frac{w}{1 - w}\right)}}{1 - K} = \frac{1 - 0,059 - \frac{0,8507 \cdot 1,84 \cdot 1,73}{2,77 \cdot \left(1 + \frac{0,073}{1 - 0,073}\right)}}{1 - 0,8507} = 0,245 \text{ или } 24,5 \, \%.$$

Производительность по формуле (20) будет равна

$$p = (1 - w) \cdot (1 - E) \cdot (1 - \varphi) \cdot \gamma \cdot V = (1 - 0,073) \cdot (1 - 0,1493) \cdot (1 - 0,23) \cdot 1,73 \cdot 1,84 = 1,93 \text{ т/м}^2 \cdot \text{час.}$$

Производительность установки по годной

му агломерату, используя вышеприведенные экспериментальные данные, можно рассчитать также следующим образом.

Если вес загруженной шихты в рабочем состоянии равен 3,70 кг, а ее влажность 7,3 %, то количество сухого будет равно

$$3,70 \cdot \frac{100 - 7,3}{100} = 3,43 \text{ кг.}$$

Количество возврата, израсходованного на спекание, будет равно

$$3,43 \cdot \varphi = 3,43 \cdot 0,23 = 0,790 \text{ кг.}$$

Производительность по годному составу

$$p = \frac{2,221 \cdot 10^{-3}}{0,141 \cdot 0,0082} = 1,93 \text{ т/м}^2 \cdot \text{час.}$$

Иногда возникает необходимость определить коэффициент выхода твердого остатка К или потерь при агломерации Е не прибегая к химическому анализу исходных материалов. Для чего достаточно вос-

пользоваться формулой (20), преобразовав ее

$$1 - E = K = \frac{p}{(1 - w) \cdot (1 - \varphi) \cdot \gamma \cdot V} = \frac{1,93}{(1 - 0,073) \cdot (1 - 0,23) \cdot 1,73 \cdot 1,84} = 0,8507.$$

#### Выводы.

1. Полученные формулы дают математическое описание некоторых сторон агломерационного процесса и позволяют качественно и количественно оценить влияние таких параметров, как количество возврата, влажность шихты, содержание летучих в шихте на производительность аглоустановки.

2. Для расчета большинства характеристик аглопроцесса достаточно определить экспериментально лишь некоторые из них, а остальные можно рассчитать аналитическим путем, используя приведенные выше зависимости.

#### Библиографический список

1. Базилевич С.В. Агломерация / С.В. Базилевич, Е.Ф. Вегман. – М.: Металлургия, 1967. – 368 с.
2. Бронштейн И.Н. Справочник по математике для инженеров и учащихся вузов / И.Н. Бронштейн, К.А. Семендяев. – М.: Наука, 1986. – 544 с.
3. Петрушов С.Н. Аналитическое определение выхода возврата и твердого остатка при производстве агломерата / Петрушов С.Н., Русанов И.Ф., Дорогой Е.В. // Сборник научных трудов ДонГТУ. – 2012. – № 38. – С. 89-96.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Новохатским А.М.*

д.т.н. Смирнов А.Н.  
(ДонНТУ, г. Донецк, Украина),  
Андрощук Р.С., к.т.н. Епишев М.В.  
(ООО "ТермоТехно", г. Москва, Россия)  
Головчанский А.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

## МЕТОД ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ШЛАКОВ ДЛЯ НЕПРЕРЫВНОЙ РАЗЛИВКИ СТАЛИ

*Розглянуто метод визначення теплофізичних властивостей шлаків для безперервного розливання сталі, що полягає в зануренні водоохолоджуваного мідного патрубку в розплав шлаку і фіксації різниці температур вхідної та вихідної води.*

**Ключові слова:** теплопровідність, шлак для кристалізатора, твердіння, безперервне розливання сталі.

*Рассмотрен метод определения теплофизических свойств шлаков для непрерывной разливки стали, заключающийся в погружении водоохлаждаемого медного патрубка в расплав шлака и фиксировании разности температур входящей и выходящей воды.*

**Ключевые слова:** теплопроводность, шлак кристаллизатора, затвердевание, непрерывная разливка стали, кристаллизатор.

**Постановка проблемы.** Как известно [1], при непрерывном литье заготовок качество конечного продукта, особенно качество его поверхности, во многом зависит от условий теплопередачи в кристаллизаторе. Этот процесс протекает в несколько стадий:

- передача тепла конвекцией от жидкой стали к затвердевающей корочке слитка;
- передача теплопроводностью через корочку слитка;
- передача теплопроводностью и излучением через слой шлака, которая делится на передачу через слой жидкого, стекловидного и кристаллического шлака;
- передачу тепла преимущественно излучением через воздушный зазор;
- передача теплопроводностью через медную стенку кристаллизатора;
- передача конвекцией от стенки кристаллизатора к охлаждающей воде.

Таким образом, тепловой поток от слитка к кристаллизатору является опре-

деляющим параметром скорости роста корочки слитка.

Механизм затвердевания корочки слитка определяется химическим составом стали и для различных марок он явно отличается [2]. Поэтому, создание соответствующих условий теплопередачи в кристаллизаторе является одной из важнейших задач всего процесса непрерывной разливки стали: величина теплового потока от слитка к кристаллизатору должна быть достаточной для обеспечения необходимой скорости затвердевания слитка, исключая при этом такие негативные явления как растрескивание корочки слитка, являющееся результатом слишком быстрого охлаждения. Повлиять на величину теплового потока в верхней части кристаллизатора (применисковая зона) можно используя различные шлакообразующие смеси с заранее известными теплофизическими свойствами. Поэтому исследование теплофизических свойств ШОС является совершенно необходимым на этапе разработки их составов и перспективным с точ-

ки зрения повышения качества поверхности непрерывнолитых заготовок.

**Анализ последних исследований и публикаций.** Для оптимизации, в соответствии с условиями разливки, теплового потока в верхней части кристаллизатора необходимо обладать информацией о теплофизических свойствах используемых шлакообразующих смесей и шлаков из них образующихся. Различными исследователями предлагается большое количество разнообразных методик определения этих свойств. Так, авторы работы [3] смоделировали зазор между слитком и кристаллизатором, погружая охлажденный медный блок в слой расплавленного шлака, который располагался на стальной пластине, нагреваемой электрическим током. Теплопередачу через слой шлака измеряли тремя термопарами (две в медном кристаллизаторе и одна в стальной пластине). Данные были получены для нескольких веществ и трех промышленных ШОС. В работе [4] удельная теплопроводность ШОС и полученных из нее образцов шлака была определена методом лазерного импульса, в котором, импульс лазерного луча направляют на одну сторону образца, и непрерывно регистрируют изменение температуры противоположной стороны. Удельную теплопроводность получали из температуропроводности, плотности и удельной теплоемкости, величины которых берут из предыдущих исследований. Авторы работы [5] использовали метод "медного патрубка" для измерения теплофизических свойств толстых пленок шлака. В этом методе, охлажденный медный цилиндр погружали в ванну расплавленного шлака, и измеряли температуры шлака и меди. Для получения значений эффективной теплопроводности использовали переходную модель. В работе [6] использовали метод горячей ленты для измерения удельной теплопроводности, температуропроводности, и удельной теплоемкости ШОС.

Как видно из приведенного краткого литературного обзора наиболее простой, информативной и распространенной мето-

дикой определения таких теплофизических свойств шлаков, как теплопроводность, температуропроводность и теплоемкость, является метод погружения водоохлаждаемого патрубка.

**Цель статьи** – показать возможность разработки и реализации в условиях отечественной исследовательской лаборатории метода погружения водоохлаждаемого патрубка в шлаковый расплав для определения теплофизических свойств шлаков.

**Изложение основного материала.** Метод погружения в расплав шлака водоохлаждаемого стального (либо медного) патрубка состоит в следующем.

Водоохлаждаемый патрубок (рисунок 1) представляет собой запаянную конструкцию типа труба в трубе длиной 400 мм. По внутренней трубе (диаметр 8 мм) вода поступает в патрубок, а по наружной (диаметр 14 мм) - выходит из него. По разности температур входящей и выходящей воды определяют теплофизические свойства шлака. На рисунке 2 представлено схематическое изображение экспериментальной установки.



Рисунок 1 – Схематическое изображение водоохлаждаемого патрубка

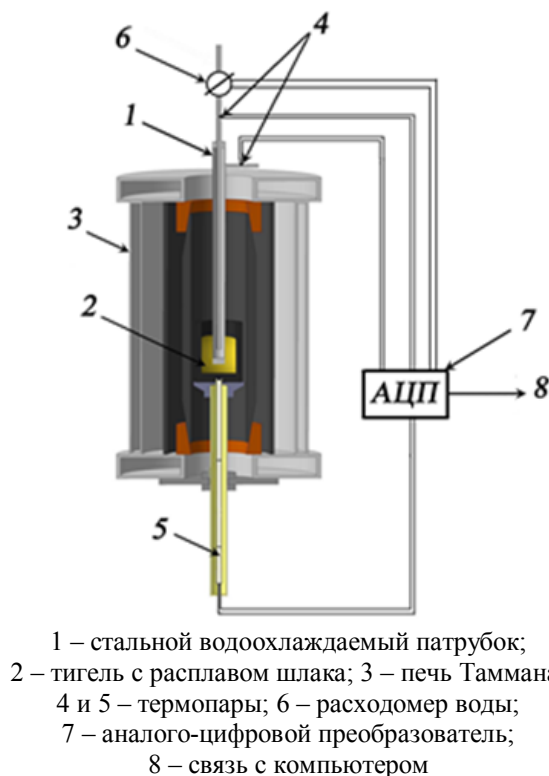


Рисунок 2 – Схематическое изображение метода определения теплофизических характеристик шлаков

При погружении в расплав шлака на поверхности погруженной части патрубка формируется слой замороженного шлака наподобие шлакового гарнисажа на кристаллизаторе при непрерывной разливке стали. При этом через слой шлака проходит поток мощности

$$\frac{Q}{F} = \frac{T_{ж.шл} - T_в}{\frac{d_{шл.тв.}}{\lambda_{шл.тв.}} + \frac{d_{ст}}{\lambda_{ст}} + R_{int} + \frac{1}{\alpha_в}}, \quad (1)$$

где  $T_{ж.шл}$  и  $T_в$  – температура жидкого шлака и воды в зоне погруженного в шлак патрубка соответственно, К;

$d_{шл.тв.}$  и  $d_{ст}$  – толщина слоя замороженного шлака и стальной трубки соответственно, м;

$\lambda_{шл.тв.}$  и  $\lambda_{ст}$  – теплопроводность твердого шлака и стали соответственно, Вт/(м·К);

$R_{int}$  – коэффициент межфазного термического сопротивления на границе "кри-

сталлизатор/шлаковый гарнисаж", (м<sup>2</sup>·К)/Вт;

$\alpha_в$  – коэффициент теплоотдачи от стенки патрубка к охлаждающей воде (определяют по критериальным зависимостям), Вт/(м<sup>2</sup>·К).

Поток мощности, получаемый охлаждающей водой

$$\frac{Q}{F} = \frac{C \cdot \Delta M (\Delta T_{шл} + \Delta T_{холост})}{F_{погруж}}, \quad (2)$$

где  $C$  – теплоемкость воды Дж/(кг·К);

$\Delta M$  – расход воды, кг/с;

$\Delta T_{шл}$  – разность температур воды на входе и на выходе, обусловленная теплопередачей через слой шлака, К;

$\Delta T_{холост}$  – поправочная температура, К;

$F_{погруж}$  – площадь поверхности стальной трубки, погруженной в расплав, м<sup>2</sup>.

В соответствии с законом сохранения энергии приравниваем приходящие (1) и исходящие (2) теплоты и выражаем  $\lambda_{шл.тв.}$ :

$$\lambda_{шл.тв.} = d_{шл.тв.} \left/ \left[ \frac{(T_{шл.ж} - T_в) \cdot F_{погруж}}{C \cdot \Delta M (\Delta T_{шл} + \Delta T_{холост})} - \frac{d_{ст}}{\lambda_{ст}} - R_{int} - \frac{1}{\alpha_в} \right] \right. \quad (3)$$

На основе выражения (3) программным обеспечением производится расчет теплопроводности замороженного шлака. Как видно, для расчета  $\lambda_{шл.тв.}$  необходимо знать  $R_{int}$ ,  $\alpha_в$  и  $\Delta T_{холост}$ . По данным работы [7] коэффициент межфазного термического сопротивления на границе "кристаллизатор/шлаковый гарнисаж" для ШОС, предназначенных для разливки среднеуглеродистых сталей, составляет  $(10...12) \cdot 10^{-4}$  (м<sup>2</sup>·К/Вт), а для ШОС, предназначенных для разливки низкоуглеродистых сталей –  $(5...8) \cdot 10^{-4}$  (м<sup>2</sup>·К/Вт).

Поправочная температура  $\Delta T_{холост}$  представляет собой температуру, до которой нагревается вода при прохождении через патрубок, введенный в пустой тигель, размещенный в разогретую до определенной температуры печь. Печь Таммана включают на необходимую мощность, при которой будет проводиться эксперимент, и после прогрева печи и установления стац-

нарной температуры в печном пространстве, водоохлаждаемый патрубок опускается в печь с пустым тиглем до уровня, на котором впоследствии будет находиться расплавленный шлак. Температура входящей и выходящей воды фиксируется термометрами, расход воды – водомером. Таким образом, учитывается все то количество теплоты, которое получит охлаждающая вода не через слой шлака, а за счет излучения и газовой конвекции.

В следующей, основной части эксперимента, в печь помещают графитовый тигель с определенным количеством исследуемой ШОС, и начинают нагрев. Температура ШОС определяется с помощью введенной в тигель термопары. После расплавления ШОС (определяется визуально) в тигель опускают водоохлаждаемый патрубок и фиксируют изменение температуры воды. Эксперимент продолжают до достижения стационарных условий. Затем патрубок извлекают и производят замер толщины замороженного шлака. После этого, имея все необходимые данные, производят расчет по вышеприведенным уравнениям.

Для более ясного представления влияния структуры и состава шлака на его теплофизические свойства, а также процессы

фазообразования при быстром затвердевании шлака из расплава и его дальнейшем отжиге можно исследовать химический и фазовый состав замороженного шлака.

Таким образом, в целом данный метод позволяет определить теплопроводность твердого шлака, а в сочетании с аналитическими методами более ясное понятие влияния состава и структуры шлака на его теплофизические свойства.

### Выводы

1. Метод погружения водоохлаждаемого патрубка в расплав шлака позволяет имитировать условия теплопередачи в кристаллизаторе МНЛЗ, а также температурное поле, в котором находится шлаковый гарнисаж в зазоре между корочкой непрерывнолитого слитка и кристаллизатором.

2. В сочетании с методами химического и фазового анализа данный метод позволит получить более ясное представление о влиянии состава и структуры шлака на его теплофизические свойства.

3. Реализованный метод может быть использован при разработке новых и корректировке существующих составов ШОС для непрерывной разливки стали в комплексе с вискозиметрическими данными и данными по интервалу плавления.

### Библиографический список

1. Yamauchi A. *Heat Transfer between Mold and Strand through Mold Flux Film in Continuous Casting of Steel* / A.Yamauchi, K.Sorimachi, T.Sacuraya, T.Fujii // *ISIJ International*.-1993. - Vol.33. - № 1. - P.140-147.
2. Mazumdar S. *Solidification control in continuous casting of steel* / S. Mazumdar, S.K. Ray // *Sadhana*.- Vol. 26. - Parts 1 & 2. - February – April.- 2001. - P. 179–198.
3. Ohmiya S. *Heat Transfer through layers of casting fluxes* / S. Ohmiya, K.H. Tacke, K.Schwerdtfeger // *Ironmaking and Steelmaking*.- 1983. - vol. 10. - № 1. - P. 24-30.
4. Susa M. *Thermal properties of slag films taken from continuous casting mould* / M. Susa, K.C. Mills, M.J.Richardson at al. // *Ironmaking and Steelmaking*. - 1994. - vol. 21.- № 4. - P. 279-286.
5. Mikrovas A.C. *Heat transfer characteristics of molten slags* / A.C. Mikrovas, S.A. Argyropoulos, I.D. Sommerville // *Ironmaking and Steelmaking*. - 1991. - Vol. 18. - № 3. - P. 169- 181.
6. Susa M. *Thermal conductivity, thermal diffusivity, and specific heat of slags containing iron oxides* / M. Susa, F. Li Nagata // *Ironmaking and Steelmaking*. - 1993. - Vol. 20. - № 3. - P. 201-206.
7. Cho J. *Thermal Resistance at the Interface between Mold Flux Film and Mold for Continuous Casting of Steels* / J.Cho, H.Shibata, T.Emi, M.Suzuki // *ISIJ International*. - 1998. - Vol. 38. - №. 5. - P. 440-446.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Новохатским А.М.*



к.т.н. Куберский С.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина,  
Skuberskiy@yandex.ru)

## РАЗНОВИДНОСТИ КОНСТРУКЦИИ БЛОКОВ ДЛЯ ДУГОВОЙ ГЛУБИННОЙ ОБРАБОТКИ РАСПЛАВОВ И ОБЛАСТИ ИХ ПРИМЕНЕНИЯ

*Розглянуто різні конструкції дугових блоків, які використовуються в технологіях відновлення розкислювальних, легувальних і рафінувальних домішок в глибині металевого розплаву. Наведено області їх можливого застосування і основні результати, отримані в ході лабораторного та дослідно-промислового випробування нового способу позапічної обробки.*

**Ключові слова:** дугове глибинне відновлення, конструкція блоків, металургійні відходи, розкислення, легування, рафінування, перемішування, нагрівання, ківш малої місткості.

*Рассмотрены различные конструкции дуговых блоков используемых в технологиях восстановления раскисляющих, легирующих и рафинирующих добавок в глубине металлического расплава. Приведены области их возможного применения и основные результаты, полученные в ходе лабораторного и опытно-промышленного опробования нового способа внепечной обработки.*

**Ключевые слова:** дуговое глубинное восстановление, конструкция блоков, металлургические отходы, раскисление, легирование, рафинирование, перемешивание, нагрев, ковш малой вместимости.

Всемирный финансовый кризис наиболее чувствительно поразил металлургическую отрасль, что привело к существенно сокращению объемов производства и рынков сбыта металлопродукции. В условиях повышенной конкуренции еще более остро встают вопросы повышения качества металла и снижения его себестоимости. На качество и себестоимость чугуна и стали значительно влияет содержание вредных примесей и неметаллических включений, расход материалов и энергии. Поэтому одним из основных направлений развития современных технологических схем выплавки, внепечной обработки и разлива металла является снижение ресурсо- и энергозатрат, а также обеспечение высоких качественных показателей металлопродукции. Это достигается разработкой новых и усовершенствованием существующих технологий и оборудования, а также использованием вторичных материалов и отходов. Несмотря на наличие разнообразных технологий легирования и рафинирования железоуглеродистых расплавов поиск наиболее эффективных схем является достаточно актуальной задачей.

Легирование металла полезными добавками традиционно проводится с использованием ферросплавов, получение которых сопряжено с достаточно большими затратами энергии и материальных ресурсов. Для рафинирования и модифицирования железоуглеродистых расплавов широкое применение нашли различные кальциевые и магниевые сплавы, лигатуры, проволоки, гранулы и т.д. высокая стоимость которых приводит к значительному удорожанию металлопродукции. В последнее время появляются технологии, которые предусматривают использование вторичных сырьевых материалов, прежде всего металлургических шлаков, шламов, отходов огнеупорных материалов имеющих в своем составе ценные элементы в виде оксидов.

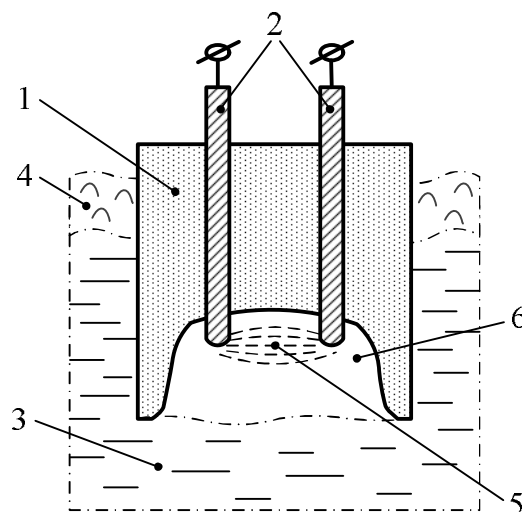
Одним из наиболее эффективных способов внепечного раскисления-легирования и рафинирования чугуна и стали с использованием металлургических отходов может быть относительно новый метод дугового глубинного восстановления (ДГВ). ДГВ позволяет извлекать магний, кальций, марганец, хром, ванадий, кремний непосредственно в металлический расплав из ме-

таллургических отходов и отвальных шлаков ферросплавного производства, горы которых продолжают расти, значительно ухудшая экологическую обстановку и негативно влияя на окружающую среду. Основным элементом в технологии ДГВ является рудно-восстановительный блок (РВБ). Поэтому основная цель данной работы заключалась в анализе конструктивных особенностей РВБ используемых для решения различных технологических задач металлургического производства.

Сущностью нового способа электродуговой обработки расплавов является совмещение процессов восстановления необходимых элементов под уровнем расплава в зоне низкотемпературной плазмы дугового разряда и последующая обработка ними металла с целью его рафинирования и раскисления-легирования. При этом обеспечивается более эффективный нагрев металла заглубленной в его объем электрической дугой. Такая технология исключает применение дорогостоящих реагентов, ферросплавов и лигатур, а также позволяет использовать относительно дешевые сырьевые материалы, содержащие полезные элементы в виде химических соединений (в большинстве случаев в виде оксидов).

Основной принцип реализации технологии ДГВ можно пояснить схемой представленной на рисунке 1. Одноразовый формованный рудно-восстановительный блок (РВБ) 1, состоящий из смеси восстановителя с восстанавливаемыми оксидами, снабжен электродами 2 и погружен в расплав 3 ниже уровня шлака 4. В нижнем торце блока 1 (рис. 1) между электродами 2 горит электрическая дуга 5. Дуга прожигает и проплавляет в блоке 1 каверну 6, на поверхности которой, обращенной к дуге 5, происходят эндотермические реакции восстановления. Энергия, необходимая для восстановления, поступает от дуги 5. Продукты реакций в газообразном или конденсированном виде поступают в расплав 3, насыщают его или реагируют с его примесями. Скорость расходования блока 1 опре-

деляется мощностью, потребляемой электрической дугой 5.



- 1 – рудно-восстановительный блок;
- 2 – электроды;
- 3 – расплав; 4 – шлак;
- 5 – электрическая дуга;
- 6 – каверна

Рисунок 1 – Принципиальная схема реализации процесса ДГВ

К существующим в металлургии аналогам, которые можно сопоставить с ДГВ, относятся процессы, реализуемые в рудно-термических печах при плавке под колошником, закрытым слоем шихты, например, при плавке ферросилиция. Поэтому оборудование, используемое для реализации процесса ДГВ, представляет собой по существу рудно-восстановительную микро-электропечь. В процессе ДГВ элементы восстанавливаются и поступают в расплав, минуя стадию производства ферросплавов и лигатур, а следовательно связанные с этим производством дополнительные затраты.

Процесс ДГВ может быть осуществлен по различным вариантам (рис. 2) каждый из которых имеет как достоинства, так и недостатки. Выбор варианта зависит от наличия необходимого технологического оборудования и решаемых в соответствии с технологией задач. В лабораторных условиях ДонГТУ были опробованы двух-электродный (рис. 2, а) и одноэлектродный

варианты (рис. 2, б), которому впоследствии было отдано предпочтение. Для него легче изготавливать оснастку и удобнее формировать блоки. Цилиндрическая форма блока обеспечивает равномерное распределение тепла дуги по рудно-восстановительной смеси и износ расходуемого блока. При погружении блока в расплав используется давление столба дуги, что позволяет обеспечить большее заглубление его под уровень обрабатываемого расплава. Но вместе с тем дуга в одноэлектродном блоке горит между электродом и поверхностью расплава, которая испытывает колебания. Поэтому в одноэлектродном варианте труднее поддерживать заданный режим горения дуги, поскольку регулировка выполняется вручную, как при ручной электросварке. Есть вероятность замыкания тока на расплав, что также относится к необходимости поддержания постоянным, насколько это возможно, дугового режима. Хотя использование современных средств автоматики может обеспечить решение этой проблемы.

В двухэлектродном варианте дуга горит независимо от поверхности металла, и регулировка режима горения дуги легче. Но блоки для двухэлектродного варианта делать сложнее, а износ материала блока менее равномерный по его поперечному сечению. Сотрудники кафедры металлургии стали НМетАУ, где также выполняются исследования по ДГВ, отдают предпочтение двухэлектродному варианту.

Реализованные ДонГТУ и НМетАУ варианты технологии ДГВ (рис. 2 а, б), работают от сварочных источников тока, а для осуществления ее на трехфазном токе требуется применение печного трансформатора.

Наиболее вероятными на наш взгляд являются следующие области применения ДГВ:

- рафинирование и модифицирование чугуна магнием, восстановленным в расплав из магнезита алюминотермическим или силикотермическим методом. Технологи-

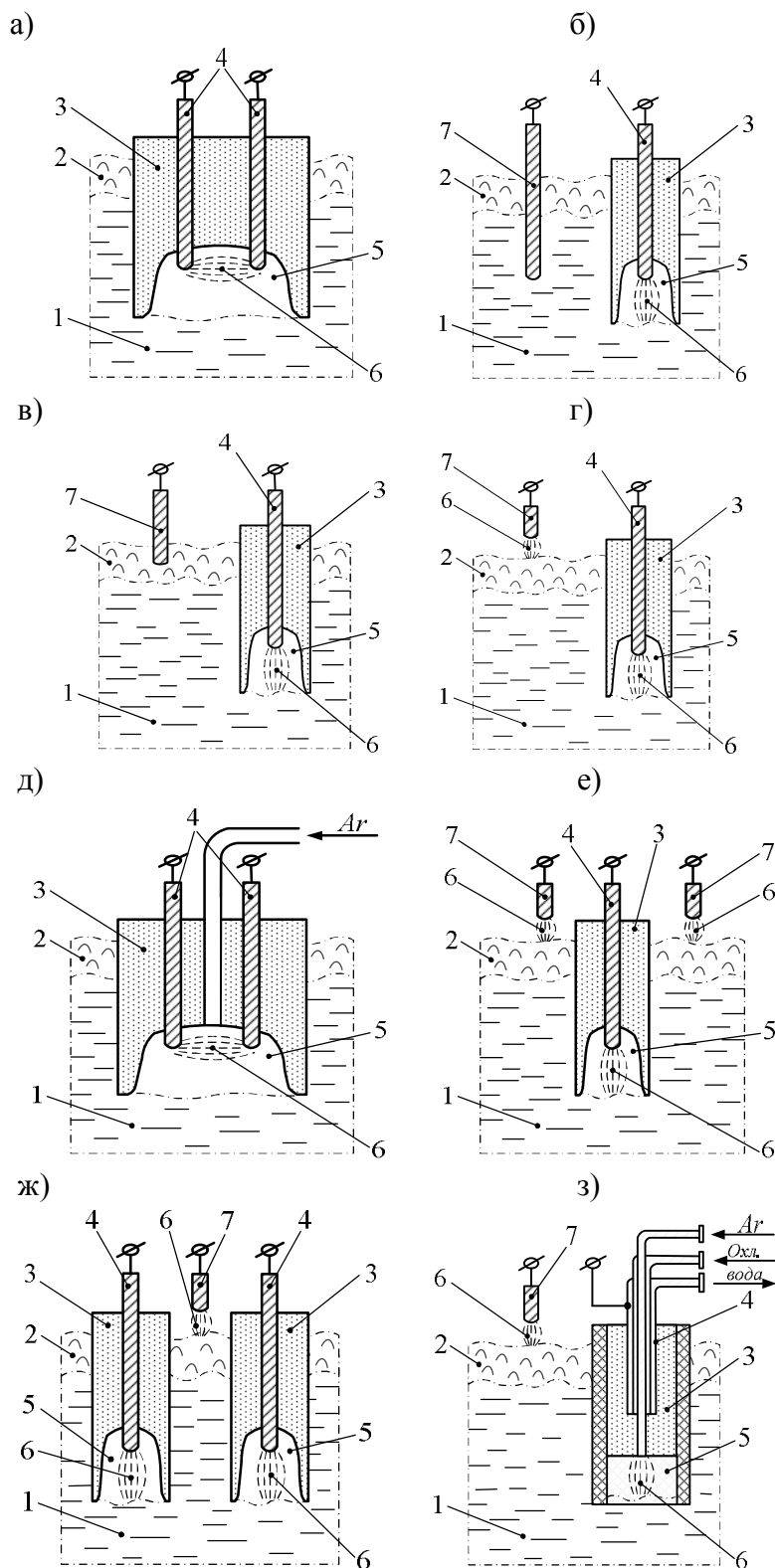
гия реализована в лабораторных условиях ДонГТУ и НМетАУ и прошла опытно-промышленное опробование. Получение чугуна с шаровидной формой графита и глубокая его десульфурация достигаются без применения металлического магния в виде слитков или гранул [1-3];

- рафинирование стали кальцием, восстановленным в расплав, в том числе от фосфора, под фторидным шлаком [4], который может ассимилировать фосфид  $\text{Ca}_3\text{P}_2$ ;

- в ванне плавильного агрегата, например, в тигле индукционной печи для раскисления-легирования расплава восстановленными марганцем, кремнием, хромом, ванадием, титаном и т.д., а также получения лигатур, которые в последствии используются при доводке чугуна и стали до заданного химического состава, без традиционного использования ферросплавов. Полученная лигатура может применяться для подшихтовки как в жидком виде, так и в виде слитков;

- ДГВ является едва ли не единственным реальным способом доизвлечения марганца, хрома, ванадия и др. элементов из отвальных шлаков ферросплавного производства. Например, отвальный шлак силикомарганца содержит до 13 % марганца и утилизируется как щебень для дорожных работ, тогда как до 80 % марганца из этого шлака можно извлекать ДГВ;

- большие возможности варьирования технологическими операциями при доводке расплава до требуемых химического состава и температуры предоставляет использование в ДГВ трехфазного тока (рис. 2, е, ж). На каждой из фаз может работать по одному блоку. Блоки могут быть одинаковыми или разными по составу и выполняемым с их помощью технологическим операциям. Например, два блока работают на рафинирование расплава кальцием, а третий на насыщение ванны ванадием и т.д.;



1 – расплав; 2 – шлак; 3 – рудно-восстановительный блок; 4, 7 – токоподводящие электроды; 5 – реакцияная каверна; 6 – электрическая дуга;

Рисунок 2 – Варианты исполнения технологии ДГВ: а, д – двухэлектродный вариант без поддува и с поддувом Ar; б – одноэлектродный вариант при работе на переменном токе; в, г – одноэлектродный вариант при работе на постоянном токе; е, ж – одно- и двухэлектродные системы при использовании трехфазного тока; з – вариант с двумя дугами и поддувом Ar

– система с тремя блоками ДГВ вместо штатных графитированных электродов способна обеспечить выполнение функций, которые характерны для агрегатов «ковш-печь» (АКП) большой металлургии. Это параллельное рафинирование, модифицирование, легирование и терморегулирование расплава. Такая система может быть эффективной для плавок стали и чугуна массой от 0,5 до 6-10 т при их проведении дуплекс-процессом, например, кислая электропечь в режиме плавления шихты, основная в режиме миксера, снабженного устройствами ДГВ. Энергетический и тепловой КПД дугового узла ДГВ больше, чем в традиционной электродуговой печи. Тепло дуги усваивается в глубине расплава. Излучение дуги не влияет на футеровку рабочего пространства, в котором происходит ДГВ. Обеспечивается более длительный срок службы футеровки, чем при электродуговом сталеплавильном процессе;

– поддув аргона в зону дугового узла ДГВ (рис. 2, д, з) позволяет интенсифицировать процессы тепло- и массопереноса из зоны химических реакций. Это способствует нагреву и насыщению ванны продуктами химических реакций, но усложняет технологию обработки и конструкцию РВБ. Несмотря на дополнительные неудобства, поддув аргона полезен также для стабилизации горения электрической дуги, а по выходе из зоны дуги аргон барботирует и перемешивает ванну, усиливая тепло- и массоперенос;

– вариант (в) (рис. 2), может быть использован при ДГВ на постоянном токе с

получением дополнительных преимуществ за счет электрохимического эффекта. Дуговой узел в блоке, как правило, катод, что позволяет интенсифицировать процессы восстановления марганца, кремния и других элементов. Второй полюс тока – анод находится в шлаке. В анолите имеется дефицит электронов и интенсифицируются процессы удаления серы и кислорода, что значительно увеличивает эффективность рафинирования. Аналогичный принцип работы характерен варианту (г) (рис. 2). Основное отличие его состоит в том, что второй полюс тока не погружен в шлак, и ток второго полюса поступает на поверхность шлака через дугу. Этот вариант удобен тем, что регулированию подлежат две последовательно включенные дуги, управление которыми вручную затруднено. В этом случае необходима разработка специального регулирующего устройства для поддержания мощности на каждой из последовательно подключенных дуг, которые питаются током от одного источника;

– перспективной представляется также схема, предусматривающая наложение скрещенных электрического и магнитного полей на расплав, в котором реализуется обработка по методу ДГВ (рис. 3). В этом случае возникающее электромагнитное утяжеление и вызванный им нисходящий поток тормозит восходящий поток восстановленных элементов, что увеличивает время их пребывания в расплаве и вероятность усвоения металлом до всплывания на поверхность и окисления кислородом атмосферы.

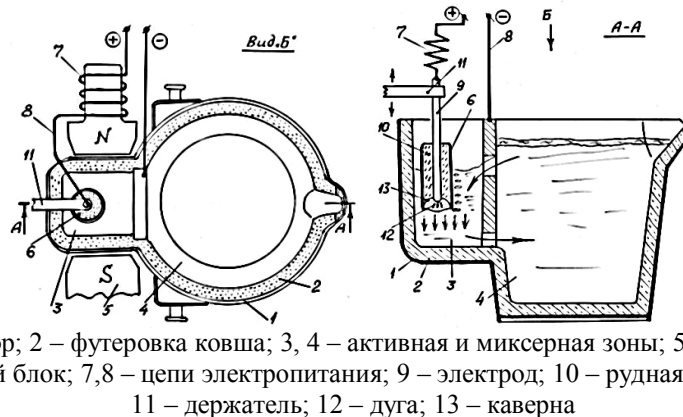


Рисунок 3 – Совмещение метода ДГВ с электромагнитными воздействиями на расплав

В лабораторных и промышленных условиях метод ДГВ был реализован для десульфурации чугуна магнием, восстановления из магнезита и раскисления легирования расплавов марганцем и кремнием, которые восстанавливали из силикомарганцевого шлака.

Конструкция одноэлектродного дугового блока, рассчитанного на ДГВ магния с целью десульфурации чугуна в тигле 60-килограммовой индукционной печи, показана на рисунке 4. Блок содержит железную трубку – 1 диаметром  $18 \times 1,5 \div 2,5$  мм, электроизоляцию электрода – 2, углеродистую сердцевину электрода – 3, рабочую рудновосстановительную смесь – 4, инертную оболочку блока – 5, «пусковую» полость – 6.

Токоподводящая часть блока выполнена на комбинированной, из стальной трубки с углеродистой сердцевиной, чтобы во время работы блока омический разогрев электрода был минимальным. В зону высоких температур ток идёт преимущественно по стальной трубке. Вблизи дуги трубка оплавляется, и дальше к дуге ток идёт по углероду. В зоне дуги электрод разогревается как от дуги, так и омически. Содержащаяся в углеродистой части присадка в нагретой до температуры более  $2000^{\circ}\text{C}$  концевой части электрода газифицируется. Выделяющиеся газы давлением изнутри разрушают электрод, и он расходится по мере расходования рабочей смеси 4.

Смесь 4 состоит из магнезита и алюминия в стехиометрическом соотношении. Температура восстановления магния из магнезита около  $1500^{\circ}\text{C}$ . По мере разогрева обращённой к дуговому разряду поверхности рабочей смеси алюминий восстанавливает магний. Рабочая смесь расходится, магний в газообразном состоянии выходит в расплав и выполняет работу рафинирования и модифицирования чугуна.

Оболочка 5 сделана из шамотно-фосфатной смеси и является тепловой и электрической изоляцией зоны дугового разряда. Оболочка, как любой огнеупор, обладает газопроницаемостью. Образующийся в дуговой полости пар магния мо-

жет выходить в расплав, как через открытую нижнюю поверхность, так и через поры в оболочке.

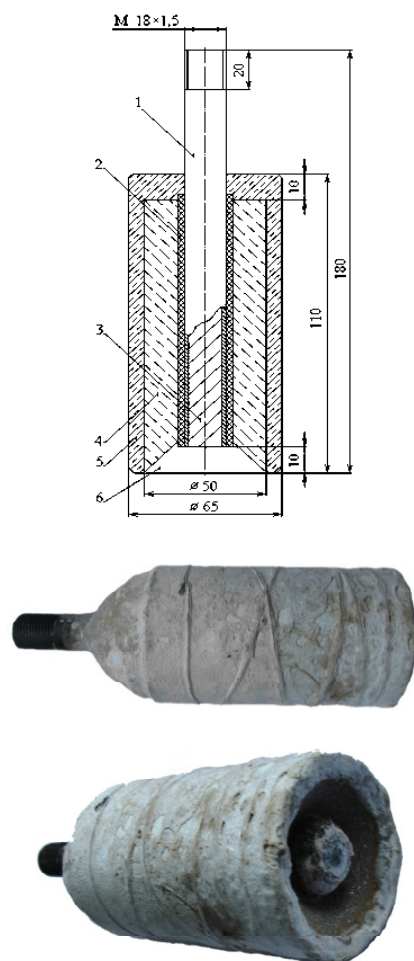


Рисунок 4 – Восстановительный блок для ДГВ магния

Таким образом, разработанный в ходе исследований дуговой блок:

- состоит из двух основных частей: токоподводящей, для организации дугового разряда и рудной, содержащей стехиометрический состав оксида и восстановителя;
- имеет достаточную строительную прочность и огнеупорность ( $1800-1900^{\circ}\text{C}$ );
- легко утилизируется или повторно используется;
- обеспечивает возможность массового производства из недефицитных материалов;
- представляет собой формованное изделие, содержащее в своем составе источник магния (магнезит) и восстановитель (алюминий) на связке каменноугольного пека в

соотношении 3,07:1:0,38 соответственно. Пек в сравнении с прочими связующими (жидкое стекло, фосфатные связки, цементы) дает достаточную термическую и строительную прочность;

– снабжен пусковой полостью – каверной в нижнем торце для создания реакционной зоны, упрощающей зажигание и поддержание дуги.

Токоподводящий электрод, предназначенный для работы в дуговом блоке, позволяет подводить в зону дуги необходимую для протекания процесса мощность. Для выравнивания скоростей расхода рудной части и электрода в состав электрода необходимо вводить присадку глинозема, играющую роль окислителя. Оптимальное содержание глинозема в составе электрода составляет 12-13 %. Для уменьшения потерь мощности, связанных с увеличением электросопротивления электрод помещается в металлическую трубку, а для исключения электропотерь через рудную часть дугового блока изолируется. Электродная масса состоит из стружки графитированных электродов, электродного каменноугольного пека и корунда в соотношении 7:2:1 соответственно.

Все сыпучие материалы, применяемые для изготовления дугового блока, должны иметь фракцию не более «минус 0,63», а набивку элементов дугового блока необходимо производить в горячей оснастке (100-150 °С) с последующим обжигом (для электродов при 650-700 °С, для рудной части при 280-300 °С).

В ходе исследований были установлены основные конструктивные параметры ДБ и технологические параметры обработки: наружный диаметр рудно-восстановительной смеси 50 мм, ее плотность  $2 \cdot 10^3$  кг/м<sup>3</sup>, содержание глинозема в токоподводящем электроде 12-12,5%, плотность тока на электроде 2 А/мм<sup>2</sup>, глубина погружения блока в расплав 150-200 мм, сила тока на дуге 240-300 А, напряжение 50-40 В, анодное подключение ДБ (обратная полярность – анод на дуговом блоке). Степень десульфурации на опытных плавках составила 76-94 %.

Полученные в ходе исследований данные позволяют утверждать, что предложенная технология дугового глубинного алюмини-термического восстановления магния из магнезита в зоне заглубленного дугового разряда является эффективным способом рафинирования и модифицирования чугуна, который может быть достаточно конкурентоспособным в сравнении с традиционными технологиями обессеривания железоуглеродистых расплавов. Результаты расчетов и промышленного опробования технологии ДГВ магния с целью десульфурации им чугуна показывают, что расходы на рафинирование металла от серы таким способом могут быть на 20-40 % ниже в сравнении с наиболее распространенной технологией десульфурации гранулированным магнием и флюидизированной известью.

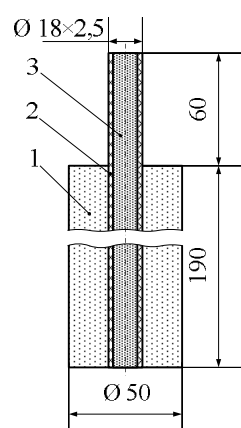
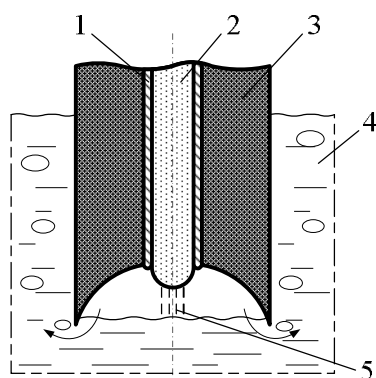
Схема ДГВ марганца и кремния из силикомарганцевого шлака, а также ДБ используемые для такого способа обработки железоуглеродистых расплавов в тигле индукционной печи ИСТ-0,06 представлены на рисунке 5.

Содержание оксидов марганца и кремния в шлаке составляло 18-25 % 40-46% соответственно, а наиболее вероятной формой их существования являются силикаты, что значительно снижает ценность данного материала для различных металлургических технологий. На степень извлечения отмеченных элементов из металлургических отходов оказывает влияние ряд технологических параметров: состав сырья, вид восстановителя, шлаковый режим, конструкция ДБ, тепловые и энергетические параметры процесса и др.

Проведенные исследования показали, что высокая эффективность нового способа раскисления-легирования металла достигается при скорости расходования элементов ДБ 0,40-0,45 мм/с, для чего в состав токоподводящего комбинированного железо-графитового электрода вводили 11,0-12,0 % магнезита в качестве балластной добавки, плотность тока, обеспечивающая необходимую скорость расходования электрода составляет 2 А/мм<sup>2</sup>, диа-



метр рудно-восстановительной смеси ДБ 50-55 мм, а ее основность 1,4. Кроме того, для обеспечения высокой степени восстановления марганца ( $> 60\%$ ) и синхронизации расходования рудной и токоподводящей частей блока массовая скорость горения рудно-восстановительной смеси должна превышать массовую (линейную) скорость горения электрода на 60-62 %.



а)



б)

- 1 – стальная трубка; 2 – электродная смесь; 3 – рудно-восстановительная часть;  
4 – металлический расплав; 5 – столб дуги

Рисунок 5 – Схема процесса ДГВ и ДБ, исходный ДБ (а) и его огарок (б) после обработки

Для обеспечения высокой степени извлечения марганца и кремния из отвалного шлака силикомарганца в расплав необходимо иметь начальную температуру обрабатываемого металла 1450-1500<sup>0</sup>С, работать на переменном токе 240-260 А, при напряжении 40-50 В, что позволяет обеспечить мощность подводимую в зону реакции более 10 кВт.

При соблюдении этих технологических параметров ДГВ возможна степень извлечения марганца 70-80 %, а кремния 20-65 % при скорости восстановления раскисляющих и легирующих элементов 0,01-0,02 %/мин. Себестоимость легирования железоуглеродистого расплава марганцем и кремнием для указанных пределов их извлечения на 10-40 % ниже в сравнении с традиционно используемой технологией легирования металла ферросплавами.

Данные способы внепечной обработки были реализованы при обработке чугуна и стали в тигле ИСТ-0,06, ковшах вместимостью 160 кг и 1т. Наибольший интерес они представляют для использования в условиях металлургических микро-заводов работающих с плавильными агрегатами и разливочными емкостями небольшой единичной вместимости. Традиционные агрегаты ковш-печь для внепечной обработки расплавов в ковшах менее 10 т практически не производятся. Широко используемые в большой металлургии способы обработки расплавов гранулированным магнием и различными проволоками малоэффективны для ковшей емкостью 0,5-6 т, что связано с небольшими их геометрическими размерами и большой скоростью остывания в них металла, а следовательно с необходимостью обеспечения большей температуры перед проведением заключительных операций. Для проволоки, как и для магния необходима большая глубина ввода, при использовании ферросплавов угар их тем выше, чем выше температура обрабатываемого металла. Поэтому метод ДГВ может быть успешно реализован для раскисления, легирования и рафинирования небольших порций железоуглеродистого расплава.



стых расплавов и позволяет одновременно решать три основные задачи внепечной обработки – раскисление-легиrowание (рафинирование) металла восстанавливаемыми непосредственно в него элементами, перемешивание расплава выделяющимися газообразными продуктами реакций восстановления и нагрев металла заглубленной в него электрической дугой [5, 6].

В результате проведенных исследований проанализированы различные конструкции дуговых рудно-восстановительных блоков используемых в технологиях дугового глубинного восстановления элементов, необходимых для реализации процессов раскисления, легирования, десульфурации и модифицирования железоуглеродистых расплавов. Рекомендованные конструкционные параметры ДБ и технологические параметры обработки с целью глубинного восстановления магния, марганца

и кремния могут служить исходными данными для проектирования технологии внепечного рафинирования и раскисления-легиrowания в условиях действующих металлургических предприятий. Приведенные данные свидетельствуют о высокой эффективности нового процесса ДГВ в сравнении с традиционными технологиями внепечной обработки расплавов. Наиболее целесообразно использование технологии ДГВ для обработки расплавов в металлургических емкостях небольшой единичной вместимости характерных металлургическим микро-заводам.

В ходе дальнейших исследований основное внимание предполагается уделить реализации процесса дугового глубинного восстановления и разработке новых конструкций дуговых блоков для извлечения ванадия и хрома из металлургических отходов и вторичных материалов.

#### Библиографический список

1. А.с. 1663942 СССР, МКИ С 21 С 1/100, В 22 D 27/20. Способ получения чугуна с шаровидным графитом и блок для его осуществления / С.Б. Эссельбах, А.И. Перевозчиков, Е.Б. Теплицкий и др. (СССР). – №427240/02; заявл. 01.07.87, Бюл. № 26 – 1991. ДСП.
2. Перевозчиков А.И. Электродуговое рафинирование и модифицирование чугуна / А.И. Перевозчиков, С.Б. Эссельбах, В.М. Кравченко // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – №7. – 1990. – С. 104.
3. Деклараційний патент на винахід 49408 А С21С 7/00. Пристрій для обробки розплавів / Куберський С.В., Дорофеев В.М., Эссельбах С.Б., Должиков В.В., Семірягін С.В. (Україна); Заявник та власник Донбаський гірничо-металургійний інститут (UA); Заяв. 03.12.01, опубл. 16.09.02 Бюл. №9.
4. А.с. 1827107 СССР, МКИ С 21 С 7/064 Способ рафинирования стали / Кравченко В.М., Дорофеев В.Н., Эссельбах С.Б. и др. / (СССР)-№4912901/02 заявл. 19.02.91, Бюл. № 25 – 1993. ДСП.
5. Куберский С.В. Электродуговое извлечение полезных примесей металлургических отходов и вторичных материалов в железоуглеродистые расплавы / С.В. Куберский // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2010. – № 7. – С. 168 – 169.
6. Низяев К.Г. Десульфурация чугуна и стали магнием, восстановленным в зоне погруженной в металл электрической дуги / К.Г. Низяев, Б.М. Бойченко // Бюллетень НТЭИ. Черная металлургия. – 2007. – №11. – С. 34-39.

**Рекомендована к печати д.т.н., проф. Новохатским А.М.**

к.т.н. Мушегян В.О.  
(ГП НТЦ «Патон-Армения»  
ИЭС им. Е. О. Патона  
НАН Украины, г. Киев, Украина)

## ИССЛЕДОВАНИЕ СВОЙСТВ СЛИТКОВ И ПРОКАТА МОЛИБДЕНОВЫХ СПЛАВОВ, ПОЛУЧЕННЫХ МЕТОДОМ ЭЛЕКТРОННОЛУЧЕВОЙ ПЛАВКИ

*Досліджено злитки мало-і середньолегованих сплавів молибдену, отримані методом електронно-променевої плавки з проміжною ємністю, в тому числі із застосуванням периферійного нагріву в кристалізаторі. Також досліджено властивості прокату після різноманітної термомеханічної обробки. Визначено вплив режимів плавки та прокату на структуру, температуру холодноламкості і механічні властивості металу.*

**Ключові слова:** молибден, злиток, електронно-променевий переплав, кристалізація, структура, рафінування, ударна в'язкість.

*Исследованы слитки мало- и среднелегированных сплавов молибдена, полученные методом электронно-лучевой плавки с промежуточной емкостью, в том числе с применением периферийного нагрева в кристаллизаторе. Также исследованы свойства проката после разнообразной термомеханической обработки. Определено влияние режимов плавки и проката на структуру, температуру хладноломкости и механические свойства металла.*

**Ключевые слова:** Ключевые слова: молибден, слиток, электронно-лучевой переплав, кристаллизация, структура, рафинирование, ударная вязкость.

Электронно-лучевая плавка с промежуточной емкостью (ЭЛПЕ) позволяет эффективно рафинировать тугоплавкие металлы. Использование метода ЭЛПЕ позволяет также разделить во времени и пространственно процессы плавления шихты и рафинирования от формирования и кристаллизации слитков. Это, а также возможность проведения плавки при низком остаточном давлении, создает условия для эффективной дегазации металла. Указанные преимущества ЭЛПЕ позволяют добиваться заданной чистоты металла слитков даже при использовании загрязненного шихтового материала. Вместе с тем, процессы рафинирования от примесей и включений, кристаллизации слитков молибдена при ЭЛПЕ исследованы недостаточно, а для плавки первичных концентратов молибдена не исследовались вообще. В связи с этим актуальным является исследование указанных процессов и создание промышленных технологий получения

качественных слитков молибдена в Украине.

Исследование процессов рафинирования и кристаллизации молибденовых слитков при ЭЛПЕ проводились в Институте электросварки им. Е.О.Патона под руководством академика Б.А.Мовчана. Было показано положительное влияние легирования молибдена углеродом в количестве до 0,1% на структуру слитка по механизму высокотемпературной гетерогенизации [1]. В более поздних работах С.В. Ахонина установлены количественные характеристики удаления примесей из тугоплавких металлов в процессе электронно-лучевой плавки [2]. В работах Н.П. Тригуба и Д.А. Козлитина были исследованы особенности затвердевания металла слитков сталей и сплавов при ЭЛПЕ [3]. В результате исследований установлены феноменологические зависимости структуры слитков от теплофизических условий их формирования: сдвиг максимума электронно-лучевого нагрева слитка в кри-

сталлизаторе в сторону его периферийной части и применение так называемой порционной плавки (ЭЛПЕ). Позднее Г.В.Жуком установлены зависимости влияния теплофизических условий формирования слитков на их структуру через скорости охлаждения расплава при кристаллизации [4]. В частности, смещение максимума обогрева в периферийную зону кристаллизатора (так называемый периферийный обогрев – ПО) способствует выравниванию условий кристаллизации по диаметру слитка и скорости охлаждения расплава. Вместе с тем, применение указанных зависимостей к слиткам молибдена, благодаря особенностям их кристаллизации и наличия порога хладноломкости, требует дальнейших исследований.

В ИЭС им. Е.О. Патона и НТЦ «Патон-Армения» совместно с ГП НИТИ им. Я.Е.Осады проведены исследования слитков, выплавленных электронно-лучевой плавкой с промежуточной емкостью (ЭЛПЕ) [5], в том числе с применением оптимизированного режима периферийного обогрева (ЭЛПЕ ПО) [6]. Был исследован металл ряда электронно-лучевых плавок чистого молибдена, полученных в высоком вакууме при различных скоростях плавки и условиях обогрева металла в кри-

сталлизаторе. Результаты исследований приведены в таблице 1. Микротвердость всех сплавов, выплавленных способом ЛПЕ ПО, находилась на уровне 1440÷1570 МПа, что гораздо ниже микротвердости молибдена обычной дуговой плавки 1560÷1690 МПа. Это свидетельствует о том, что в процессе плавки в высоком вакууме происходит значительно лучшее рафинирование металла.

Анализ данных таблицы 1 показал, что температура перехода в хрупкое состояние такого молибдена практически не зависит от скорости плавки, а зависит от условий кристаллизации. Характер разрушений при испытании на хладоломкость изучали методом фрактографии. Сплавы, показавшие наиболее низкую температуру хладноломкости, разрушались преимущественно по телу зерна, в то время как сплавы с высокой температурой перехода разрушались по границам зерен (рис.1). Следует отметить, что в структуре сплавов, показавших низкую температуру перехода, внутри крупных зерен с размерами 5÷10 мм наблюдается субструктура с размерами 0.3÷0.5 мм, внутри которой имеется субструктура 2-го порядка (рис.2).

Таблица 1 – Характеристики литого чистого молибдена ЭЛПЕ и ЭЛПЕ ПО

№ п/п	Вакуум (Па)	Скорость плавки (кг/ч)	Порог хладноломкости, °С	Размер зерна, мм	Размер субзерна, мм	Микротвердость, МПа	Предел прочности, МПа	Характер разрушения
ЭЛПЕ								
1	0,005	4	-45	10	0,3	1560	670	90% по границе
2		3,5	-20	9	0,2	1690	810	90% по границе
3		3,8	+60	16	0,6	1560	-	50% по границе
4		1,7	-30	12	0,4	1590	790	50% по границе
ЭЛПЕ ПО								
1	0,03	4	-80	0,8	0,06	1440	742	По зерну
2	0,005	4,5	-80	0,6	0,05	1530	852	По зерну
3	0,004	0,8	+50	1,6	0,1	1530	934	По границе
4	0,006	3,6	+70	1,2	0,1	1570	-	По границе
5	0,004	2	-60	0,9	0,08	1440	625	По зерну



Рисунок 1 – Характер разрушения сплавов ЭЛПЕ ПО №№ 2 и 3 (табл.1)

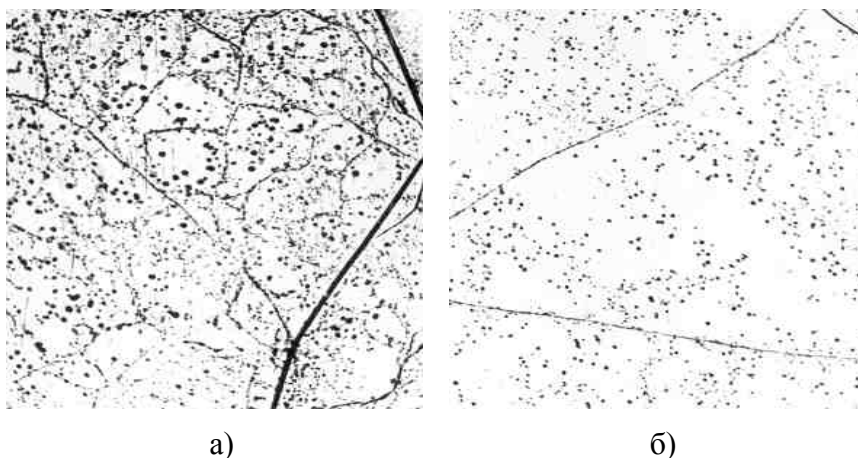


Рисунок 2 – Микроструктура сплавов ЭЛПЕ ПО №№ 1 (а) и 3 (б) (×500)

Таблица 2 – Характеристики литых сплавов молибдена ЭЛПЕ

№ п/п	Марка сплава	№ сплава	Способ плавки	Порог хладноломкости, °С	Размер зерна, мм	Микротвердость, МПа		Предел прочности, МПа	Характер разрушения
						2-я фаза	матрица		
1	TZM	2105	ЭЛПЕ ПО	-30	0,5	2820	2280	855	100% транс
2		317	ЭЛПЕ	+25	0,6	3020	2060	747	85% транс
3	TZC	2124	ЭЛПЕ ПО	> 150	0,2	2520	2240	860	90% транс
4		321	ЭЛПЕ	> 150	0,4	2830	2120	864	90% транс
5	Mo–	2112	ЭЛПЕ ПО	> 150	0,15	2220		710	90% транс
6	Nb–C	322	ЭЛПЕ	> 150	0,25	2420		760	80% транс

Для молибдена, выплавленного с помощью традиционной технологии ЭЛПЕ, наиболее низкой температурой перехода оказалась - 45°С, тогда как наиболее низкая температура перехода металла ЭЛПЕ с периферийным обогревом составила - 80°С, причем принципиальных различий в структуре сплавов с низкой и высокой температурами хладноломкости не обнаружено.

Исследования влияния способов плавки на структуру и свойства литых легированных сплавов молибдена были проведены на 3-х группах сплавов типа: TZM (Mo – 0,02C – 0,5Ti – 0,1Zr), TZC (Mo – 0,15C – 1,25Ti – 0,15Zr), Mo – 1,5Nb – 0,25C.

Металл выплавляли методами ЭЛПЕ – традиционным и с применением периферийного электронно-лучевого обогрева.

Способы плавки, составы и свойства полученных сплавов представлены в таблице 2.

Как видно из таблицы 2, все сплавы в литом состоянии, не зависимо от способа выплавки, имеют практически одинаковый размер зерна. В то же время, результаты измерений микротвердости показывают, что микротвердость матрицы легированных сплавов в случае изготовления методом ЭЛПЕ ПО несколько ниже, чем у металла ЭЛПЕ, но значительно превышает значения микротвердости, полученных для плавок нелегированного молибдена в условиях высокого вакуума (табл. 1). Это обусловлено тем, что в литом состоянии матрица молибдена, полученного в полупромышленных условиях, пресыщена примесями внедрения. Это подтверждено исследованиями [1], где методом прецизионного измерения параметров кристаллической решетки показана значительная пресыщенность примесями внедрения молибденовой матрицы в литых сплавах. Вследствие этого, режимы плавки и термомеханической обработки должны оказывать существенное влияние на характер распределения примесей внедрения и, как следствие, на свойства литых сплавов молибдена. Данные таблицы 2 показывают, что слитки сплава TZM, полученные методом ЭЛПЕ ПО, имеют температуру хладноломкости металла ниже, чем слитка, полученного способом ЭЛПЕ того же состава. Этот вывод полностью коррелируется с данными таблицы 1 для чистого молибдена, выплавленного способами ЭЛПЕ и ЭЛПЕ ПО.

Кроме исследований литого металла молибденового сплава, был исследован листовой молибденовый прокат, полученный из слитков ЭЛПЕ по экспериментальной технологии изготовления молибденового листа, разработанной автором для Ереванского комбината тугоплавких металлов.

При исследовании основное внимание было уделено изучению влияния режимов термомеханической обработки сплавов молибдена на их механические свойства и структуру.

Для этих исследований было взято несколько слаболегированных молибденовых сплавов, аналоги которых чаще всего используются при изготовлении деталей высокотемпературных узлов и агрегатов для нужд аэрокосмической, авиационной, энергетической и других отраслей промышленности. Химический состав исследованных сплавов приведен в таблице 3.

Исследования влияния режимов термомеханической обработки проводились по трем вариантам:

- высокотемпературная прокатка (прокат с толщины 30 мм до 6-8 мм при 1600-1500 °С и с 6-8 мм до 1,2 мм при 950 °С с промежуточными подогревами);
- низкотемпературная прокатка (прокат с толщины 30 мм до 1,2 мм при температуре 950 °С с промежуточными отжигами);
- низкотемпературная прокатка по п. 2 с дополнительной "холодной" деформацией после отжига при 1150 °С, 1 час в вакууме (прокатка при 200 °С со степенью обжатия 12-20%) – так называемая "дрессировка".

Таблица 3 – Химический состав исследованных сплавов

№ п/п	Сплав	Химический состав, масс. %				
		C	B	Ti	Zr	Nb
1	MZC	0,02	-	-	0,08	-
2	TZM	0,02	-	0,6	0,1	-
3	1331	0,03	-	0,07	-	0,08
4	804	0,03	-	0,03	-	0,23
5	963	0,08	-	0,03	0,06	-
6	TZC	0,15	-	1,25	0,15	-
7	970	0,19	-	0,08	-	1,7
8	ЦМ-6	0,003	0,003	-	0,1	-
9	1075	0,009	0,3	0,03	-	1,5
10	1169	0,016	2% NbB	0,04	-	-
11	1074	0,07	-	-	-	-

В качестве подката для проведения исследований были использованы слябы (сугунка), полученные горячей деформацией (ковка, прессование) слитков ЭЛПЕ. Горячую деформацию вели по принципу "деформация-рекристаллизация" в три цикла до получения сляба (сугунка) размером 250×120×25–30 мм с последующей механической обработкой до толщины 20-22 мм.

Режимы термомеханической обработки практически для всех исследуемых сплавов сведены в таблицу 4.

Результаты испытаний на хладноломкость в зависимости от температуры отжига показаны на рисунках 3 и 4.

Как видно из приведенных данных, прокатка по низкотемпературному режиму, по сравнению с высокотемпературным, позволяет получить более низкую температуру хладноломкости – как в деформированном состоянии, так и после отжига. Еще большее понижение температуры хладноломкости происходит после дополнительной холодной деформации.

Существенное влияние на механические свойства сплавов оказывает способ получения литых заготовок (слитков).

Сплавы типа TZC были изготовлены из слитков, полученных электронно-лучевой плавкой с промежуточной емкостью (ЭЛПЕ) – 321 – и электронно-лучевой плавкой с промежуточной емкостью с применением периферийного нагрева – 2124. При определении температуры хладноломкости разрушение деформированных сплавов, полу-

ченных из слитков ЭЛПЕ, сопровождалось расслоением материалов в плоскости прокатки, причем в сплаве 321 расслоение наблюдалось не только при разрушении, но и при всех температурах испытания, как в деформированном состоянии, так и после отжига до температуры 1800 °С включительно. В случае сплавов, полученных ЭЛПЕ с применением периферийного обогрева, расслоение наблюдали лишь на сплаве 2124 причем деформированный лист легко разделялся по толщине на две половины. Ввиду этого, механические испытания были проведены на образцах вдвое тоньше, чем для остальных сплавов (толщина составила 0,4-0,5 мм). При испытании таких образцов расслоения при разрушении не наблюдалось лишь в деформированном состоянии. Отжиг при 1200 °С несколько улучшал механические свойства этого сплава, понижая температуру хладноломкости примерно на 20 °С.

Отжиг при температуре 1200 °С улучшает свойства сплавов 1169, 1075 и 1074, существенно понижая температуру хладноломкости. Особенно этот эффект проявляется в сплавах 1169 и 1075, в которых температура хладноломкости понижается соответственно от + 160 °С и + 100 °С до - 60°С и -10 °С (рис. 5).

По своим прочностным свойствам высоколегированные сплавы резко отличаются от малолегированных, разупрочнение которых происходит гораздо быстрее (рис. 6 и 7).

Таблица 4 – Режимы термомеханической обработки

№ п/п	Параметр	Вариант 1	Вариант 2	Вариант 3
1	Исходная толщина слябов, мм	22-18	20-16	4-1,3
2	<b>Температура прокатки, °С</b>	1400-1600	950-1100	900-950
3	Степень деформации за проход, %	>20	20-15	12-10
4	Количество циклов (проходов)	5	6	3
5	Температура отжига, °С	1450	1150-1200	1100-1050
	выдержка, ч	0,5	1,5-2	1
6	Температура подогрева, °С	1100	1000	800
	время, мин.	1-2	1-2	1-2
7	Толщина готового проката, мм	16-5	4,0-1,3	1,2-1,0

Внутри каждой группы сплавов (высоколегированных и малолегированных) прочностные свойства практически не зависят от состава сплава и очень слабо зависят от режимов термомеханической обработки, которые в основном влияют на пластические свойства сплавов (температуру хладноломкости, твердость.)

Изучение изменения твердости и микроструктуры с помощью оптической и электронной микроскопии сплавов в зависимости от температуры отжига и режимов термомеханической обработки показало следующее.

Увеличение количества карбидной фазы при одинаковых режимах термомеханической обработки задерживает процессы разупрочнения, повышает твердость (рис. 8) и температуру начала рекристаллизации.

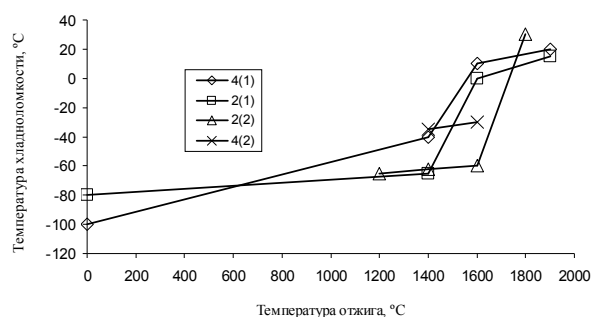


Рисунок 3 – Зависимость температуры хладноломкости Mo сплавов типа MZC от температуры отжига (при различных режимах термообработки)

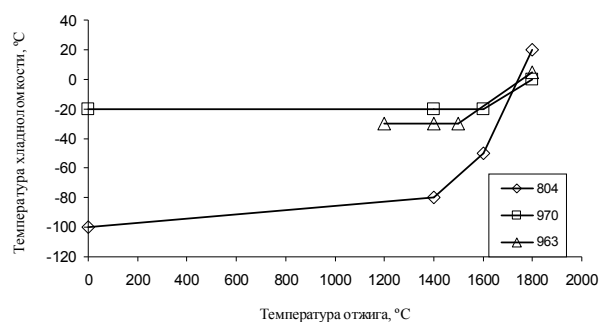


Рисунок 4 – Зависимость температуры хладноломкости Mo сплавов, содержащих карбидную фазу, от температуры отжига

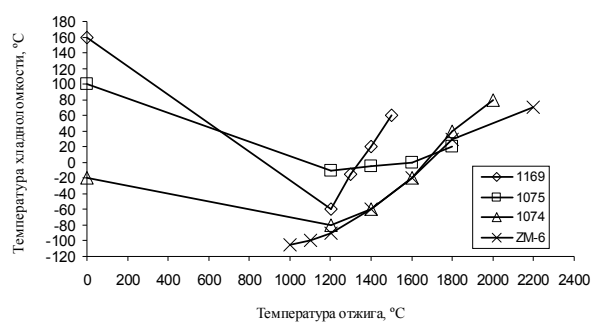
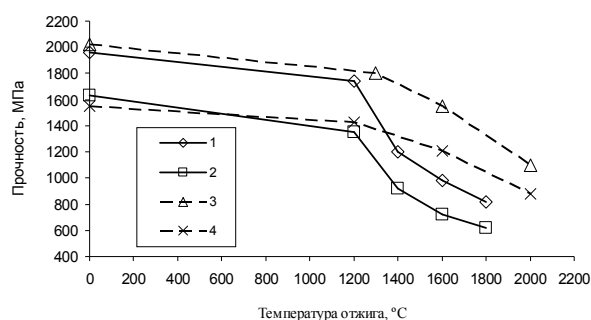


Рисунок 5 – Зависимость температуры хладноломкости сплавов, содержащих боридную фазу, от температуры отжига



1, 2 – пределы прочности и текучести сплавов типа MZC и TZM, 3, 4 – пределы прочности и текучести сплавов типа TZC

Рисунок 6 – Усредненные прочностные свойства карбидоупрочненных сплавов

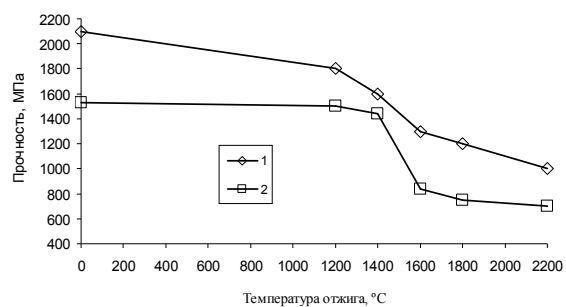


Рисунок 7 – Усредненные прочностные свойства сплавов, содержащих боридную фазу

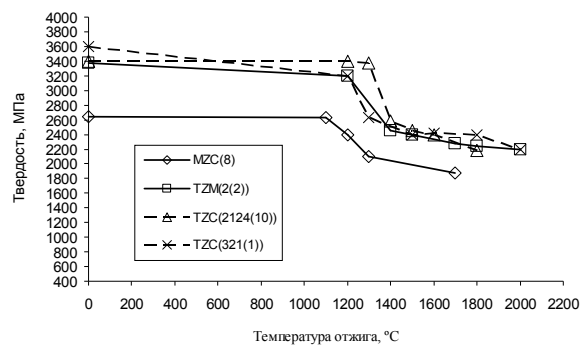
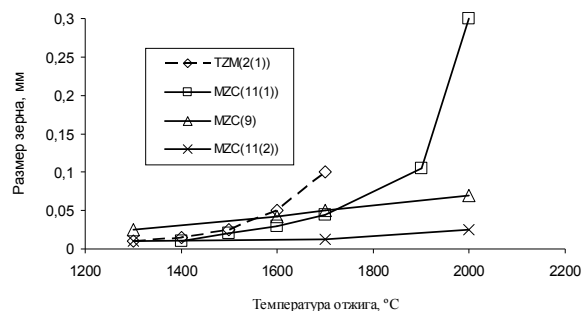
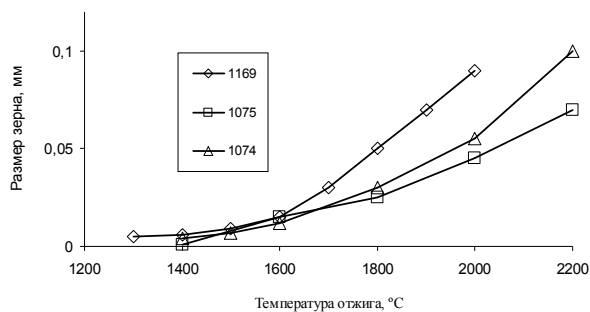


Рисунок 8 – Зависимость твердости сплавов от температуры отжига



а)



б)

Рисунок 9 – Зависимость размера зерна от температуры отжига для сплавов, содержащих карбидную (а) и боридную (б) фазы

Низкотемпературные режимы прокатки значительно задерживают рост зерна сплавов. Особенно благоприятно в этом смысле действует дополнительная холодная деформация (рис. 9-10). Например, в сплаве типа MZC переход к низкотемпературному режиму прокатки и, затем, к дополнительной холодной деформации, позволяет снизить размер зерна после отжига при 2000 °C от 0,3 мм до, соответственно, 0,07 мм и 0,025 мм. Различные варианты низкотемпературных режимов изменяют размер зерна в также и в сплаве типа TZC. Так после отжига при 2000 °C размер зерна от 0,075 мм увеличивается до 0,025 мм,

т.е. в 3 раза, с сохранением в металле структуры прокатки.

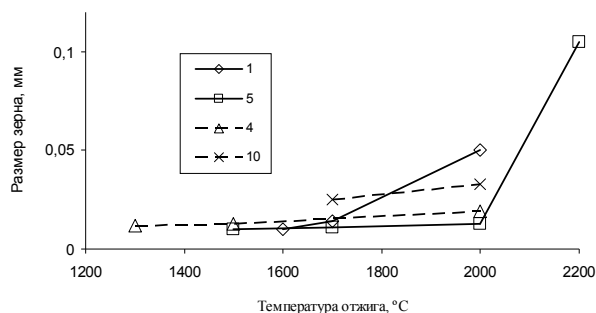


Рисунок 10 – Зависимость размера зерна от температуры отжига для высоколегированных сплавов, содержащих карбидную фазу

Рассматривая прокатанный металл в деформированном состоянии, видно, что сплавы имеют хорошо сформированную ячеистую структуру с размером ячейки от 1,0 до 20 мкм. Большое количество границ ячеек расположены в плоскости прокатки (табл. 6). Размеры ячеек и количество границ в плоскости прокатки не зависят от режима термомеханической обработки.

В дальнейшем процессе отжига металла происходит миграция границ, уменьшается количество границ в плоскости прокатки, происходит укрупнение ячеек и увеличение разориентировки между растущими ячейками. Переход к низкотемпературным режимам прокатки, а так же, при прочих равных условиях, увеличение карбидной фазы стабилизирует ячеистую структуру в процессе отжига и сохраняет ее до высоких температур. Сказанное иллюстрирует таблица 7, где приведены температуры, при которых размеры ячеек превышают 0,005 мм.

Таблица 6 – Количество границ ячеек, расположенных в плоскости прокатки по отношению к общему количеству границ для сплавов типа MZC

Режим обработки	7	8	9	11(1)	12(2)
Количество границ в плоскости прокатки (в % к общему числу границ)	43	16,4	48	38,7	31

Таблица 7 – Устойчивость ячеистой структуры при повышенных температурах

Сплав	1331	1074	ЦМ-6	804	907	TZC (2124)
Мах. температура (°C) существования ячеек с размером $\leq 5$ мкм	1200-1300	1400-1500	1500	1600	1600-1800	1600-1800



Растворимость углерода в молибдене при комнатной температуре ничтожна и составляет  $10^{-4}$ - $10^{-5}\%$ . Тем не менее, высокое значение параметра решетки сплавов в деформированном состоянии заставляет предположить, что в деформированном состоянии растворимость углерода существенно повышается. Так, повышение содержания углерода на 0,018% увеличивает параметр решетки от 0,314664 нм до 0,314768 нм. Считая, что параметр решетки линейно зависит от содержания углерода, можно показать, что в исследованных сплавах молибдена при деформации может растворяться до 0,065% углерода.

Вместе с тем, содержание элемента внедрения в твердом растворе и связанная с ним величина параметра кристаллической решетки в деформированных сплавах зависит от режима термомеханической обработки. Эта зависимость, хотя и в меньшей степени, сохраняется в процессе отжига. В сплавах с одинаковыми режимами термомеханической обработки проявляется зависимость параметра кристаллической решетки от количества элементов внедрения.

Причиной ухудшения механических свойств и, в частности, расслоений являются, в первую очередь, карбидные частицы, располагающиеся в плоскости прокатки по раскатанным границам зерен и субзерен, и создающие слоистую структуру материала. На такое расположение могут влиять как режим термомеханической обработки, так и особенности распределения упрочняющей фазы и примесей внедрения по границам зерен и объему слитка в литом металле.

Указанная неоднородность проявляется уже на ранних стадиях деформации и носит весьма устойчивый характер. Резко выраженная неоднородность в распределении фазы сохраняется и после часового отжига при 1500 °С, а также после окончательных стадий термомеханической обработки и последующих отжигов.

На большую неоднородность в распределении упрочняющей фазы указывают и данные по изменению твердости. Так, в металле ЭЛПЕ с периферийным обогревом, перепад твердости между участками наиболее интенсивного выделения карбидной фазы и матрицей в деформированном металле отсутствует, а после отжига не превышает 50-150 МПа. В случае ЭЛПЕ разница достигает 580 МПа в деформированном металле и исчезает только при отжиге 1800 °С (табл. 8).

Анализ результатов проведенных экспериментов показал, что снижение температуры прокатки сплавов с одновременным увеличением числа проходов и промежуточных нагревов приводит к улучшению механических свойств сплавов, так как создает условия для более однородного распределения карбидной фазы. Низкая температура прокатки повышает плотность дислокаций в металле и, следовательно, способствует растворению карбидов и переводу углерода в твердый раствор, на что, в частности, указывает увеличение параметра кристаллической решетки. Кроме того, возможно более интенсивное механическое размельчение частиц, их перераспределение в объеме металла.

Таблица 8 – Изменение твердости сплав типа TZC ЭЛПЕ и ЭЛПЕ-ПО

Температура отжига	Твердость Н, МПа					
	ЭЛПЕ-ПО			ЭЛПЕ		
	Карбиды	Матрица	ΔН	Карбиды	Матрица	ΔН
Деформ.	3500	2920	580	3120	3120	0
1100	2950	2750	250	2740	2700	40
1500	2810	2360	450	2870	2720	150
1600	2460	2400	60	2400	2380	20
1800	2160	2060	0	1880	1880	0

Яркий пример влияния низкотемпературного режима прокатки на распределение карбидной фазы и механические свойства полуфабрикатов является собой сравнение свойств сплавов типа TZC (2124) с 1169 и 1075, содержащих примерно одинаковое количество твердой фазы. В деформированных сплавах TZC (2114) углерод почти полностью переведен в твердый раствор – имеются лишь единичные крупные включения карбидной фазы. Механические свойства этих сплавов, как было указано выше, вполне удовлетворительны. В деформированных сплавах 1169 и 1075 упрочняющая фаза содержится в виде крупных частиц неправильной формы, расположенных на относительно больших расстояниях друг от друга (средний размер –  $5\div 10$  мкм, среднее расстояние между частицами –  $50\div 100$  мкм) и распределенных в виде цепочек вдоль направления прокатки.

Перераспределение частиц происходит лишь после отжига при  $1800\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Наличие крупных частиц, расположенных цепочками вдоль направления прокатки, приводит к низким пластическим свойствам (температура  $10\times$ хладноломкости в деформированном состоянии у сплава 1169 равна  $160\text{ }^{\circ}\text{C}$ , а у сплава 1075 равна  $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ ) и расслоением.

Исходя из полученных результатов экспериментов определивших влияние режимов термомеханической обработки на механические свойства и металлографических исследований сплавов можно сделать вывод, что температура промежуточных отжига должна быть близкой (несколько ниже или равной) к температуре, при которой начинается рост ячеек. Поскольку последняя, вообще говоря, повышается с увеличением содержания легирующих элементов внедрения, то повышается и температура промежуточных отжига. Так, сплав типа MZC, прокатанный при температуре  $950\text{ }^{\circ}\text{C}$  с промежуточными отжигами при  $1100\text{ }^{\circ}\text{C}$  обладает хорошими механическими свойствами, однако свойства сплава типа TZC, обработанного по тому же режиму,

весьма низкие (высокая температура хладноломкости, наличие расслоений). При повышение температуры промежуточных отжигов до  $1200\text{ }^{\circ}\text{C}$  свойства сплава типа TZC заметно улучшаются.

Сказанное иллюстрирует рисунок 8, на котором приведен график изменения твердости сплавов ЭЛПЕ с периферийным обогревом по сечению листа в деформированном состоянии. Понижение температуры промежуточных отжигов до  $1100\text{ }^{\circ}\text{C}$  приводит к значительной неоднородности сплава.

Промежуточные отжики вызывают очистку твердого раствора от свободных дислокаций и примесей внедрения, снимая деформационное напряжение и повышая пластичность матрицы. При низкой температуре указанные процессы происходят недостаточно полно. Значительное повышение температуры промежуточных отжигов приводит, по-видимому, к тому, что в процессе отжига происходит аннигиляция дислокаций без образования ячеистой структуры и возможному росту выделившихся на границах ячеек карбидных частиц, что необходимо подтвердить или опровергнуть в ходе дальнейших исследований.

### ВЫВОДЫ

1. В сплавах молибдена ЭЛПЕ периферийный обогрев металла в кристаллизаторе устанавливает предел хладноломкости в интервале  $-80\dots+70\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Внутри крупных зерен формируется субструктура, при этом возрастают относительное удлинение и ударная вязкость металла слитков.

2. Уменьшение зерна в молибденовом слитке, получаемое при ЭЛПЕ ПО, приводит к изменению характера разрушения образцов с транскристаллитного на интеркристаллитный, что выражается в повышении их вязкости разрушения.

3. По своим прочностным свойствам легированные сплавы молибдена резко отличаются от низколегированных, разупрочнение которых происходит гораздо быстрее. Увеличение количества карбидной фазы при одинаковых режимах термомеханической обработки задерживает про-

цессы разупрочнения, повышает твердость и температуру начала рекристаллизации. Температура начала рекристаллизации повышается также и переход к низкотемпературному режиму прокатки.

#### **Библиографический список**

1. Мовчан Б.А. Повышение пластичности литых и рекристаллизованных сплавов молибдена при выделении высокотемпературной второй фазы / Б.А. Мовчан, В.Н. Статкевич // Изв. АН СССР: Металлы. – 1969. – №2. – С. 129-136.
2. Патон Б.Е. Электронно-лучевая плавка тугоплавких и высокореакционных металлов / Б.Е. Патон, Н.П. Тригуб, С.В. Ахонин. – Киев: Наукова думка, 2008. – 306 с.
3. Электронно-лучевая плавка / Б.Е. Патон, Н.П. Тригуб, Д.А. Козлитин и др. – Киев: Наукова думка, 1997. – 265 с.
4. Жук Г.В. О влиянии распределения мощности нагрева металла в кристаллизаторе в процессе ЭЛПЕ на структуру слитков / Г.В. Жук // Современная электрометаллургия. – 2008. – №2. – С. 17-20.
5. Мушегян В.О. Электроннолучевая плавка с промежуточной емкостью эффективный способ повышения механических свойств молибдена / В.О. Мушегян // Электрометаллургия. – 2010. – №9. – С. 28-31.
6. Мушегян В.О. Оптимизация технологии электроннолучевой плавки молибдена методом математического моделирования / В.О. Мушегян // Современная электрометаллургия. – 2011. – №4. – С. 9-11.

**Рекомендована к печати д.т.н., проф. Новохатским А.М.**

к.т.н. Ухин В.Е.  
(ГВУЗ «Донецкий национальный  
технический университет»  
г. Донецк, Украина)

## ИССЛЕДОВАНИЕ ОСОБЕННОСТЕЙ ФОРМИРОВАНИЯ ПОДПОВЕРХНОСТНЫХ ТРЕЩИН В НЕПРЕРЫВНОЛИТОЙ СОРТОВОЙ ЗАГОТОВКЕ

*Представлені результати дослідження особливостей формування підповерхневих тріщин у ромбічній безперервнолитій сортовій заготовці. Встановлено, що поява підповерхневих тріщин у безперервнолитій сортовій заготовці обумовлена деформацією профілю зливка, викликаною поперемінним зменшенням і збільшенням величини ромбічності заготовки.*

**Ключові слова:** безперервнолита сортова заготовка, ромбічність, підповерхневі тріщини, прориви металу.

*Представлены результаты исследования особенностей формирования подповерхностных трещин в ромбичной непрерывнолитой сортовой заготовке. Установлено, что появление подповерхностных трещин в непрерывнолитой сортовой заготовке, обусловлено деформацией профиля слитка, вызванной попеременным уменьшением и увеличением величины ромбичности заготовки.*

**Ключевые слова:** непрерывнолитая сортовая заготовка, ромбичность, подповерхностные трещины, прорыв металла.

Эволюция развития технологии непрерывного литья сортовой заготовки характеризуется стремлением производителей максимально увеличить производительность уже существующих МНЛЗ при одновременном обеспечении высоких условий твердой заготовки в части геометрической конфигурации и отсутствия поверхностных и подповерхностных трещин [1-4].

Производительность современного сталеплавильного цеха или металлургического завода в целом зачастую лимитируется возможностью оперативной разливки всего количества выплавляемого металла. Наиболее вредными факторами, влияющими на эффективность работы МНЛЗ, считаются аварийные ситуации, ведущие к закрытию одного или нескольких ручьев, одной из которых является прорыв металла под кристаллизатором.

Одна из причин появления прорывов металла заключается в формировании между заготовкой и поверхностью кристал-

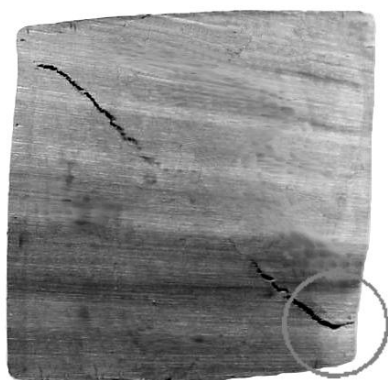
лизатора шлаковой пленки или зазора, препятствующих эффективному отводу тепла, что приводит к локальному утоньшению твердого каркаса и прорыву металла (рисунок 1) под действием ферростатического давления. Другим происхождением такого рода аварийной ситуации принято считать разупрочнение кочки из-за появления в ней внутренних трещин направленных от центра слитка к поверхности при образовании ромбичности профиля заготовки (рисунок 2 а, б и в).

Однако на практике наблюдаются случаи, когда в ромбичной заготовке прорыв металла под кристаллизатором вызывают трещины, идущие не от центра заготовки к поверхности, а, наоборот, от поверхности к центру (рисунок 2 г).

Целью настоящей работы является исследование и идентификация процессов и явлений сопровождающих формирование трещин, которые являются причиной прорыва металла и направлены от поверхности слитка к его центру в ромбичной непрерывнолитой сортовой заготовке.



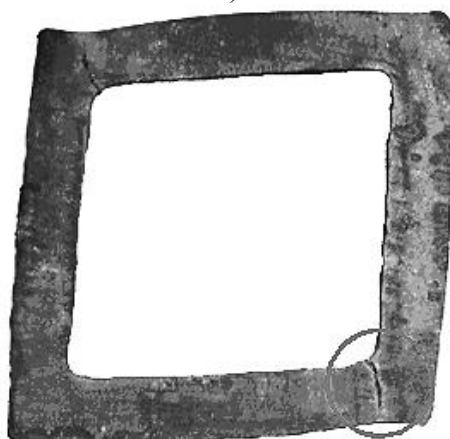
Рисунок 1 – Пример прорыва корочки заготовки под кристаллизатором



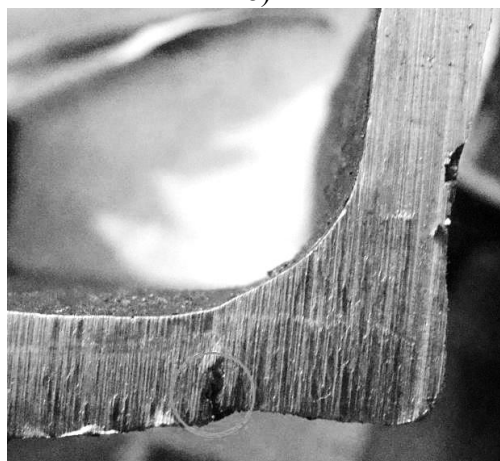
а)



б)



в)



г)

а, б, в – трещины направленные от центра слитка к поверхности;  
г – трещина идущая от поверхности заготовки к центру

Рисунок 2 – Внешний вид трещин, сформировавшихся при образовании ромбичности заготовки и приведших к прорыву металла

Для изучения процессов предшествующих прорыву металла при образовании подобного рода трещин был отобран «чулок» непрерывнолитой сортовой заготовки произведенной в условиях мини-металлургического завода сечением 120×120 мм и длиной 1010 мм (рисунок 3).

При осмотре «чулка» заготовки (рисунок 3) было выявлено локальное утоньшение и выпучивание корочки на расстоянии 665 мм от верхней части и ярко выраженная ромбичность на расстоянии 747 мм (рисунок 4). Прорыв произошел на расстоянии 777 мм от начала чулка.

Для определения причин прорыва заготовки была исследована динамика затвердевания корочки и на основе этих данных рассчитан коэффициент затвердевания. Коэффициент затвердевания рассчитывался из закона квадратного корня.

Замеры толщины корочки проводились по схеме, показанной на рисунке 5, на котором буквы «а» и «д» обозначают большой и малый радиусы изгиба заготовки, а знак «\*» – место прорыва. В соответствии с паспортом плавки в расчетах использовалась скорость разливки равная 3,4 м/мин.

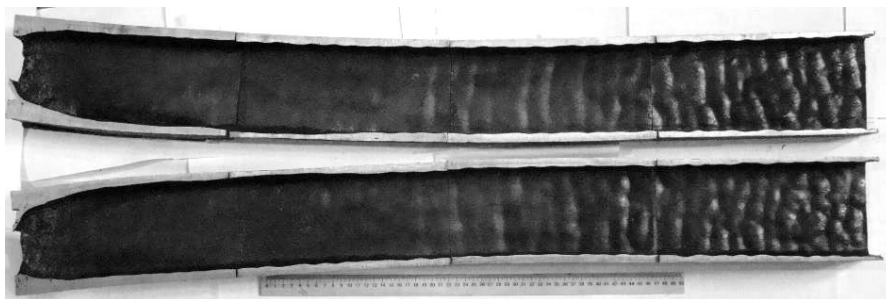


Рисунок 3 – Фотография внутренней поверхности чулка



Рисунок 4 – Ромбичность затвердевшей корочки заготовки

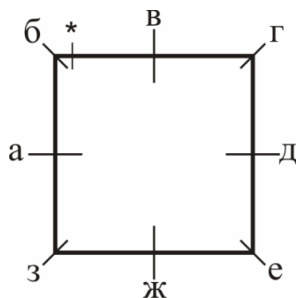


Рисунок 5 – Схема последовательности измерений толщины корочки заготовки

Результаты измерений толщины корочки заготовки и расчета коэффициента за- твердевания представлены на рисунках 6 и 7.

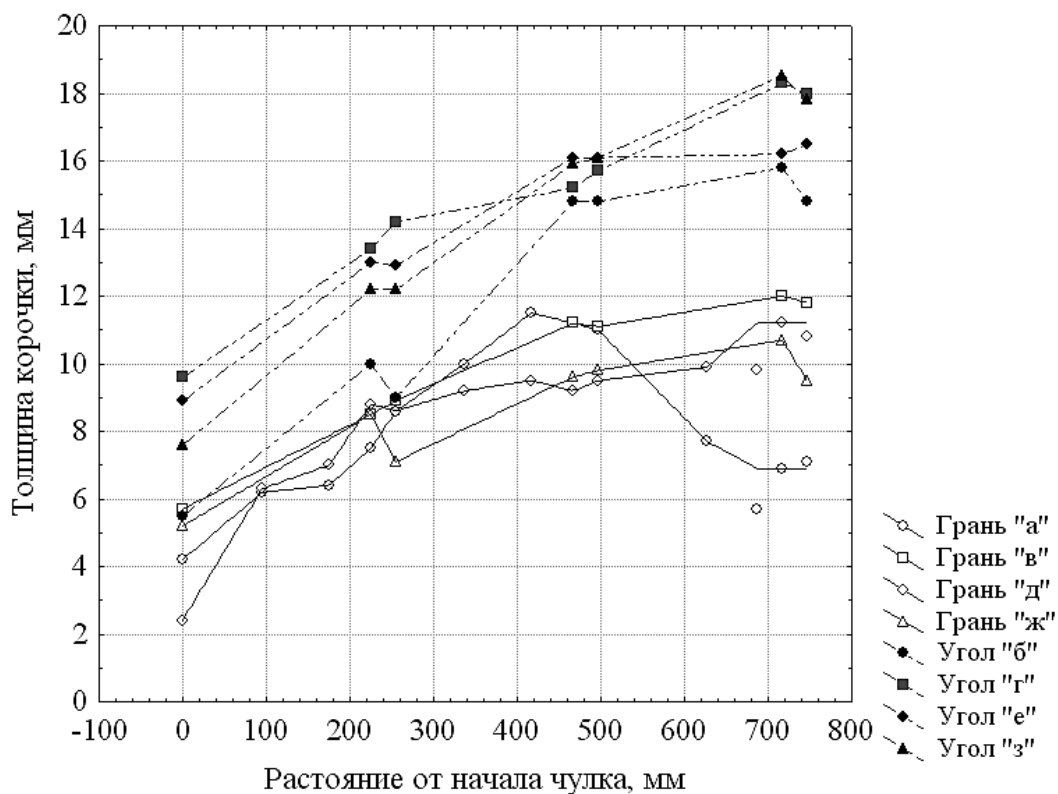


Рисунок 6 – Динамика затвердевания корочки заготовки

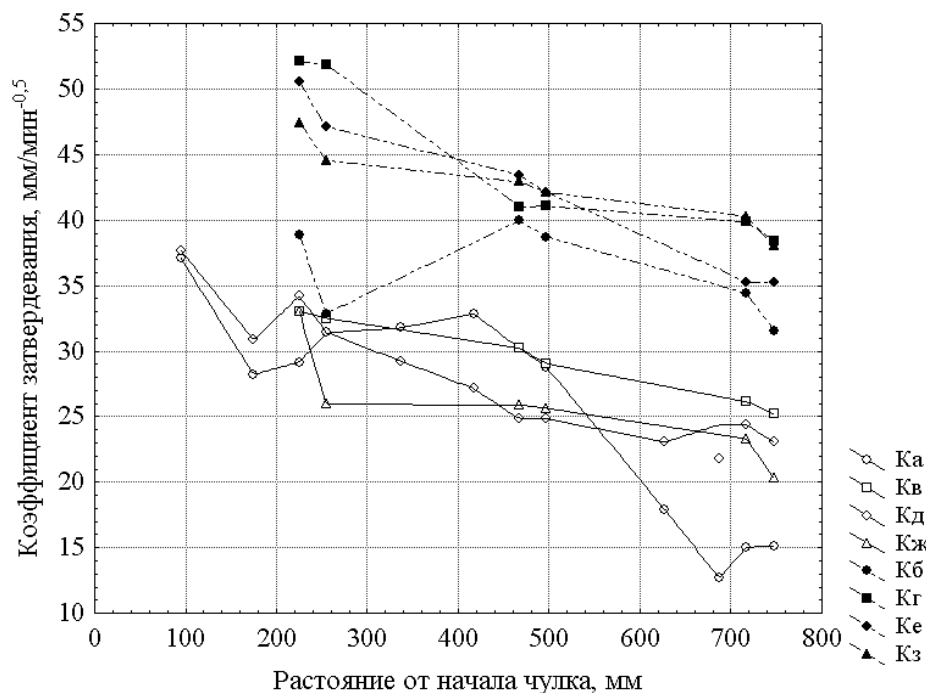


Рисунок 7 – Изменение коэффициента затвердевания стали в зависимости от положения относительно начала «чулка»

В таблице 1 представлены данные о ромбичности корочки заготовки.

Анализируя полученные данные можно сделать вывод о сложном напряженно-деформированном состоянии заготовки в кристаллизаторе в процессе разливки. Как показали измерения профиля корочки заготовки, явление ромбичности начало развиваться уже на ранней стадии затвердевания, что подтверждают данные измерения динамики затвердевания корочки и изменения коэффициента затвердевания в диапазоне от 0 до 255 мм относительно начала измерений. Так, в указанном интервале, толщины граней «а», «д», «ж» и угла «б» увеличиваются медленнее (рисунок 6 и 7), чем остальные грани и углы, что свидетельствует о плохом контакте заготовки со стенкой гильзы кристаллизатора. Появление ромбичности может быть связано с несоответствием параметров разливки стали форме внутренней поверхности гильзы, когда величина усадки заготовки превышает величину конусности кристаллизатора. Далее, на расстоянии 255 мм от начала измерений ромбичность заготовки становится равной нулю, а контакт «проблемных» граней и углов возобновляется, о чем свидетельствует рост значений коэффициента затвердевания (рисунок 6 и 7). Положительная динамика затвердевания наблюдается до отметки 497 мм от начала «чулка», после которой снова возникает ромбичность заготовки, достигающая максимального значения на отметке 717 мм (таблица 1). При развитии ромбичности в этой области корочка заготовки теряет контакт со стенкой кристаллизатора и условия отвода тепла ухудшаются, особенно грани «а» и угла «б» (ри-

сунок 6 и 7). Интересным представляется тот факт, что на расстоянии 687 мм от начала «чулка» толщина корочки грани «а» (рисунок 6 и 7) начинает увеличиваться, что объясняется улучшением ее контакта с кристаллизатором вследствие выпучивания под действием ферростатического давления. Из-за многократной потери и восстановления контакта грани «а» и угла «б» с гильзой кристаллизатора, корочка заготовки испытывала механических напряжения переменного типа, что возможно послужило причиной разупрочнения корочки в районе угла «б» и образования трещины (рисунок 8), идущей от поверхности.

После выхода из кристаллизатора, ромбичность заготовки увеличилась (таблица 1) из-за отсутствия поддержки заготовки гильзой и скопления механических напряжений в корочке, что в совокупности с образованием трещины и недостаточной толщины твердой фазы заготовки привело к разрушению твердой оболочки и прорыву металла.

С целью подтверждения предположения о том, что причиной образования трещин в сортовых заготовках, направленных от поверхности к центру, является попеременная деформация профиля слитка в кристаллизаторе, был исследован прорыв заготовки сечением 100×100 мм отлитой в условиях кислородно-конвертерного цеха.

Для этого из части заготовки длиной 1000 мм, на которой произошло вытекание металла из трещины, были отобраны темплеты по схеме указанной на рисунке 9, которые в дальнейшем протравили, чтобы проследить продвижение фронта кристаллизации.

Таблица 1 – Величина ромбичности корочки заготовки в зависимости от положения относительно начала «чулка»

Расстояние от начала «чулка», мм	Ромбичность профиля, мм
0	5
255	0
497	2
717	11



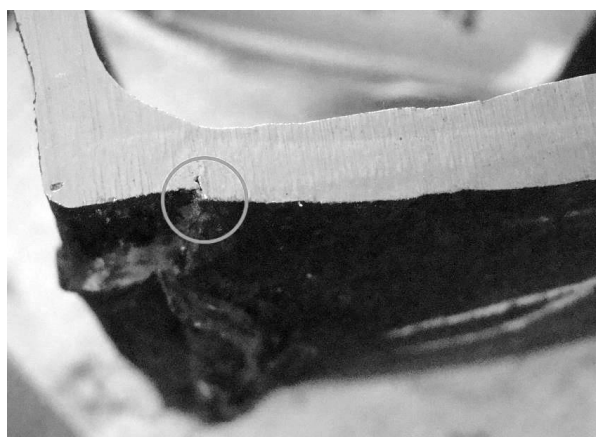


Рисунок 8 – Фотография поверхностной трещины

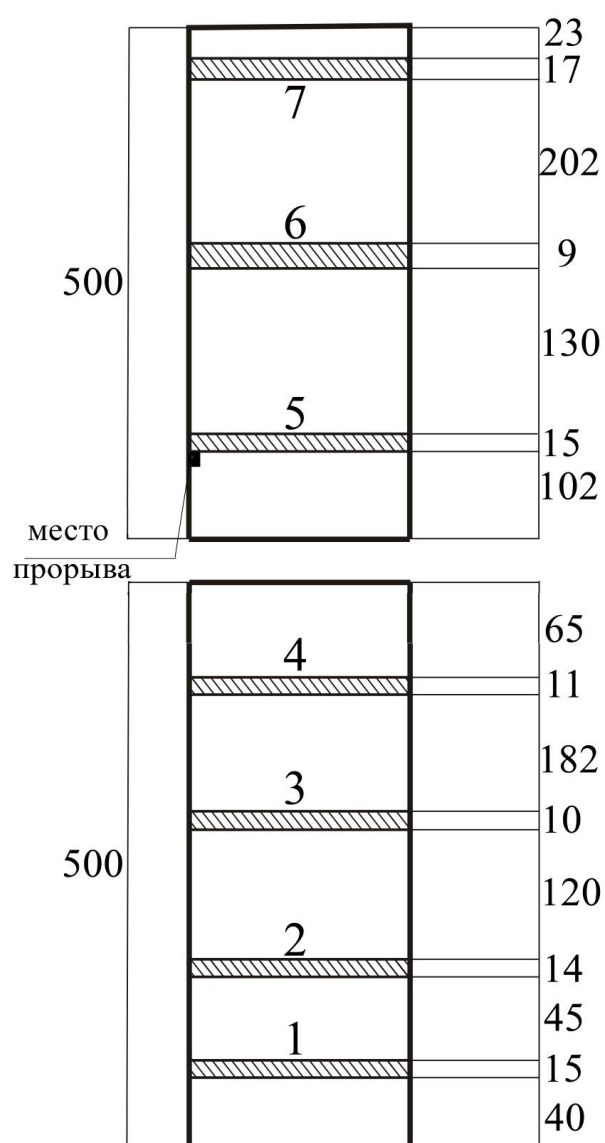


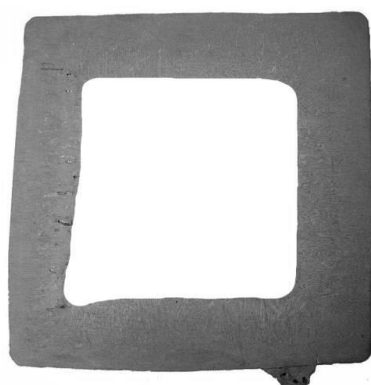
Рисунок 9 – Схема отбора темплетов из сортовой заготовки сечением 100×100 мм (цифрами на схеме указаны порядковые номера темплетов и места их отбора)

Все отобранные и изученные образцы металла имели форму поперечного сечения в виде ромба, что свидетельствует об отклонении параметров формирования заготовки от номинальных. Значения величин ромбичности темплетов приведены в таблице 2.

Для того чтобы понять причины появления рассматриваемой аварийной ситуации был проанализирован характер продвижения фронтов кристаллизации металла в темплетах, отобранных до места прорыва металла. К сожалению, травление образца №2 не дало требуемых результатов, поэтому на рисунке 10 он отсутствует.

Таблица 2 – Величина ромбичности темплетов в зависимости от их положения относительно нижней части заготовки

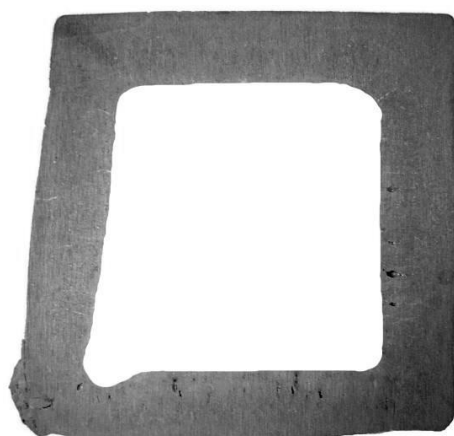
Порядковый номер темплета	Величина ромбичности, мм	Расстояние от нижней части заготовки, мм
1	2	55
2	3	114
3	2	244
4	6	437
5	3	619
6	3	758
7	4	977



Темплет №1



Темплет №3



Темплет №4

Рисунок 10 – Темплеты заготовки, отобранные до места прорыва металла

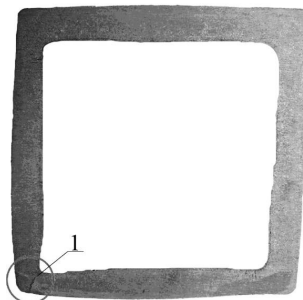
Анализируя характер продвижения фронта кристаллизации металла до прорыва можно сделать вывод о том, что в процессе непрерывной разливки стали интенсивность охлаждения левого нижнего угла и левой грани заготовки уменьшилась, вследствие ухудшения их контакта с поверхностью гильзы из-за деформации ее геометрического профиля (ромбичности), чему свидетельствует уменьшение их толщины. Как видно из таблицы 2 величина изменения ромбичности темплетов № 1 и №3 носила переменный характер, а на расстоянии 473 мм от нижней части заготовки достигла максимального значения.

Причиной трещинообразования в затвердевающей корочке стала деформация профиля заготовки, вследствие попеременно изменяющейся величины отхода левого угла слитка (таблица 2) в процессе непрерывной разливки, что подтверждает предположение о механизме формирования трещин направленных от поверхности заготовки к ее центру.

Наибольший интерес при определении причины появления аварийной ситуации представляет темплет заготовки № 5 отобранный на расстоянии 2-х мм после прорыва (рисунок 11). Как видно из рисунка, источником образования прорыва металла стало формирование трещины в затвердевшей корочке, направленной от поверхности заготовки к центру, в совокупности с уменьшением толщины прилегающего к ней угла вследствие нарушений условий теплоотвода.

При разливке стали с высокими скоростями время пребывания металла в кристаллизаторе, а соответственно толщина и прочность корочки уменьшается. В связи с этим возрастает вероятность переменной дефор-

мации профиля заготовки в гильзе вследствие износа или не соответствия ее внутреннего профиля величине усадки закристаллизовавшейся оболочки, что может стать причиной образования трещин и привести к прорыву металла. Учитывая вышесказанное при выполнении мероприятий по изменению скорости разливки стали необходимо определить и проверить диапазон оптимальной работы кристаллизатора в котором деформация профиля заготовки, а, следовательно, и образование трещин в твердом каркасе, наименее вероятна, что и является дальнейшим направлением исследований.



1 – место образования трещины и прорыва металла

Рисунок 11 – Внешний вид темплета, отобранного на расстоянии 2 мм после прорыва металла

## ВЫВОДЫ

Установлено, что появление поверхностных трещин в непрерывнолитой сортовой заготовке, являющихся причиной прорыва металла, обусловлено деформацией профиля слитка, вызванной попеременным уменьшением и увеличением величины ромбичности заготовки, имеющей величину от 1-2 мм, вследствие несоответствия профиля гильзы по высоте кристаллизатора параметрам усадки корочки.

## Библиографический список

1. Смирнов А.Н. Непрерывная разливка стали / А.Н. Смирнов, С.В. Куберский, Е.В. Штепан. – Донецк: ДонНТУ, 2011. – 482 с.
2. Смирнов А.Н. Непрерывная разливка сортовой заготовки: монография / А.Н. Смирнов, С.В. Куберский, А.Л. Подкорытов, В.Е. Ухин, А.В. Кравченко, А.Ю. Оробцев. – Алчевск: ДонГТУ, 2012. – 449 с.
3. Шалимов А.Г. Высокоскоростная непрерывная отливка стальных заготовок / А.Г. Шалимов // Новости черной металлургии за рубежом. – М.: ОАО «Черметинформация». – 2003. – 28 с.
4. Wolf M. Can mini mills cope with high speed casting? / M. Wolf // Steel Times International. – 1989. – №3. – Р. 16-19.

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

Диментьев А.О.,  
к.т.н. Дорофеев В.Н.,  
д.т.н. Новохатский А.М.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

## ОПРЕДЕЛЕНИЕ МЕСТОПОЛОЖЕНИЯ И РАЗМЕРОВ ТОТЕРМАНА В ГОРНЕ ДОМЕННОЙ ПЕЧИ

*Наведені залежності, що дозволяють визначати параметри малоактивної зони коксової насадки в металопріємнику доменної печі, та оцінити захащення горна, на підставі даних з системи контролю рівня розплаву по окружності горна доменної печі. Розроблена методика в подальшому може використовуватися для раціоналізації режиму роботи металургійного агрегату.*

**Ключові слова:** доменна піч, горн, коксова насадка, малоактивна зона, (тотерман).

*Приведены зависимости, позволяющие определять параметры малоактивной зоны коксовой насадки в металлоприемнике доменной печи, а так же оценивать загромождение горна, на основе данных системы контроля уровня расплава по окружности горна доменной печи. Разработанная методика может использоваться в дальнейшем для рационализации режима работы металлургического агрегата.*

**Ключевые слова:** доменная печь, горн, коксовая насадка, малоактивная зона, (тотерман).

Для эффективной работы современной доменной печи необходимо обеспечить хорошие дренажные условия в горне. Основная проблема для движения шлака в направлении канала чугунной летки во время выпуска предопределяется степенью развития малоактивной зоны коксовой насадки, так называемого тотермана, расположенной ориентировочно в центре металлоприемника и препятствующая движению потока расплава.

Наличие малоактивной зоны коксовой насадки в горне доменной печи затрудняет движение шлака во время выпуска, из-за чего растет количество расплава, который остается в металлоприемнике после закрытия выпуска, особенно в его противоположной части от чугунной летки.

Попытки определить размеры, форму и расположение тотермана [1-3] для оценки его влияния наталкивались на незнание порозности коксовой насадки в горне, распределения поля температур по объему

металлоприемника, а также сложности оценки химического состава и плотности реального многокомпонентного доменного шлака.

Появление системы контроля уровня расплава по окружности горна доменной печи [4] позволило путем анализа характера распределения шлака до начала выпуска и в момент закрытия летки оценить размеры тотермана, а при наличии двух чугунных леток и более определять его местоположение по сечению металлоприемника.

Известно, что поверхность слоя остаточных продуктов плавки в горне доменной печи на момент закрытия выпуска имеет сложную форму, которая представлена на рисунке 1. В металлоприемнике остается значительное количество шлака, которое может достигать 50-80% от накопленного до открытия выпуска, объем остаточного чугуна составляет около 10% [5].

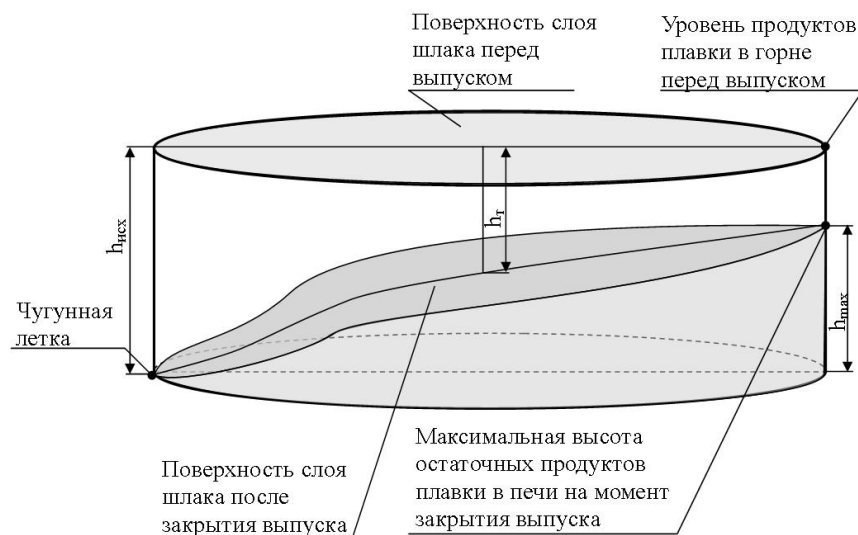


Рисунок 1 – Схема расположения слоев шлака и чугуна в горне доменной печи до и после выпуска чугуна

При нормальной работе доменной печи максимальная высота оставшегося слоя шлака находится с противоположной стороны горна относительно чугунной летки, на которую производился выпуск. Наличие малоактивной зоны коксовой насадки приводит к искажению поверхности слоя остаточного шлака в металлоприемнике, так как продукт плавки способен двигаться только вокруг тотермана в период выпуска.

При существовании малоактивной зоны коксовой насадки в горне можно ориентировочно оценить местоположение ее центра по горизонтальному сечению металлоприемника, проанализировав уровни остаточных продуктов плавки с выпусками на две разные чугунных летки.

Центр тотермана будет расположен на пересечении линий соединяющих чугунные летки и точки с максимальным уровнем шлака на выпусках, которые проведены через соответствующие выпускные отверстия. На рисунке 2 представлен тотерман расположенный в центре горна, его форма принята цилиндрической.

Если точки с максимальной высотой остаточного слоя шлака находятся не диаметрально напротив соответствующих чугунных леток, то местоположение малоактивной зоны с центром горна доменной печи не совпадает, рисунок 3.

Диаметр тотермана можно определить путем сравнения суммарного объема реально выпущенных продуктов плавки и объема металлоприемника, который освободился в результате выпуска и определяется при помощи системы контроля уровня расплава по окружности горна доменной печи.

Объем горна освободившийся после выпуска, при отсутствии малоактивной зоны коксовой насадки, должен быть равен разности сумм объемов выпущенных и пришедших в металлоприемник продуктов плавки за период выпуска. Влияние порозности коксовой насадки необходимо учесть только для объемов шлака, поскольку в чугун она практически не погружена

$$V_{осв} = V_{чуг}^{вып} - V_{чуг}^{пост} + \frac{V_{шл}^{вып} - V_{шл}^{пост}}{\varepsilon}, \text{ м}^3 \quad (1)$$

где  $V_{осв}$  – объем горна освободившийся за период выпуска,  $\text{м}^3$ ;

$V_{чуг}^{вып}$  – объем выпущенного чугуна за период выпуска,  $\text{м}^3$ ;

$V_{шл}^{вып}$  – объем выпущенного шлака за период выпуска,  $\text{м}^3$ ;

$V_{чуг}^{пост}$  – объем поступившего чугуна за период выпуска,  $\text{м}^3$ ;

$V_{шл}^{пост}$  – объем поступившего шлака за период выпуска,  $\text{м}^3$ .

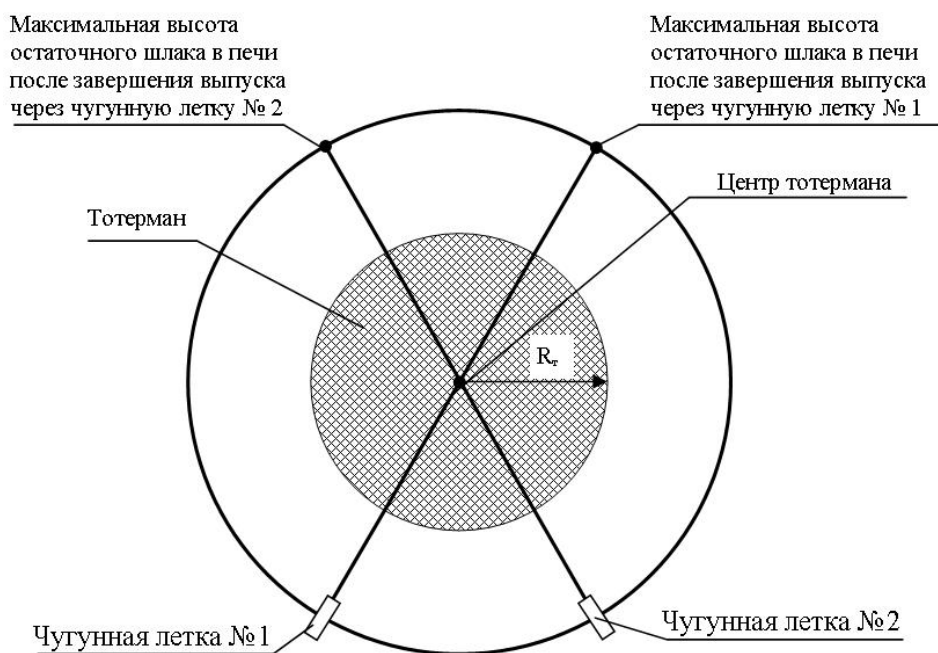


Рисунок 2 – Вид сверху горна доменной печи. Тотерман располагается в центре печи

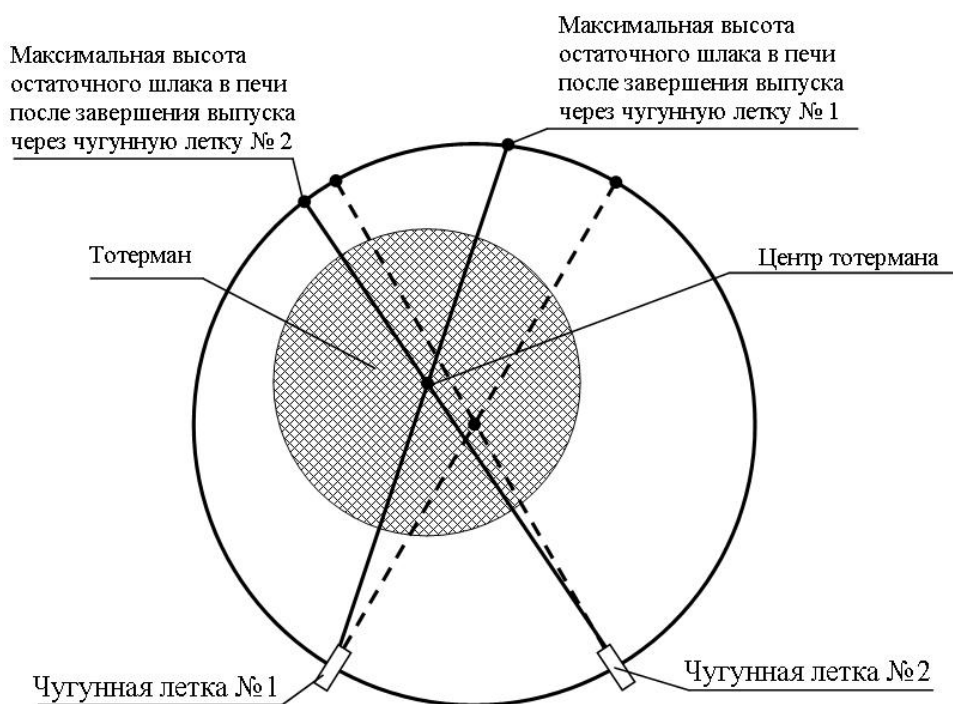


Рисунок 3 – Вид сверху горна доменной печи. Тотерман расположен смещенным относительно центра печи

Объем чугуна выпущенного за период выпуска равен отношению массы выпущенного чугуна на его плотность

$$V_{\text{чуг}}^{\text{вып}} = \frac{m_{\text{чуг}}^{\text{вып}}}{\rho_{\text{чуг}}}, \text{ м}^3 \quad (2)$$

где  $m_{\text{чуг}}^{\text{вып}}$  – масса выпущенного чугуна, т;

$\rho_{\text{чуг}}$  – плотность чугуна, т/м<sup>3</sup>.

Рассчитать объем выпущенного шлака по формуле отношения его массы на плотность не возможно, так как его плотность изменяется от выпуска к выпуску в значительных пределах. В связи с этим определить количество выпущенного шлака можно просуммировав объем шлака налитого в шлаковозные ковши за выпуск

$$V_{\text{шл}}^{\text{вып}} = n_{\text{к}} \cdot V_{\text{к}}, \text{ м}^3 \quad (3)$$

где  $n_{\text{к}}$  – число ковшей шлака налитых за выпуск, шт.;

$V_{\text{к}}$  – объем шлака, который помещается в шлаковоз, м<sup>3</sup>.

Объем поступившего чугуна в горн доменной печи будет равен

$$V_{\text{чуг}}^{\text{пост}} = \frac{m_{\text{чуг}}^{\text{пост}}}{\rho_{\text{чуг}}}, \text{ м}^3 \quad (4)$$

где  $m_{\text{чуг}}^{\text{пост}}$  – масса поступившего чугуна, т;

$\rho_{\text{чуг}}$  – плотность чугуна, т/м<sup>3</sup>.

Массу чугуна, поступившего в горн доменной печи, за период выпуска может рассчитать по формуле

$$m_{\text{чуг}}^{\text{пост}} = P_{\text{д.п.}}^{\text{сум}} \cdot \frac{\tau_{\text{вып}}}{24}, \quad (5)$$

где  $P_{\text{д.п.}}^{\text{сум}}$  – производительность доменной печи в сутки, т/сутки;

$\tau_{\text{вып}}$  – продолжительность выпуска, мин.

Определение плотности шлака в горне доменной печи не возможно, поэтому для оценки плотности шлака использовались расчетные данные основанные на массе и объеме выпущенного шлака (3). Объем поступившего в металлоприемник шлака за период выпуска будет равен

$$V_{\text{шл}}^{\text{пост}} = \frac{m_{\text{шл}}^{\text{пост}}}{\rho_{\text{шл}}} = \frac{m_{\text{шл}}^{\text{пост}}}{\frac{m_{\text{шл}}^{\text{вып}}}{V_{\text{шл}}^{\text{вып}}}}, \text{ м}^3 \quad (6)$$

где  $m_{\text{шл}}^{\text{пост}}$  – масса поступившего шлака за период выпуска, т;

$\rho_{\text{шл}}$  – плотность шлака, т/м<sup>3</sup>;

$m_{\text{шл}}^{\text{вып}}$  – масса выпущенного шлака, т.

Масса шлака пришедшего в горн за период выпуска продуктов плавки составит

$$m_{\text{шл}}^{\text{пост}} = m_{\text{чуг}}^{\text{пост}} \cdot U, \quad (7)$$

где  $U$  – удельный выход шлака, т/т чугуна.

Определить ориентировочный объем горна доменной печи, который освободился от продуктов плавки за период выпуска при помощи системы контроля уровня расплава по окружности горна доменной печи можно по формуле

$$V_{\text{осв}}^{\text{geom}} = \pi \cdot R_{\text{гор}}^2 \cdot (h_{\text{исх}}) - \frac{\pi \cdot R_{\text{гор}}^2 \cdot h_{\text{max}}}{2}, \text{ м}^3 \quad (8)$$

где  $h_{\text{исх}}$  – высота слоя шлака на момент начала выпуска, которая представлена на рисунке 1, м;

$h_{\text{max}}$  – максимальная высота слоя шлака на момент закрытия выпуска, которая представлена на рисунке 1, м.

Сравнительный анализ рассчитанного освободившегося объема в металлоприемнике по формуле (1) и по данным системы контроля уровня расплава по окружности в горна доменной печи показал, что в печи существует тотерман, а его объем будет равен

$$V_T = V_{осв}^{geom} - V_{осв}, \text{м}^3 \quad (9)$$

где  $V_T$  – объем тотермана,  $\text{м}^3$ .

Для определения ориентировочного радиуса тотермана принимаем, что он имеет форму цилиндра. Тогда его радиус будет равен

$$R_T = \sqrt{\frac{V_T}{\pi \cdot h_m}}, \text{м} \quad (10)$$

где  $R_T$  – радиус тотермана, м;

$h_T$  – высота тотермана, которая представлена на рисунке 1, м.

Проводя регулярно расчеты по приведенной схеме можно по изменению радиуса тотермана оценивать степень загромождения горна, а так же разработать методику борьбы с малоактивной зоной коксовой насадки.

Своевременные действия по предупреждению развития этих явлений позволят обеспечить высокопроизводительную и эффективную работу доменной печи.

#### Выводы:

1. Разработана методика определения местоположения малоактивной зоны кок-

совой насадки в горне доменной печи. Она позволяет определить центр тотермана по сечению металлоприемника опираясь на изменение формы слоя остаточного шлака, при выпуске продуктов плавки через две и более чугуновых леток.

2. Разработана методика определения размера тотермана находящегося в металлоприемнике, который основан на разнице объемов накопленных и остаточных продуктов плавки в горне доменной печи.

3. Предложенные методики позволяют оперативно определять параметры малоактивной зоны коксовой насадки в металлоприемнике, что позволит своевременно принимать решения по борьбе с тотерманом и загромождением горна печи, в результате чего повысятся технико-экономические показатели доменной плавки.

4. Методика определения размера тотермана требует не значительной доработки, с целью повышения точности расчета объема металлоприемника, который освободился от продуктов плавки в период выпуска, используя данные системы контроля уровня расплава по окружности горна доменной печи.

#### Библиографический список

1. Nogro P. Characterization of the permeability of the blast furnace lower part / P. Nogro, C. Petit, A. Urvoy, D. Sert, H. Pierret // *Rev. met.* – 2001. – №6. – P. 521–531.
2. Zaimisami A. Sophisticated multi-phase multi-flow modeling of the blast furnace / A. Zaïmi Sami, T. Akiyama, J. Guillot, J. Yagi // *ISIJ Int.* – 2000. – №4. – P. 322–331.
3. Freuer A. Computation of the iron flow in the hearth of a blast furnace / A. Freuer, J. Winter, H. Hiebler // *Steel Res.* – 1992. – №4. – P. 139–146.
4. Пат. 149 Україна, МПК<sup>4</sup> C21B 7/24. Система контролю рівня розплаву по обводу горна доменної печі / В.Н. Дорофєєв, О.М. Новохатський, А.М. Гривко, Г.Д. Михайлик, С.І. Первушин, С.І. Сазонов, К.А. Шумілов; Спільне науково-комерційне підприємство «Патент» при Донбаському гірничо-металургійному інституті. – № 4192498, заявл. 30.12.88; опубл. 30.12.92, Бюл. №1. – 88с.
5. Маханек Н.Г. К вопросу выпуска чугуна из доменной печи / Н.Г. Маханек, Л.М. Костырев, Л.Я. Шпарбер // *Изв. ВУЗов. Черная металлургия.* – 1974. – №10. – С. 23–27.

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



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

## АНАЛИЗ СУЩЕСТВУЮЩИХ УЛЬТРАФИЛЬТРАЦИОННЫХ МЕТОДОВ ОЧИСТКИ ВОДЫ

*Проаналізовані результати досліджень провідних фірм та інститутів в області очищення води.*

**Ключові слова:** ультрафільтрація, зниження продуктивності ультрафільтраційних установок, концентраційна поляризація, регенерація.

*Проанализированы результаты исследований ведущих фирм и институтов в области очистки воды.*

**Ключевые слова:** ультрафильтрация, снижение производительности ультрафильтрационных установок, концентрационная поляризация, регенерация.

Металлургические предприятия являются огромными потребителями технической воды. Как правило, для водоснабжения предприятий, используется только технический водопровод по которому поступает вода из поверхностных водоисточников, прошедшая только грубую механическую очистку.

Традиционно на многих металлургических предприятиях вода из технического водопровода используется для систем охлаждения оборудования. Однако современные виды оборудования (например компрессоры) для охлаждения требуют воду с характеристиками по взвешенным веществам и цветности, соответствующими воде питьевого качества.

В настоящее время, зарубежными и отечественными специалистами, активно ведутся исследования в области очистки воды. Одним из актуальных направлений по очистке воды является мембранный процесс разделения. Существует много видов мембранных процессов, базирующихся на различных принципах разделения и применяемых для разделения объектов разных размеров – от частиц до молекул. Несмотря на эти различия, все мембранные процессы имеют нечто общее, а именно – мембрану.

Мембрана – это селективный (избирательный) барьер между двумя фазами, че-

рез который осуществляется массоперенос под действием различных движущих сил [1].

Эффективная работа ультрафильтрационных мембранных установок зависит от схем соединения и применяемых способов очистки. Однако для определения наиболее рациональных схем и режимов работы необходимо провести тщательный анализ систем ультрафильтрации и выявить влияние различных факторов на эффективность их работы.

Целью статьи является анализ существующих систем ультрафильтрации и способов поддержания стабильной производительности ультрафильтрационных установок.

Ультрафильтрационная технология разделения растворов известна давно, она успешно применяется в пищевой, металлургической, химической, микробиологической и других отраслях промышленности, однако в сфере водоснабжения об этом методе всерьез заговорили всего три-четыре года назад.

Переход к ультрафильтрации вызван рядом причин, прежде всего – неудовлетворительным качеством питьевой воды в городах, связанным с ограниченными возможностями существующих очистных сооружений. Песчаные зернистые фильтры, входящие в состав всех станций водопод-

готовки, часто не в состоянии задержать очень мелкие частички (коллоиды), болезнетворные бактерии и вирусы, обычно развивающиеся в этих фильтрах. Именно на ультрафильтрационные мембраны «возложили» обязанность доочистки питьевой воды, ведь эти мембраны имеют поры размером 0,002–0,1 микрон, позволяющие задерживать бактерии и вирусы.

Существуют различные конструкции ультрафильтрационных модулей, но все они сводятся к двум конфигурациям мембраны – плоской и трубчатой.

В плоскорамных или рулонных модулях используются плоские мембраны. В трубчатых, капиллярных и полволоконных модулях используются мембраны с цилиндрической и трубчатой конфигурацией. В трубчатых модулях элемент мембраны имеет внутренний диаметр более 5 мм, в капиллярных от 0,5 до 5 мм и в полволоконных меньше 0,5 мм.

В плоскорамных модулях существуют такие недостатки: неравномерность движения разделяемого раствора в поперечном сечении межмембранного канала и возможность образования застойных зон; усложнение конструкций аппаратов при использовании разделительных пластин для улучшения гидродинамических условий течения разделяемого раствора, увеличение потерь рабочего давления и уменьшение рабочей поверхности мембран. Однако наряду с недостатками в плоскорамных модулях существует ряд достоинств: процесс разделения может проводиться при высоких скоростях раствора до 3 м/с, что позволяет существенно снизить влияние концентрационной поляризации; возможность проводить замену мембраны, а не всего блока, что является экономически выгодным.

Аппараты с трубчатыми модулями имеют такие преимущества: низкое гидравлическое сопротивление потоку фильтра (пермеата) в связи с небольшой длиной дренажного канала; хорошие гидродинамические условия работы мембраны, т. е. равномерное движение потока раство-

ра с высокой скоростью над ее поверхностью и отсутствием застойных зон; возможна очистка мембранных элементов от осадка без разборки аппарата; удобство установки трубчатых мембранных элементов в аппараты; надежная герметизация аппарата, возможность замены мембраны. Недостатками аппаратов этого типа является малая удельная поверхность мембран в аппарате и возможность деформации мембраны (сдирание мембраны с пористого каркаса при высоких скоростях 3 - 5 м/с прокачивания разделяемого раствора [2]).

Аппараты с рулонными мембранными элементами имеют высокую удельную поверхность мембран, малую металлоемкость; многие операции при сборке мембранных элементов могут быть механизированы, в одном корпусе можно разместить один или несколько рулонных мембранных элементов. Недостатки аппаратов этого типа — сложность монтажа пакетов некоторых конструкций, необходимость замены всего пакета при повреждении мембраны, высокое гидравлическое сопротивление, как межмембранных каналов, так и дренажного листа.

Аппараты с полыми волокнами просты по устройству, технологичны в изготовлении; они легко собираются и удобны в эксплуатации. В этих аппаратах вследствие малых диаметров волокон обеспечивается очень высокая удельная поверхность мембран. Поэтому они нашли широкое применение в крупнотоннажных химических производствах, в производстве особо чистой воды, в пищевой промышленности и т.д. Однако при эксплуатации этих аппаратов предъявляют повышенные требования к предварительной очистке разделяемых растворов от взвесей. В случае выхода из строя части полых волокон приходится заменять весь пучок полых волокон.

Аппараты с капиллярными и полыми волокнами отличаются друг от друга только величиной внутреннего диаметра одного элемента модуля, конструкции аппаратов для них одинаковы.

Каждое техническое применение требует своей собственной конфигурации модулей, определяемой конкретными условиями. Выбор типа модуля, относительная его конфигурация в системе определяется, главным образом, экономическими соображениями с учетом инженерных параметров, т. е. следует рассматривать тип разделения, легкость чистки, простоту операций и простоту обслуживания, компактность системы, масштабирование и возможность замены мембраны. Например, рулонные мембранные элементы по сравнению с аппаратами на основе капиллярных мембран, позволяют обеспечить более высокую рабочую поверхность мембран и производительность аппаратов (при одинаковых объемах аппаратов).

Ультрафильтрационные установки для разделения жидких смесей классифицируются: по режиму работы, по кратности циркуляции, по числу ступеней, по организации потока разделяемой смеси и по режиму фильтрации.

По режиму работы установки делятся на непрерывные и периодические. Большинство промышленных мембранных установок являются установками непрерывного действия.

По кратности циркуляции различают прямоточные и циркуляционные установки (рисунок 1).

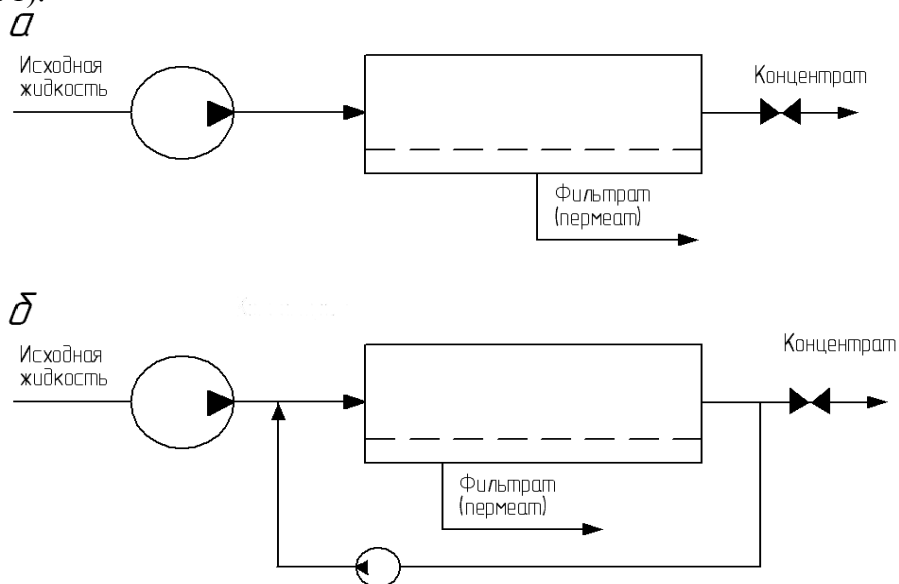


Рисунок 1 - Схема прямоточной (а) и циркуляционной установок (б)

В прямоточной установке разделяемая смесь однократно проходит через напорный канал мембранного аппарата (или аппаратов, если их несколько), в циркуляционном — многократно, для чего предусмотрен специальный циркуляционный контур с насосом (обладающим высокой подачей, но сравнительно небольшим напором, требуемым, лишь для преодоления гидравлического сопротивления напорного канала). Циркуляционные установки применяются, когда крайне необходимо обеспечить высокую скорость потока в напорном канале (например, чтобы не происходило образование геля на мембране в процессе ультрафильтрации, что приведет к резкому снижению удельной производительности ультрафильтрационного модуля) [1-3].

По числу ступеней установки подразделяются на одноступенчатые и многоступенчатые. При этом под ступенью понимается часть технологической схемы процесса мембранного разделения, в которой происходит однократное проникновение вещества через мембрану. Многоступенчатые установки используют, когда одноступенчатый процесс не обеспечивает выполнения требований к качеству разделения [1-3].

По организации потока разделяемой смеси различают секционированные и не-секционированные установки. В секционированных установках все аппараты группируются по секциям, в каждой из которых аппараты соединены параллельно, но сами секции соединены последовательно. Секционирование позволяет поддерживать среднюю линейную скорость потока в напорном канале аппаратов на одном достаточно высоком уровне благодаря тому, что по мере сокращения расхода разделяемой смеси из-за перехода части потока в фильтрат (пермеат) соответственно уменьшается число аппаратов в секции (рисунок 2).

При выборе параллельного или последовательного секционирования модулей в промышленности должны быть соблюдены два важных условия: обеспечено равенство средних скоростей потока в напорном канале аппаратов каждой секции и постоянство отношения скоростей потока на входе и выходе каждого аппарата.

По режиму фильтрации процесс разделения смеси в ультрафильтрационных установках делится на «тупиковую» фильтрацию и фильтрацию «сквозной поток» (рисунок 3). «Тупиковая» фильтрация (рисунок 3а) имеет свои преимущества: простая реализация процесса; невысокое по-

требление энергии; фильтрат (пермеат) 92-95% в одну ступень. Однако, как отмечалось выше, эффективной мерой снижения интенсивности осадкообразования на поверхности мембран, является поддержание высокой скорости транзитного потока над мембранной, что в тупиковом режиме фильтрации не предоставляется возможным. Основным недостатком тупиковой режима – высокие расходы воды на собственные нужды (для проведения обратных промывок). Тупиковый режим фильтрации приводит к снижению производительности мембранных модулей, за счет интенсивного осадкообразования на поверхности мембраны (концентрационная поляризация). Фильтрация «сквозной поток» (рисунок 3б) обладает более высоким транзитным потоком, в отличие от тупиковой фильтрации. За счет этого процесс наращивания слоя загрязнения на поверхности мембраны протекает медленно, благодаря поддержанию высокой скорости транзитного потока удаётся избежать забивания пор, сократить число обратных промывок и объемы промывной воды. Но и этот режим фильтрации имеет основной недостаток - дополнительные затраты на электроэнергию, для создания быстрого потока вдоль поверхности мембраны [2,4].

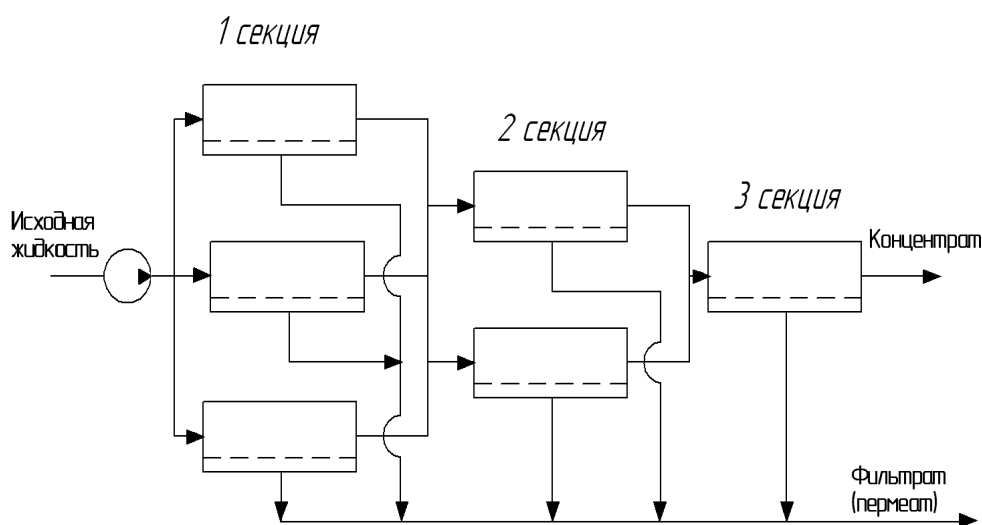


Рисунок 2 - Схема трех секционной ультрафильтрационной установки

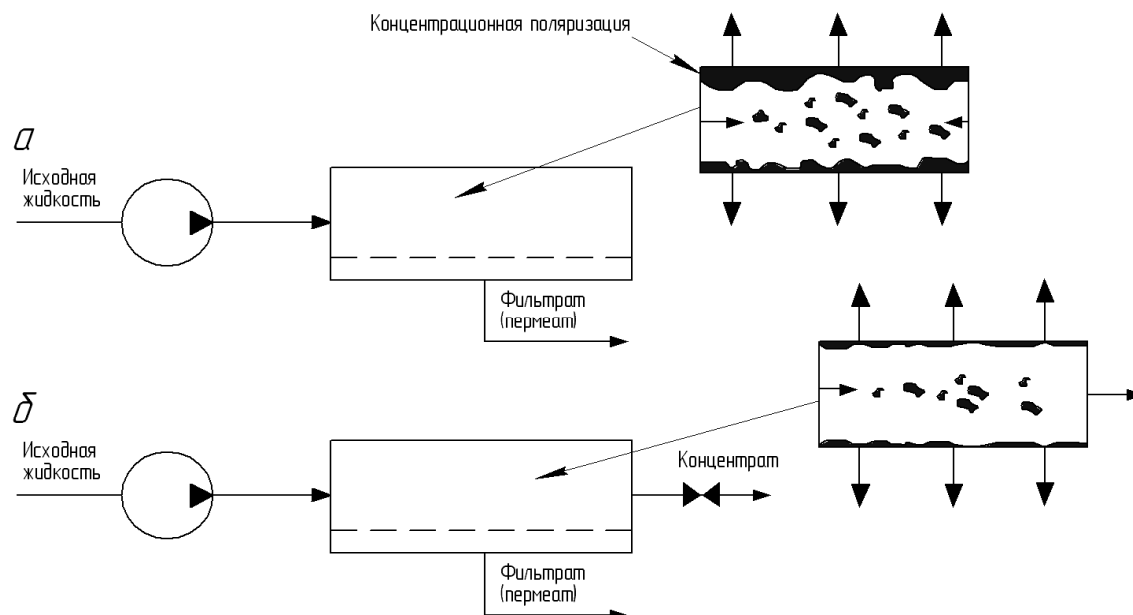


Рисунок 3 - Режимы фильтрации (а «тупиковая фильтрация», б «сквозной поток»)

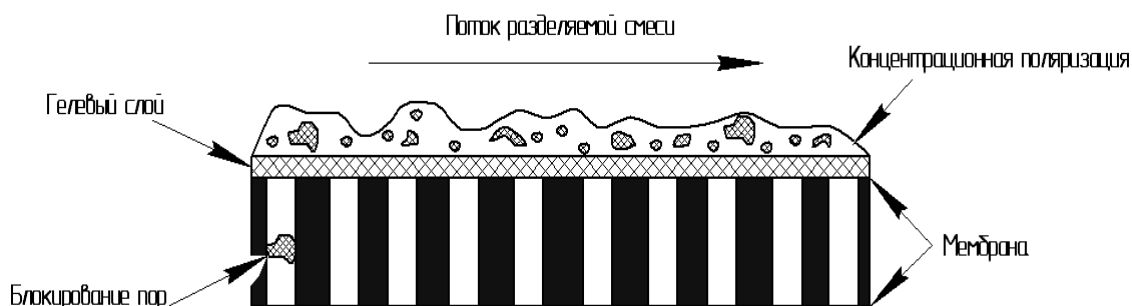


Рисунок 4 - Сопротивления, возникающие на мембране со временем

Основная причина снижения производительности ультрафильтрационных мембран связана с концентрационной поляризацией у поверхности мембраны, забиванием пор мембраны и отложением осадков на её поверхности. При тупиковом режиме фильтрации достаточно часто возникает ситуация, когда поток фильтрата составляет менее 5% от потока исходной воды [5]. На рисунке 4 схематически изображены все известные на данный момент сопротивления, возникающие на мембране со временем.

В идеальном случае на скорости потока фильтрата должно сказываться только мембранное сопротивление. Однако мем-

брана пропускает преимущественно какой-то один из компонентов в процессе разделения, что приводит к накоплению молекул не способных проникать через мембрану вблизи её поверхности. Таким образом, вблизи поверхности мембраны возникает высоконцентрированный слой, препятствующий массопереносу. Такое сопротивление называют концентрационной поляризацией (рисунок 4). Со временем концентрация у поверхности мембраны растворенных веществ может стать очень высокой и вызвать образование гелевого слоя [5]. Этот слой создаёт огромное дополнительное сопротивление потоку разделяемой смеси, порой приводящее к

полному прекращению процесса разделения. В случае пористых ультрафильтрационных мембран некоторые компоненты разделения могут проникать внутрь пор мембраны и блокировать поры. Это дополнительное сопротивление называют сопротивлением блокирования пор.

На данный момент существуют такие методы снижения концентрационной поляризации: турбулизация разделяемого раствора, пульсация раствора, повышение температуры, воздействие на поток ультразвуковых колебаний. Выбор того или иного метода зависит от ряда факторов: конструкции мембранного аппарата, свойств мембраны, себестоимость полученного в процессе разделения продукта, производительность установки и др.

Создание развитого турбулентного режима движения в ультрафильтрационном модуле приводит к увеличению проницаемости и селективности, вследствие снижения концентрации растворённых веществ в пограничном слое. Однако для создания турбулентного режима необходимо прокачивать раствор над мембраной со скоростью 3-5 м/с, что влечет за собой расход энергии на циркуляцию раствора. Более рационально применять турбулизирующие вставки (рисунок 5). Как правило, эти вставки состоят из центрального опорного стержня, на котором закреплены диски, лопасти, шары или различные проволочные спирали. Так, спиральные вставки, из-

готовленные из проволоки разного диаметра, позволяют на 50% снизить скорость подачи разделяемой смеси и на 35 % уменьшить рабочее давление [2].

Применение турбулизаторов приводит к значительному увеличению проницаемости, снижению скорости подачи разделяемого раствора, уменьшению рабочего давления, снижению концентрационной поляризации. Однако применение турбулизаторов снижает рабочую поверхность мембран на 15-20% и значительно увеличивает гидравлическое сопротивление потоку, что не следует забывать [2].

Концентрационную поляризацию можно снизить, создав пульсирующий поток. Некоторые эксперименты показывают, что при частоте пульсации 1 Гц проницаемость трубчатый мембран увеличилась на 70%. Для такого увеличения скорости процесса при стационарном режиме движения раствора, необходимо повышение скорости потока примерно в 6 раз [2]. Особенность пульсирующего потока состоит в том, что при достаточно большой частоте пульсации максимальная скорость потока разделяемого вещества находится не на оси канала ультрафильтрационного модуля, а в пристенных слоях жидкости. При наличии в потоке твердых частиц они стремятся мигрировать от стенок к оси потока, что уменьшает вероятность их оседания на поверхности мембраны.

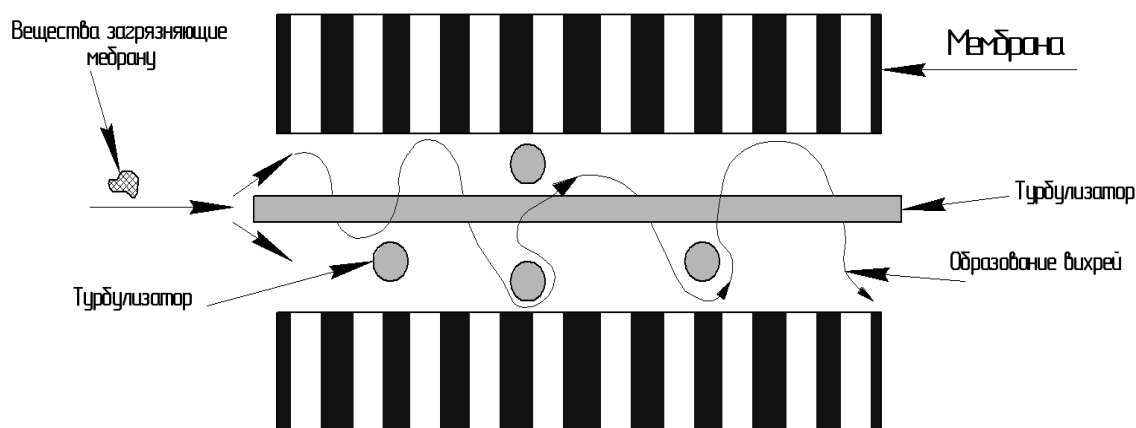


Рисунок 5 - Примеры турбулизирующих вставок

С повышением температуры разделяемой смеси уменьшается её вязкость, увеличивается коэффициент диффузии растворенного вещества, и, как следствие, снижается концентрационная поляризация. Однако не следует забывать о том, что повышение температуры сокращает срок службы полимерных мембран и на нагрев разделяемой смеси расходуется дополнительная энергия [2].

Для снижения концентрационной поляризации используется метод ультразвуковых колебаний, когда на пограничный слой воздействуют ультразвуком [2].

Одной из наиболее важных проблем в эксплуатации ультрафильтрационных мембран является регенерация их первоначальных свойств после мембранного разделения. В процессе работы, как было написано выше, у поверхности мембраны образуется плотный гелевый слой, который влияет на скорость фильтрация, селективность, а, следовательно, и на эффективность процесса в целом [2-4]. Борьба с образованием этого слоя (рисунок 4) на поверхности мембраны обеспечивает практически полное восстановление основных характеристик ультрафильтрационного модуля. Одним из способов, снижающих загрязненность ультрафильтрационных модулей и увеличивающий продолжительность их работы, является предварительная очистка разделяемой смеси.

Методы очистки мембран (так же как и схемы предварительной очистки) зависят от конкретных условий (степени и вида загрязнений исходной смеси, типа модуля, требований к качеству пермеата, себестоимости готового продукта). Их можно разделить на механические, гидродинамические, физические и химические.

Механическая очистка – механическое воздействие на рабочую поверхность мембраны. Так трубчатые мембраны обрабатывают эластичной губкой [2].

Гидродинамическая очистка – воздействие на загрязненную поверхность мембраны пульсаций разделяемого раствора или промывной жидкости (обычно вода), турбулизация потока (увеличение скорости потока за счет периодической циркуляции раствора, вставки – турбулизаторы), прямые и обратные промывки с добавлением (без добавления) химических реагентов.

Рассмотрим три способа регенерации ультрафильтрационных мембран гидродинамическим способом.

Регенерация путем прямой промывки – различные химические реагенты подаются на вход мембранного модуля (рисунок 6).

Регенерация путём рециркуляции – различные химические реагенты пропускаются через мембранный модуль, но при закрытых вентилях выхода пермеата. Применение рециркуляции (рисунок 7) может исключить или свести к минимуму потребность в обратной промывке [5].

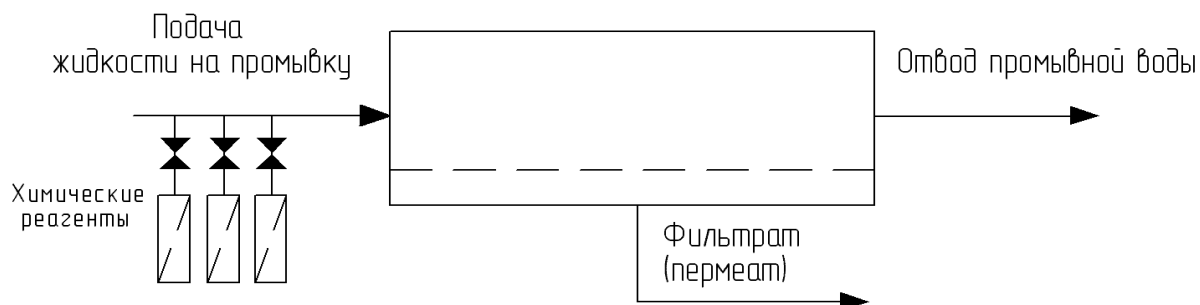


Рисунок 6 - Регенерация мембраны путем прямой промывки

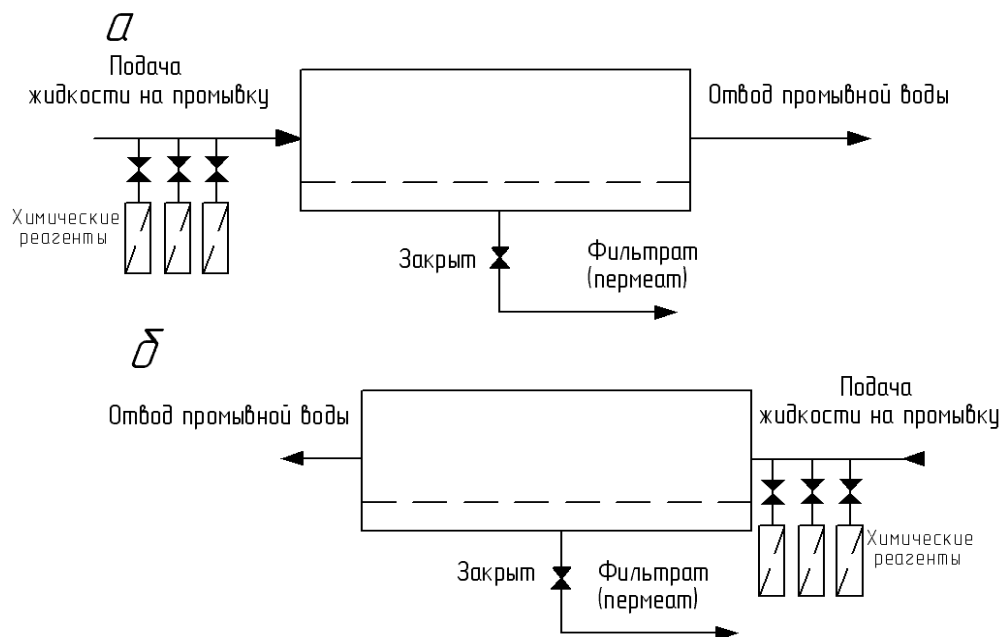


Рисунок 7 – Регенерация мембраны путем рециркуляции  
( а) прямая, б) обратная рециркуляция)

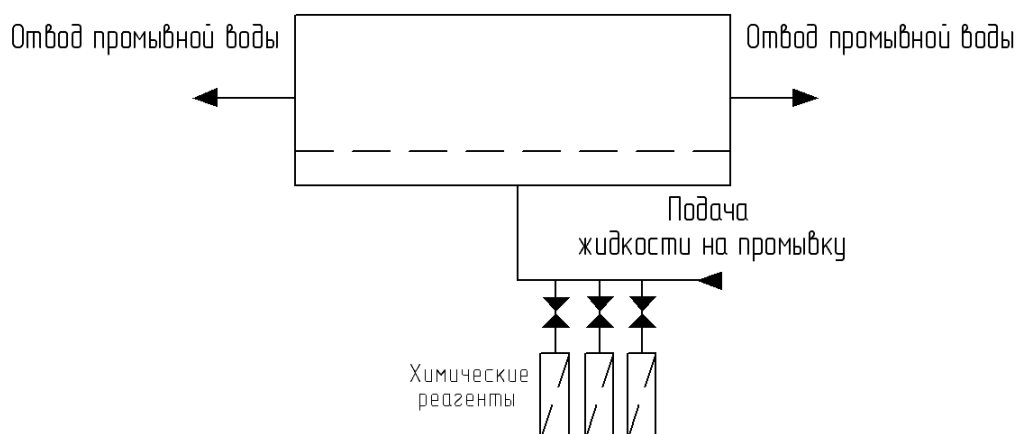


Рисунок 8 – Регенерация мембраны путем обратной промывки

Регенерация путем обратной промывки (рисунок 8) смывает и удаляет все остатки веществ, накопившихся при прямой промывке или очистке рециркуляцией. Во многих случаях применение обратной промывки является единственным используемым циклом в регенерации мембраны. В качестве жидкости для промывки может использоваться как чистый фильтрат (пермеат) полученный на самом модуле, так и

фильтрат (пермеат) с добавлением химических реагентов [5].

Физическая очистка – воздействие на мембрану различных полей (электрических, магнитных, ультразвуковых).

#### Вывод

Из выше описанного можно сделать такие выводы:

1. При выборе ультрафильтрационного модуля необходимо учитывать все экономические составляющие, которые в конеч-



ном итоге будут влиять на себестоимость готовой продукции (Площадь рабочей поверхности мембраны, режимы течения разделяемой смеси, габариты, возможность замены фильтроэлемента, простота обслуживания, легкость чистки, стоимость модуля и т.д.).

2. Режим тупиковой фильтрации и последующая регенерация мембраны путем обратных промывок требует высоких эксплуатационных затрат, связанных с потерей мембранами производительности и больших расходов воды на регенерацию. Рациональнее использовать режим фильтрации «сквозной поток» с оптимальным подбором скоростей транзитного потока.

3. Для выбора рациональной схемы системы ультрафильтрации необходимо провести теоретические и экспериментальные исследования влияния различных схем соединения ультрафильтрационных модулей на снижение эксплуатационных затрат.

4. Для повышения и прогнозирования срока службы работы ультрафильтрационного модуля необходимо разработать новые, более эффективные схемы предварительной очистки разделяемой среды.

5. Необходимо продолжить исследования в области снижения концентрационной поляризации (выбор экономически обоснованного метода снижения осадка).

#### Библиографический список

1. Панова Н. Е. Физико-химические основы мембранных процессов : учебное пособие / Н. Е. Панова, А. Г. Шлейкин. – СПб : СПбГУНиПТ, 2009.
2. Дытнерский Ю. И. Баромембранные процессы. Теория и расчет / Ю. И. Дытнерский. – М. : Химия, 1986. – 272 с. – (Процессы и аппараты химической и нефтехимической технологии).
3. Расчет установок мембранного разделения жидких смесей / сост. : Р. Г. Кочаров, Г. Г. Каграманов. - РХТУ им. Д. И. Менделеева. – М., 2001. - 128 с.
4. Мембранные методы очистки поверхностных вод / А. П. Андрианов, Д. В. Спицов, А. Г. Первов, Е. Б. Юрчевский // Водоснабжение и санитарная техника. – 2009. - № 7. - С. 29 – 37.
5. Поляризационные явления и отложения на поверхности мембран [Электронный ресурс]. – Режим доступа : <http://wwtec.ru/index.php?id=233>

*Рекомендована к печати к.т.н., проф. Ульяницким В.Н.*

к.т.н. Кравченко В.М.,  
к.т.н. Романчук А.Н.,  
Романчук Я.А.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

## ВЛИЯНИЕ ГЛУБОКОГО ОБЕЗУГЛЕРОЖИВАНИЯ МЕТАЛЛА НА СОСТАВ КОНВЕРТЕРНОЙ ВАННЫ И ЭКОНОМИКУ ПРОЦЕССА

*Наведені результати експериментальних досліджень, отримані залежності, які характеризують заключний етап продування конвертерної плавки при виробництві низьковуглецевих марок сталей.*

**Ключові слова:** конвертер, вуглець, метал, шлак, передув, окисленість, собівартість.

*Приведены результаты экспериментальных исследований, получены зависимости, характеризующие заключительный этап продувки конвертерной плавки при производстве низкоуглеродистых марок сталей.*

**Ключевые слова:** конвертер, углерод, металл, шлак, передув, окисленность, себестоимость.

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

Проблема глубокого обезуглероживания конвертерной ванны остро стоит перед всеми конвертерными цехами Украины. Главной объективной причиной этого является высокий (с тенденцией увеличения) процент выплавки низкоуглеродистых марок сталей. Содержание остаточного углерода в металле в пределах 0,03-0,05% делает невозможным завершение конвертерной плавки без существенного переокисления конвертерной ванны. Поэтому процессы дополнительного окисления Fe, Mn и растворения кислорода в металле, протекающие параллельно с глубоким обезуглероживанием, и их влияние на экономику конвертерного процесса, представляют научный и практический интерес.

**Постановка задачи.** Исследовать влияние глубокого обезуглероживания металла на динамику изменения химического состава металла и шлака, и показателей конвертерной плавки.

### Изложение материала и его результаты.

Анализ отечественных и зарубежных исследований и разработок показывает, что большое внимание уделяется вопросам совершенствования технологии выплавки

низкоуглеродистых сталей на завершающем этапе продувки металла кислородом.

Сталеплавильный комплекс ПАО «АМК» включает два конвертера комбинированного дутья емкостью по 300 т, двухпозиционную установку «ковш-печь» (УКП) и две слябовых МНЛЗ общей производительностью 5,0 млн. т заготовок в год.

Основной сортament выплавляемой стали - это низкоуглеродистая листовая сталь группы SAE 1006-1020. Математическому анализу подвергнута опытно-промышленная партия плавок (315 плавок), которые были проведены без додувок и промежуточного скачивания шлака по ходу продувки.

Чугун поставляли в ковшах миксерного типа и заливали в конвертер после предварительной десульфурации, обеспечивая снижение содержания серы в чугуне до ее содержания готовой стали. Для подачи кислорода использовали пятисопловую кислородную фурму. Интенсивность продувки составляла 1050-1200 м<sup>3</sup>/мин. Пробы металла и шлака отбирали зондом по ходу продувки либо при повалках конвертера. При отборе проб осуществляли измерение температуры и окисленности металла.

С целью анализа влияния глубокого обезуглероживания металла на состав кон-

вертерной ванны и экономику процесса опытно промышленная партия плавов была подразделена на четыре группы по остаточному содержанию углерода в металле перед выпуском плавки.

Расход шихтовых материалов и кислорода для всех групп плавов с различным остаточным углеродом приведен в таблице 1.

Из таблицы 1 видно, что с уменьшением содержания остаточного углерода в металле масса конвертерной плавки снижается. Так при  $[C] \geq 0,08\%$  средняя масса плавов составила 301,613 т, а при  $[C] = 0,02-0,03\%$  – 298,190 т, т.е. на 1,14 % меньше. Одновременно уменьшается расход передельного чугуна и извести, но существенно растет расход лома и кислорода.

Динамика изменения химического состава металла с уменьшением остаточного содержания углерода в металле показана на рисунке 1.

Известно, что в конце продувки конвертерной ванны с уменьшением содержания углерода в металле все большая часть вду-

ваемого кислорода поступает в шлак в виде оксидов железа. Это вызывает разбавление шлака по (MnO), уменьшение его активности и увеличение активности оксидов железа, что снижает фактическую концентрацию марганца в металле. Из рисунка 1 видно, что если при содержании  $[C] \geq 0,08\%$  содержание марганца составляет 0,12%, то при  $[C] = 0,02-0,03\%$  – 0,07%. Столь низкое содержание остаточного [Mn] ведет к увеличению расхода марганецсодержащих ферросплавов и повышение её себестоимости.

Измерение окисленности конвертерной ванны производили при выпуске плавки из конвертера, используя электрохимический метод определения активности растворенного в стали кислорода. Для этой цели использовали прибор Celox с измерительным устройством Multi-Lab. Последний представляет собой программируемый, основанный на микрокомпьютере, прибор с широкими измерительными возможностями.

Таблица 1 – Средний расход шихтовых материалов и кислорода для групп плавов с различным содержанием остаточного углерода

	Содержание углерода, %			
	$\geq 0,08$	0,06-0,07	0,04-0,05	0,02-0,03
Количество плавов	24	41	171	79
Выход годного %	91,098	90,929	90,587	90,437
Изменение себестоимости грн/т	–	+7,42	+31,27	+51,67
Масса плавки, т	301,613	300,388	299,004	298,190
Расход металлической шихты, т	331,090	330,346	330,115	329,739
в том числе: Чугун, т	267,083	262,863	260,171	256,896
Лом, т	64,006	67,483	69,944	72,843
Расход извести, т	22,840	22,102	21,345	20,571
Хим. состав чугуна, %				
$[C]_{\text{чуг}}$	4,432	4,409	4,355	4,330
$[Si]_{\text{чуг}}$	0,714	0,740	0,656	0,624
$[Mn]_{\text{чуг}}$	0,282	0,259	0,264	0,226
$[S]_{\text{чуг}}$	0,013	0,013	0,010	0,008
Средний расход кислорода, м <sup>3</sup> /пл	15388	15346	15426	15738
Температура металла, °C	1645	1648	1640	1652
Основность конечного шлака	2,91	2,93	2,84	2,62
Масса шлака, т	36	36,4	37,8	39,5

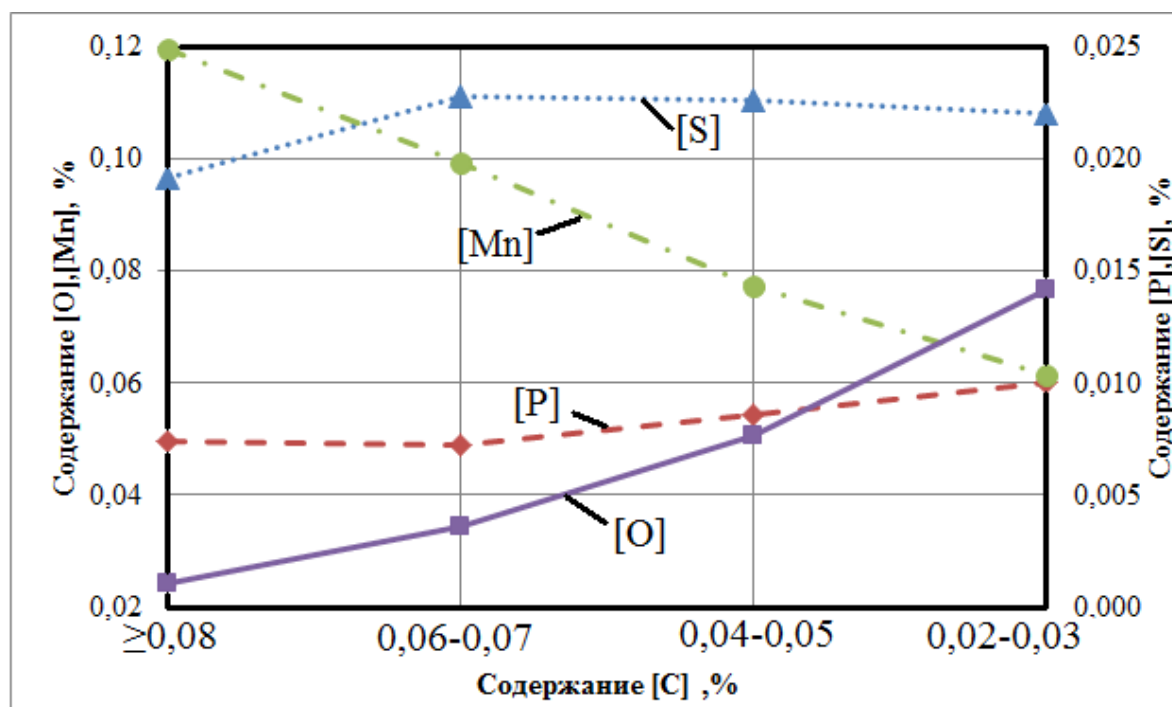


Рисунок 1 – Динамика изменения химического состава металла с уменьшением остаточного содержания углерода в металле

Таблица 2 – Расход алюминия в зависимости от окисленности металла

Окисленность, ppm	500	600	700	800	900	1000	1100	1200
Расход алюминия, кг/плавку	210	250	295	335	380	420	460	500

Как следует из рисунка 1, во всем диапазоне характерных для конца конвертерной плавки концентраций углерода 0,08–0,02%, содержание кислорода, растворенного в металле, существенно растет.

При концентрациях углерода менее критической величины, поступление углерода в зону взаимодействия с кислородом недостаточно для усвоения всего вдуваемого кислорода. В результате скорость окисления углерода уменьшается и, соответственно, содержание растворенного кислорода в конвертерной ванне растет.

Когда коэффициент усвоения кислорода конвертерной ванны превышает коэффициент усвоения кислорода углеродом, избыток кислорода в виде оксидов железа и марганца поступает в шлак, что также способствует насыщению металла кислородом.

Контроль окисленности металла позволяет регулировать процесс раскисления стали с учетом ее окисленности. В соответствии с технологической инструкцией конвертерного цеха при производстве марок стали с содержанием углерода 0,05% и менее, уменьшают переокисленность металла, вводя рекомендуемое количество алюминия, согласно таблице 2.

С уменьшением остаточного содержания [C] содержание вредных примесей несколько увеличивается, что связано со снижением основности конечного шлака из-за разбавления его оксидами железа и марганца.

Динамика изменения химического состава конечного конвертерного шлака для групп с различным содержанием углерода в металле показана на рисунке 2.

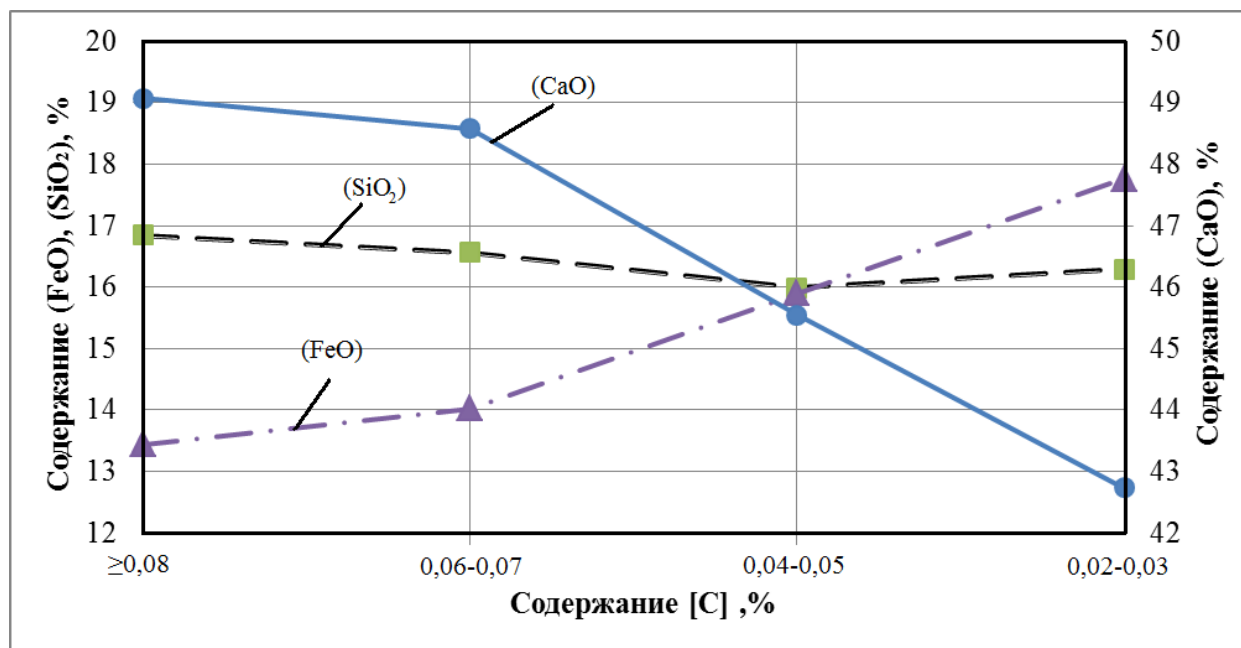


Рисунок 2 – Динамика изменения химического состава конечного конвертерного шлака для групп с различным содержанием углерода в металле

Таблица 3 – Расход кислорода и его доля на удаление 0,01% углерода в 300 т конвертере в интервале с 0,10-0,02% углерода.

[C]	CO/CO <sub>2</sub>		MnO		FeO/Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>		[O] <sub>ме</sub>		ΣO
	м <sup>3</sup>	%	м <sup>3</sup>	%	м <sup>3</sup>	%	м <sup>3</sup>	%	
0,09	30,52	55,21	4,06	7,48	14,59	26,86	5,42	9,93	54,59
0,08	30,75	51,66	4,65	7,81	17,70	29,75	6,77	11,31	59,88
0,07	31,01	34,20	5,23	5,77	46,17	50,92	8,71	9,56	91,12
0,06	31,29	25,15	5,82	4,68	76,31	61,33	11,61	9,29	125,04
0,05	31,61	19,48	6,4	3,95	108,86	67,06	16,26	9,97	163,13
0,04	31,95	15,42	6,99	3,37	145,13	70,05	24,39	11,70	208,46
0,03	32,32	12,14	7,58	2,85	187,86	70,56	40,65	15,14	268,40
0,02	32,71	9,04	8,16	2,26	244,01	67,43	81,30	22,20	366,18

Как следует из рисунка 2, в конце конвертерной плавки содержание оксидов железа в конечном шлаке зависит от концентрации углерода в металле. Зависимость существенно возрастает при [C]=0,05% и менее. При докритических (ниже 0,10%) концентрациях углерода лимитирующим звеном процесса обезуглероживания является массоперенос углерода из объема металла к реакционной зоне, что в процессе протекания реакции глубокого обезуглероживания сопровождается интенсивным растворением

кислорода в металле и взаимодействием его с железом. Резкое возрастание (FeO) приводит к снижению концентрации остальных компонентов шлака, в особенности содержания (CaO), что ведет к снижению основности конечного шлака (таблица 1).

Полученные экспериментальные данные позволяют рассчитать долю кислорода, расходуемую на окисление углерода, железа, марганца и повышение окисленности металла. С учетом затрат кислорода на испарение железа, которое

по данным [1] составляет 5%, расход кислорода на удаление 0,01% углерода в 300 т конвертере в интервале с 0,10-0,02% углерода приведен в таблице 3.

Из таблицы 3 следует, что с уменьшением остаточного содержания углерода в металле с 0,10 до 0,02% доля кислорода, расходуемого на окисление углерода снижается с 55,21% до 9,04% при повышении доли кислорода, расходуемого на окисление железа с 26,86% до 67,73%.

#### **Выводы**

1. Динамика изменения химического состава металла при глубоком обезуглероживании конвертерной ванны характеризуется нарастающим переокислением металла, снижением содержания остаточного марганца в металле и ухудшением условий для десульфурации и дефосфорации расплава.

#### **Библиографический список**

Бойченко Б.М. Конвертерное производство стали: теория, технология, качество стали, конструкции агрегатов, рециркуляция материалов и экология: учебник. / Охотский В.Б., Харлашин П.С. - Днепропетровск, «Днепр-Вал», 2004. - 454с.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Новохатским А. М.*

2. Динамика изменения химического состава шлака при глубоком обезуглероживании характеризуется значительным увеличением содержания оксидов железа, снижением содержания СаО и основности, повышением массы шлака.

3. При удалении углерода в интервале от 0,1-0,02 % доля кислорода, расходуемого на окисление углерода снижается с 55,21 до 9,04% , при этом доля кислорода, расходуемая на окисление железа увеличивается с 26,86 до 67,43% , и на растворение в металле с 9,93 до 22,20%.

4. С уменьшением остаточного содержания углерода в металле с 0,10 до 0,02% расчетная себестоимость стали повышается в связи с увеличением расхода металлошихты и раскислителей.

к.т.н. Кучма С.М.,  
Стародубов С.Ю.  
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)

## АНАЛІЗ ВПЛИВУ ХОЛОДНОЇ ДЕФОРМАЦІЇ НА СТРУКТУРУ ТА ВЛАСТИВОСТІ ЕЛІНВАРУ 45НХТВЮ

Наведено результати дослідження характеру зміни структурного стану та спеціальних термopужних властивостей елінвару 45НХТВЮ, загартованого від 1 100°С, для різних ступенів холодної деформації. Встановлено фактори позитивного впливу холодної деформації на спеціальні термopужні властивості зазначеного елінвару.

**Ключові слова:** елінвар, холодна деформація, добротність, температурний коефіцієнт частоти,  $\gamma$ -фаза, текстура, безперервний розпад, переривчастий розпад.

Приведены результаты исследования характера изменения структурного состояния и специальных термopужных свойств элинвара 45НХТВЮ, закалённого от 1 100°С, для различных степеней холодной деформации. Установлены факторы положительного влияния холодной деформации на специальные термopужные свойства указанного элинвара.

**Ключевые слова:** элинвар, холодная деформация, добротность, температурный коэффициент частоты,  $\gamma$ -фаза, текстура, непрерывный распад, прерывистый распад.

### Вступ

В радіоелектронній промисловості та приладобудуванні для виготовлення пружно-чутливих елементів, наприклад, резонаторів електромеханічних фільтрів та струнних датчиків, в якості конструкційного матеріалу широко використовуються дисперсійно-твердіючі елінвари. Типовими представниками цієї групи матеріалів є сплави 44НХМТ, 45НХТ та новорозроблений авторами сплав 45НХТВЮ.

Пружно-чутливі елементи характеризуються мініатюрними розмірами і виготовляються з тонкого елінварного дроту або плющеної стрічки малого перерізу. З цього природним чином випливає вимога додержання жорсткого розмірного співвідношення між параметрами зеренної структури матеріалу пружно-чутливого елементу та розмірами перерізу заготовки (наприклад, дроту). У випадку, коли величина зерна виявляється співмірною з перерізом дроту, в умовах високочастотного знакозмінного навантаження вже на початкових циклах може відбуватися руйнування. До того ж існують дані, що розмір зерна чинить суттєвий вплив на величину доброт-

ності та температурних коефіцієнтів модуля пружності і частоти [1].

Відомо, що необхідний комплекс термopужних властивостей елінварів остаточно формується в процесі термомеханічної обробки (ТМО). На сьогодні промисловістю освоєно та запроваджено багато схем ТМО, з яких до елінварів найчастіше застосовуються наступні [2 – 5]:

1) загартування + холодна деформація + старіння;

2) загартування + холодна деформація + ступінчасте старіння;

3) загартування + холодна деформація + динамічне старіння;

4) загартування + холодна деформація + динамічне старіння + достарювання.

Отже, в кожній зі схем присутня операція холодної деформації.

В наведених схемах ТМО холодна деформація перш за все забезпечує отримання необхідних поперечних розмірів заготовок. Водночас, холодна деформація загартованих елінварів перед старінням чинить сильний та неоднозначний вплив на механізм розпаду твердого розчину.

### Постановка задачі

Аналіз літературних джерел дозволяє зробити висновок про те, що роль холодної деформації в схемі ТМО елінварів вивчена недостатньо. Тому задачею даної роботи є дослідження ролі операції холодної деформації в схемі ТМО, що має важливе і досить самостійне значення в загальному циклі вивчення технології дисперсійно-твердіючих елінварів, зокрема новорозробленого сплаву 45НХТВЮ.

### Методика досліджень

Дослідження проводилися на зразках експериментальної плавки, виплавленої за технологією, наведеною в [5]. Середня концентрація легувальних елементів в сплаві становила:  $Ni = 45\%$ ;  $Cr = 3,0\%$ ;  $Ti = 2,9\%$ ;  $Al = 0,8\%$ ;  $W = 2,5\%$ ;  $Re = 0,2\%$ . За відомою технологією [5] були отримані зразки дроту різного діаметру. Зразки загартовувалися на твердий розчин від  $1100^\circ\text{C}$ . Дріт піддавався волочінню на термоволочілній установці [6] до діаметра  $3,4\text{ мм}$  і мав деформацію: з  $\varnothing 8,4\text{ мм}$  –  $\varepsilon \approx 83\%$ ; з  $\varnothing 6,0\text{ мм}$  –  $\varepsilon \approx 68\%$ ; з  $\varnothing 5,0\text{ мм}$  –  $\varepsilon \approx 54\%$ ; з  $\varnothing 4,5\text{ мм}$  –  $\varepsilon \approx 43\%$ .

Вивчення мікроструктури сплаву 45НХТВЮ проводилося на мікроскопі МИМ-7. Досліджувані зразки елінварного дроту шліфували наждачним папером (від

№320 до №20), піддавали електролітичному травленню та електрополіруванню. Для електрополірування застосовували електроліт наступного складу: оцтова кислота –  $25\text{ мас.}\%$ ; концентрована азотна кислота –  $75\text{ мас.}\%$ . Електрополірування проводили при напрузі  $1,5\text{ В}$ . Електроліт охолоджували до  $-5 \dots -10^\circ\text{C}$  з метою уникнення потемнення зразка внаслідок нагрівання. Для електролітичного травлення застосовували  $10\text{ мас.}\%$  розчин сірчаної кислоти. При травленні підтримували напругу  $10\text{ В}$  та струм  $2\text{ А}$ . Після травлення зразки промивали проточною водою, спиртом та пасивували водним розчином солей наступного складу:  $\text{NaNO}_3$  (5 вагових частин);  $\text{NaCO}_3$  (1 вагова частина).

Для досліджень текстури застосовували дифрактометр ДРОН-3.

Температурний коефіцієнт частоти (ТКЧ) та добротність визначали за методом вимірювання декременту затухання [7].

### Результати досліджень

Досліджувався вплив ступенів холодної пластичної деформації на ТКЧ та добротність, розробленого сплаву. За отриманими результатами був встановлений характер їх зміни залежно від ступеню деформації (рис. 1).

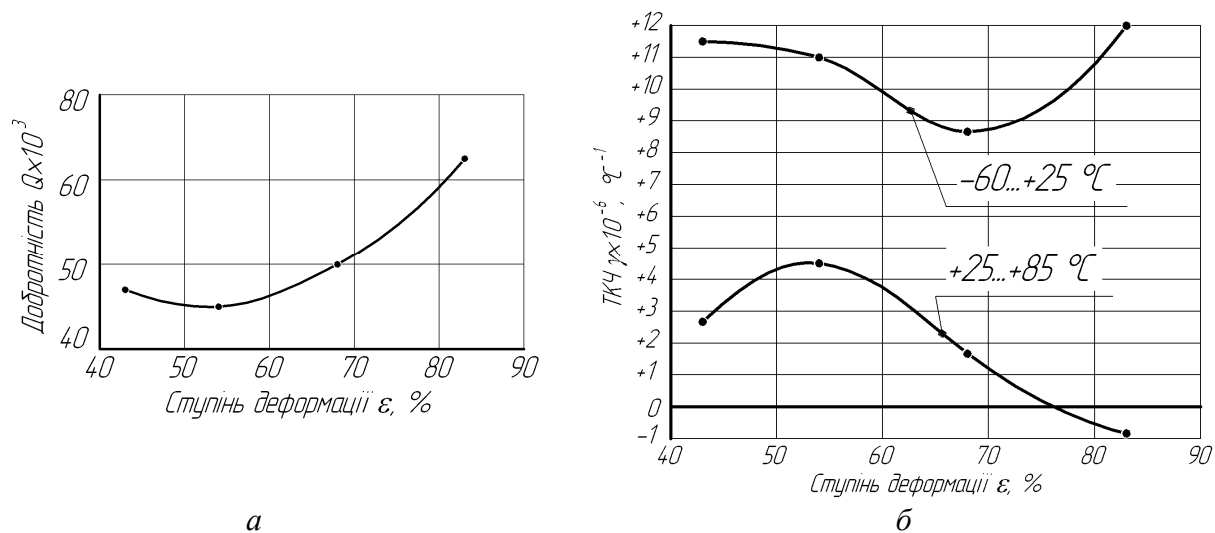


Рисунок 1 – Залежність спеціальних термопружних властивостей сплаву 45НХТВЮ від ступеню деформації



Наведені графіки свідчать, що збільшення ступеню деформації елінвару 45НХТВЮ спочатку призводить до деякого зниження добротності і при  $\varepsilon \approx 54\%$  вона досягає свого мінімуму. Подальше збільшення ступеню деформації викликає стаке зростання добротності. Різниця між мінімальним та максимальним значенням добротності складає 25 000 одиниць.

Вплив ступеню деформації на величину ТКЧ є неоднозначним. Слід відзначити, що незалежно від ступеню деформації величини ТКЧ знаходяться переважно в області додатних значень. Мінімальна розбіжність між ТКЧ в експлуатаційних інтервалах температур  $-60 \dots +25^\circ \text{C}$  та  $+25 \dots +85^\circ \text{C}$  становить  $7,4 \times 10^{-6} \text{C}^{-1}$  і досягається при  $\varepsilon \approx 68\%$ .

Крім того, результати досліджень структур показали, що після пластичної деформації зі ступенями обтискання 43% та менше (рис. 2), в сплаві зберігається практично рівноважна зеренна структура, де-

формація проявляється виникненням ліній ковзання всередині окремих зерен, які сприятливо орієнтовані відносно напрямку деформування. Зі збільшенням ступеню деформації до 54% спостерігається подрібнення та деяке видовження зерен, а також подальший розвиток ліній ковзання.

При подальшому збільшенні ступенів деформації (68%) в структурі фіксуються границі з зубчастою будовою, яка нагадує класичну модель деформації за схемою «зсув в колоді карт». Це свідчить про накопичення дефектів кристалічної волокнистої будови. При цьому зерна сильно витягнуті в напрямку течії металу, містять багато ліній ковзання. Растрова мікроскопія (рис. 3) фіксує найдрібніші комірчасті виділення всередині зерен, які можна ідентифікувати як зародки  $\gamma'$ -фази приблизного складу  $\text{Ni}_3(\text{Fe}, \text{Ti})$ .

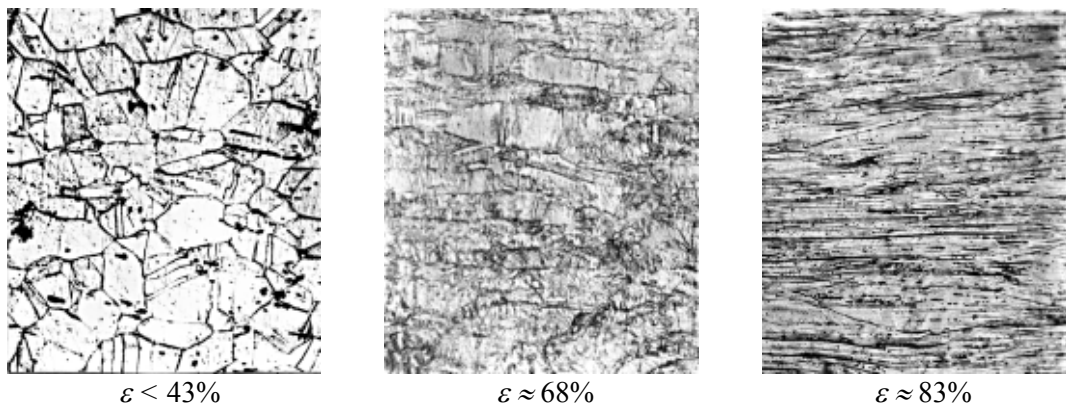


Рисунок 2 – Структура сплаву після загартування та холодної деформації з різними ступенями;  $\times 120$



Рисунок 3 – Структура після загартування та холодної деформації  $\varepsilon \approx 68\%$ ;  $\times 20\,000$

Це можна вважати початком процесів утворення надлишкових фаз. Таким чином, деформація в межах  $\varepsilon \approx 68\%$  змінює механізм виділення  $\gamma'$ -фази, що приводить до виникнення численних центрів переривчастого розпаду всередині зерен. Після деформування сплаву в межах  $\varepsilon \approx 83\%$  виявляється структура з виразною волокнистістю, що неминуче повинно супроводжуватися виникненням анізотропії та текстурою.

Дослідження текстури проводилося на зразках  $\varnothing 3,4$  мм зніманням 4-х полюсних

фігур методом Шульца на відбиття, припускаючи наявність аксіальної текстури.

Аналіз полюсних фігур, представлених на рисунку 4, (111), (200), (220), (311) показав, що зразки з різним ступенем деформування мають однакове орієнтування текстури. Найбільшу ймовірність орієнтування кристалітів має напрям  $\langle 111 \rangle$  вздовж вісі прутка. Зі збільшенням ступеню деформування відхилення  $\langle 111 \rangle$  від напрямку вісі прутка зменшується.

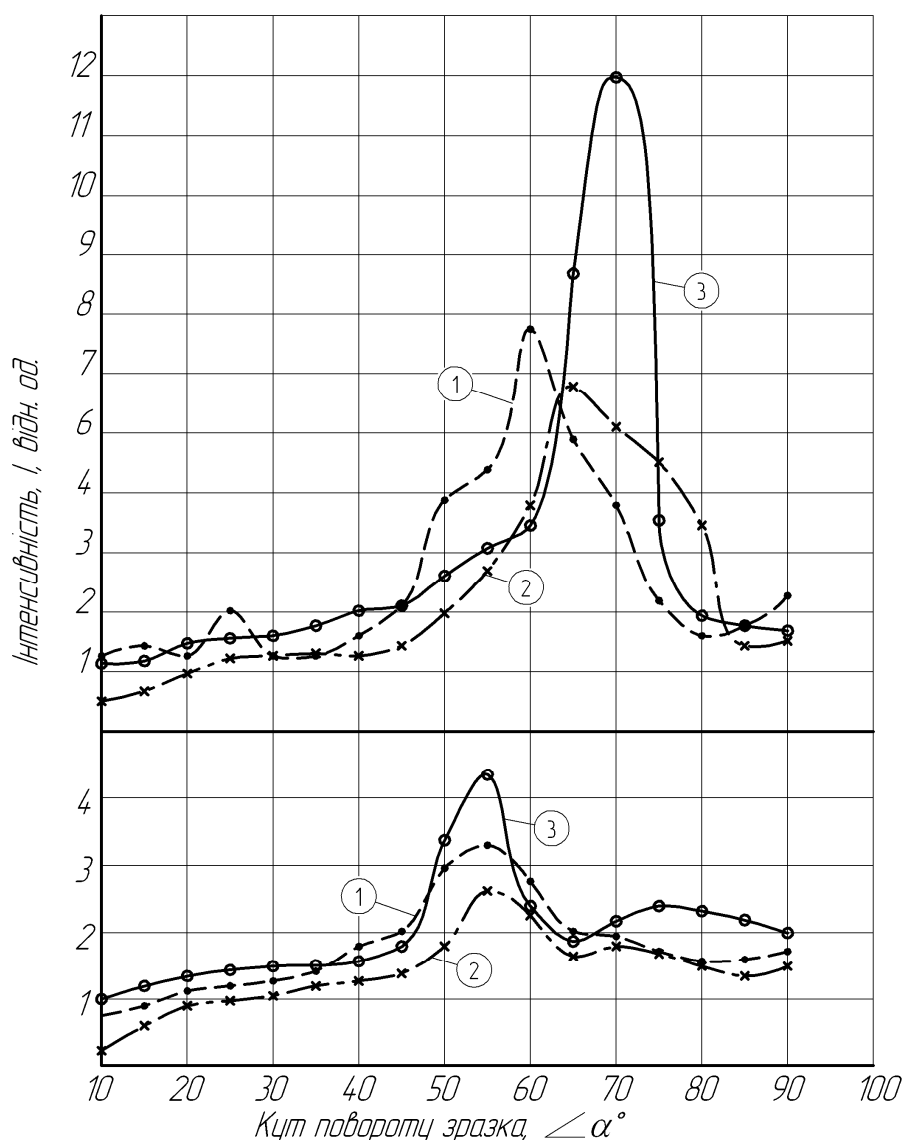


Рисунок 4 – Полюсна фігура холоднодеформованого дроту зі сплаву 45НХТВЮ для різних ступенів деформації: 1 –  $\varepsilon < 43\%$ ; 2 –  $\varepsilon \approx 68\%$ ; 3 –  $\varepsilon \approx 83\%$ .

Максимум полюсної фігури (111) в зразку з  $\varepsilon \approx 83\%$  приходить на положення, яке відповідає теоретичному положенню напряму  $\langle 111 \rangle$ , в зразку з  $\varepsilon \approx 68\%$  – максимум полюсної фігури відхиляється на  $5^\circ$ , а в зразку з  $\varepsilon < 43\%$  – на  $10^\circ$  від ідеального положення. Хоча збільшення ступеню деформації і збільшує ймовірність орієнтування  $\langle 111 \rangle$ , проте в зразку з  $\varepsilon \approx 83\%$  не досягається досконале орієнтування  $\langle 111 \rangle$ , про що свідчить ширина максимуму на полюсній фігурі. Отримані дані дозволяють обрати для подальших досліджень розробленого сплаву сумарну деформацію прутків  $\varepsilon \approx 68\%$ .

Також, проведеними дослідженнями встановлено, що в наклепаному сплаві просування фронту коміркового розпаду «вимітає» на своєму шляху дислокації в пересиченому твердому розчині, і, отже, до термодинамічного стимулу переривчастого розпаду, який полягає в різниці вільної енергії вихідної фази  $\alpha_n$ , і суміші ( $\alpha + \beta$ ), додається нова складова, пов'язана зі зменшенням концентрації дислокацій. Але водночас наклеп сприяє безперервному розпаду по всьому об'єму вихідних зерен. Частинок, що утворилися внаслідок безпе-

рервного розпаду, гальмують просування границь комірок переривчастого розпаду. Таким чином, пластична деформація після загартування здатне як прискорювати, так і утруднювати переривчастий розпад під час наступного старіння.

### Висновки

Позитивний вплив холодного деформування в схемі ТМО на властивості елінварів пов'язаний з наступними чинниками:

- 1) подрібнення зерна;
- 2) зменшення розміру комірок переривчастої реакції, збільшення частки матеріалу, в якому відбулася переривчаста реакція та її зміцненням завдяки наклепу;
- 3) зростанням величини добротності сплаву при збільшенні ступеню деформації.

Водночас наклеп після холодної деформації знижує пластичність та підвищує твердість. Це утруднює подальшу обробку матеріалу. Але зазначені недоліки можна усунути наступним старінням за умови збереження дрібнозернистої структури, що в свою чергу вимагає визначення оптимальних режимів старіння.

### Бібліографічний список

1. Стрижак В.А. Оптимизация структуры и свойств крупносортного элинвара и поверхностного слоя резонатора – основа технологии серийного производства монолитных упругих чувствительных элементов ВЧ-датчиков. Диссертация на соискание ученой степени доктора технических наук. Свердловск: 1988.
2. Берштейн М.Л. Термомеханическая обработка металлов и сплавов: в 2-х т. / М.Л. Берштейн. – М.: Металлургия, 1968. – Т.1.: Термомеханическая обработка сплавов. – 1968. – 596 с., ил.
3. Бараз В. Элинварные сплавы: особенности состава, структуры и свойств. Ч.1 / В. Бараз, В. Стрижак // Национальная металлургия. – 2003. – №4. – С.96-98.
4. Бараз В. Элинварные сплавы: особенности состава, структуры и свойств. Ч.2 / В. Бараз, В. Стрижак // Национальная металлургия. – 2003. – №5. – С.101-105.
5. Кучма С.Н. Улучшение комплекса свойств элинварного сплава 44НХМТ методом комбинированной деформационно-термической обработки: Дис.: канд. тех. наук: 05.02.01: защищена 18.05.2010; утв. 10.10.2010 / Кучма Светлана Николаевна; ХНАДУ (ХАДИ). – Харьков, 2010.
6. Пат. 56892 Україна, МПК (2011.01) G21 D1/78 Установка для термомеханической обработки / С.М. Кучма, С.Ю. Стародубов; заявник і патентовласник Донбас. державн. техн. ун-т. – № u201009891; заявл. 09.08.2010; опубл. 25.01.2011, Бюл. № 2. – 2 с., ил.
7. Измерения в электронике / В.А. Кузнецов [и др.]; под ред. В.А. Кузнецова. – М.: Энергоатомиздат, 1987. – 512 с., ил.

**Рекомендовано до друку к.т.н., проф. Ульяницьким В.Н.**

к.т.н. Боровик П.В.,  
Селезнёв М.Е.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

## ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ РАБОТЫ ДИСКОВЫХ НОЖНИЦ ПРИ УВЕЛИЧЕННОМ ДИАМЕТРЕ ВЕРХНЕГО НОЖА

*У статті приведені результати математичного моделювання процесу різання листового прокату на дискових ножницях нової конструкції, відмінною особливістю якої є збільшений діаметр верхнього ножа по відношенню до нижнього, що сприяє більш рівномірному навантаженню валів обох ножів, а також покращує умови захвату ножами листа в процесі різання. На підставі отриманих даних розроблена рекомендація відносно діаметру верхнього ножа при використанні розглянутої конструкції дискових ножниць.*

**Ключові слова:** дисковий ніж, ножниці, різання листового металу.

*В статье приведены результаты математического моделирования процесса резки листового проката на дисковых ножницах новой конструкции, отличительной особенностью которой является увеличенный диаметр верхнего ножа по отношению к нижнему, что способствует более равномерной нагрузке валов обеих ножей, а также улучшает условия захвата ножами листа в процессе резки. На основании полученных данных разработана рекомендация относительно диаметра верхнего ножа при использовании рассмотренной конструкции дисковых ножниц.*

**Ключевые слова:** дисковый нож, ножницы, лист, резка листового металла.

Необходимость быстреего перевооружения металлургического производства в Украине способствует совершенствованию и развитию оборудования и технологии производства металлопродукции.

В современных условиях развития металлургической промышленности сохраняется тенденция к увеличению объемов производства горячекатаного толстого листа.

Рост объемов и темпов производства толстых листов требует расширения возможностей уже эксплуатируемого и вновь создаваемого оборудования за счет принимаемых проектно-конструкторских и технологических решений.

Технологический процесс производства толстолистого проката включает операцию обрезки боковых кромок листа для придания ему необходимых геометрической формы и размеров. Для выполнения данной операции весьма широко исполь-

зуют высокопроизводительные дисковые ножницы с двумя парами ножей в форме дисков равного или разного диаметра (рисунки 1). Для исключения деформации листа в процессе резки и отгиба кромки вниз, ось верхнего ножа несколько смещается в направлении движения листа (рисунки 1 б) или диаметр этого диска делают меньше нижнего (рисунок 1 в) [1-4].

В условиях ПАО «Алчевский металлургический комбинат» (АМК), обрезку боковых кромок толстых листов на дисковых ножницах осуществляют в горячем состоянии [5]. Согласно существующей технологии к порезке допускаются толстолистовые раскаты при температуре выше 400°C и толщиной до 40 мм, в зависимости от температуры и марки стали. Диаметр ножей, с учётом переточки, составляет 920-1000 мм. Угол свала верхнего ножа неизменный и равен 9°.

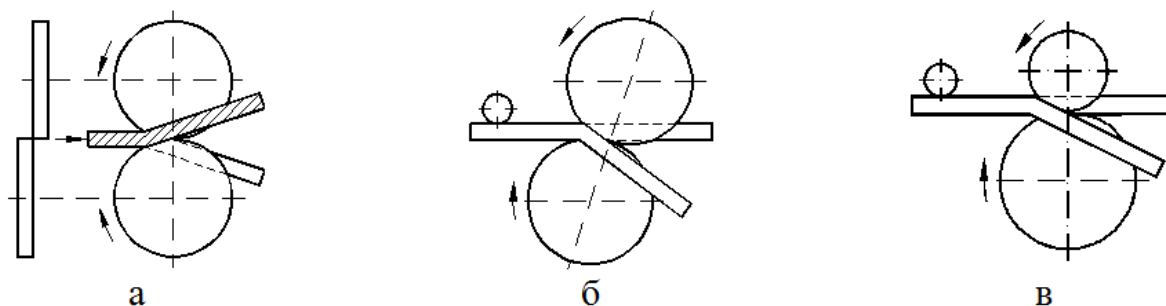


Рисунок 1 – Принципиальные схемы известных конструкций дисковых ножиц

При этом верхний и нижний ножевой вал механизма резания имеют одинаковую конструкцию. Однако, как показывают исследования дисковых ножиц данной конструкции [6], величина момента на валу верхнего ножа  $M_1$  изменяется в достаточно широком диапазоне, но всегда меньше момента на валу нижнего  $M_2$ . Теоретически, при определенных условиях, момент на верхнем ноже может принимать отрицательные значения, т.е. работать в генераторном режиме. Но, даже при максимальных значениях силы внешнего сопротивления  $Q$ , что соответствует полной остановке листа в процессе резки, при условии одинаковой конструкции обоих валов имеет место соотношение:

$$M_1 = (0,9 \dots 0,95) M_2. \quad (1)$$

Данный факт свидетельствует о неполном использовании ресурса прочности верхнего вала и, следовательно, неравномерном износе механизма резания в целом.

Основной целью данной работы являлось исследование работы дисковых ножиц при увеличении диаметра верхнего ножа и потенциального расширения их технологических возможностей.

Для достижения указанной цели в данной работе были проведены теоретические исследования работы дисковых ножиц при условии увеличения диаметра верхне-

го ножа  $D_1$ , с целью уравнивания моментов  $M_1$ ,  $M_2$ , при этом диаметр нижнего ножа  $D_2$  оставался неизменным и составлял 1000 мм. Отгибание кромки обеспечивалось смещением оси верхнего ножа в направлении движения листа. Принципиальная схема данного технического решения представлена на рисунке 2.

Теоретические исследования, поставленной задачи, осуществлялись на базе одномерной математической модели процесса резки дисковыми ножами, по аналогии с методикой, описанной в работе [6]. В основу данной модели было положено численное рекуррентное решение конечно-разностной формы статического равновесия по определению геометрических характеристик и энергосиловых параметров в рамках каждого отдельно выделенного элементарного объема очага резки. Геометрические параметры очага резки, усилие резки со стороны верхнего  $N_1$  и нижнего  $N_2$  ножа, а также силы трения  $F_{T1}$ ,  $F_{T2}$  определялись исходя из расчётной схемы, представленной на рисунке 3, с этой целью выполнили разбиение всей протяженности очага резки на конечное множество элементарных объемов  $abcd$ . Программная реализация осуществлялась в среде системы автоматизации математических расчетов MATLAB.

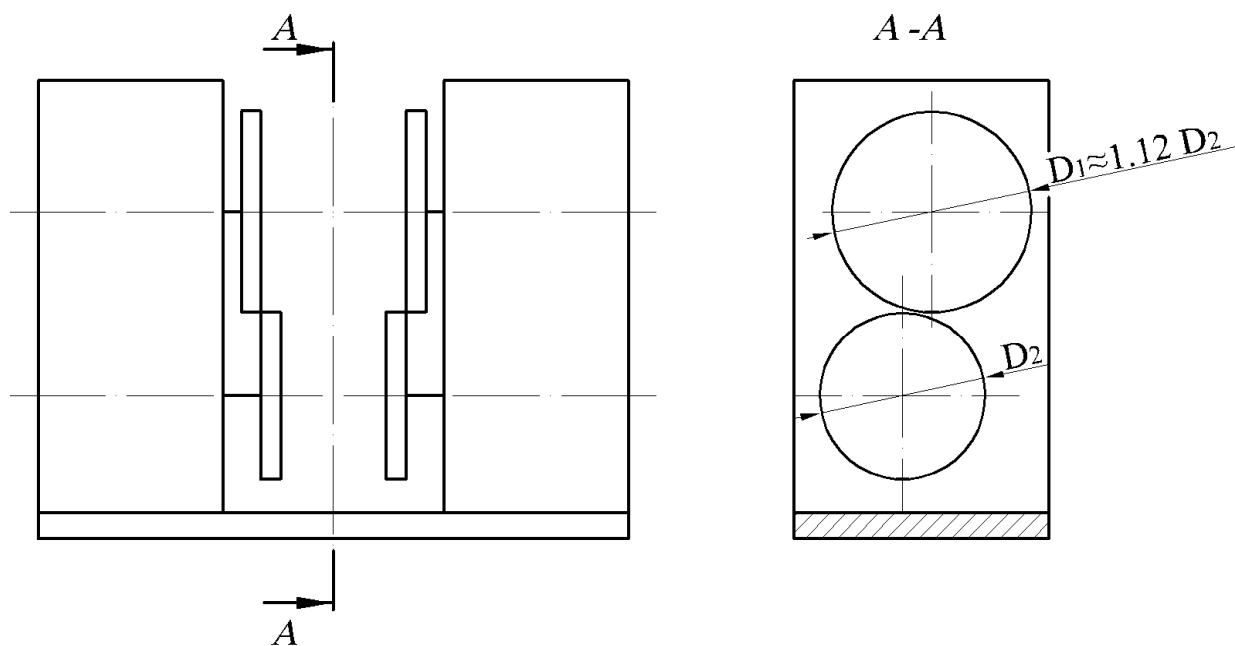


Рисунок 2 – Принципиальная схема конструкции дисковых ножниц с верхним ножом увеличенного диаметра

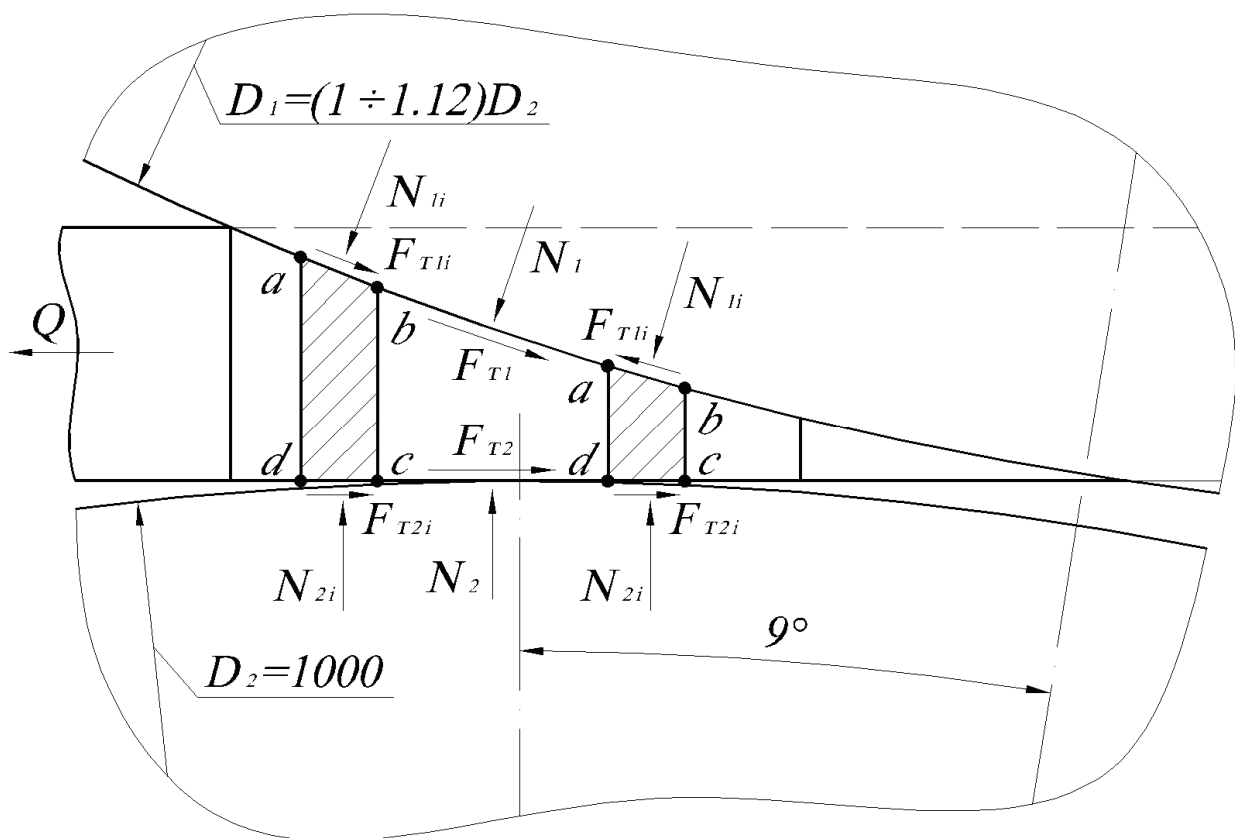
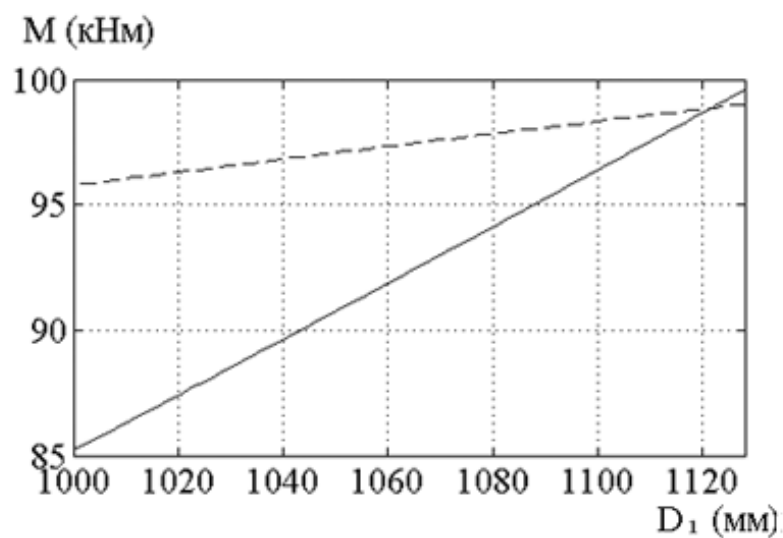
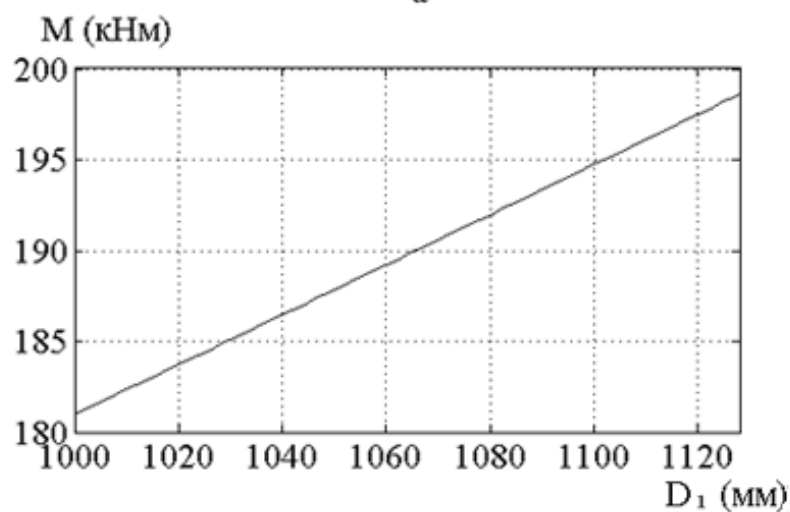


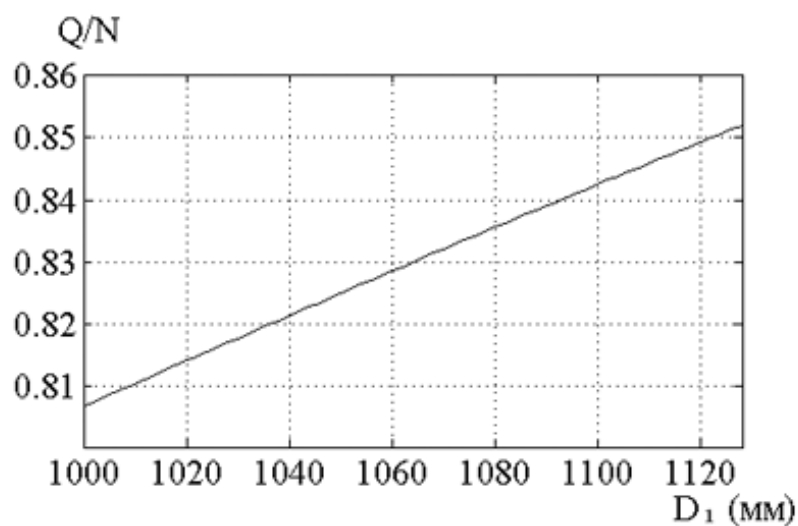
Рисунок 3 – Расчетная схема очага контакта ножей с листом при резке дисковыми ножницами с верхним ножом увеличенного диаметра



а



б



в

Рисунок 4 – Расчётное распределение моментов резки (а, б) и максимально допустимых значений силы внешнего сопротивления (в) в зависимости от диаметра верхнего ножа

Расчет производили применительно к резке листов толщиной 40 мм в горячем состоянии для стали марки Ст3 при температуре 700°C и ширине отрезаемой кромки 80 мм. Диаметр верхнего ножа варьировали в пределах от 1000 до 1128 мм. Величина силы внешнего сопротивления  $Q$  учитывалась как ее отношение к усилию резки  $N$ , рассчитанному для условия равных диаметров верхнего и нижнего ножа. Смещение оси верхнего ножа в направлении движения листа устанавливалось таким, чтобы угол наклона оси дисков составлял 9°.

На рисунке 4 представлены полученные расчетные распределения значений моментов резки на верхнем и нижнем ножах (рисунок 4, а), суммарного момента резки (рисунок 4, б) и максимально допустимых значений силы внешнего сопротивления (рисунок 4, в), полученные при указанных параметрах резки для различных значений диаметра верхнего ножа  $D_1$ .

Анализ полученных распределений позволил установить, что при увеличении диаметра верхнего ножа на 12% наблюдается выравнивание значений моментов на верхнем и нижнем ноже, при этом прирост суммарного момента составляет 8,4%, а величина максимально допустимого значения силы внешнего сопротивления возрастает на 5%.

На основании проведенных исследований можно сделать следующие выводы:

- конструкция дисковых ножниц, применяемых для резки толстых листов в горячем состоянии, имеет резерв по нагружению, что выражается в неравномерной загруженности верхнего и нижнего ножевых валов;

- увеличение диаметра верхнего ножа, до 1,12 диаметра нижнего ножа (для рассматриваемых условий порезки) позволит достичь более равномерного распределения нагрузки на валы обоих ножей и позволит более полно и равномерно использовать их ресурс;

- возможность увеличения максимально допустимого значения силы внешнего сопротивления при применении ножниц рассмотренной конструкции, указывает на улучшение условий захвата ножами листа и может в перспективе позволить расширить сортамент листов, разрезаемых на дисковых ножницах, а также добиться более стабильной реализации процесса обреза на дисковых ножницах в целом;

- увеличение диаметра верхнего диска, согласно данным математического моделирования, приводит к увеличению суммарного момента резки (на 8,4%), что свидетельствует о несколько большей энергоёмкости процесса резки, чем при применении ножниц с ножами равного диаметра;

- необходимы дополнительные теоретические и экспериментальные исследования, направленные на определение и изучение факторов, влияющих на условие захвата при резке на дисковых ножницах, которые позволят разработать конкретные рекомендации относительно применения рассмотренной конструкции дисковых ножниц.

Результаты работы могут быть использованы при дальнейших исследованиях направленных на увеличение толщины листов разрезаемых на дисковых ножницах, и проектировании оборудования для обрезки боковых кромок толстых листов.

#### Библиографический список

1. Королев А.А. Конструкция и расчет машин и механизмов прокатных станков / А.А. Королев. – М.: Металлургия, 1985. – 375 с.
2. Королев А.А. Механическое оборудование прокатных и трубных цехов / А.А. Королев. – М.: Металлургия, 1987. – 480 с.
3. Целиков А. И. Прокатные станы : учебник для вузов / А. И. Целиков, В. В. Смирнов. – М.: Металлургиздат, 1958. – 432 с.



4. Машины и агрегаты металлургических заводов : учебник для вузов / А. И. Целиков, П. И. Полухин, В. М. Гребеник и др. – М. : Металлургия, 1987. – Т. 3: Машины и агрегаты для производства и отделки проката. – 1988. – 376 с.

5. Боровик П.В. Исследование качества порезки горячих толстолистовых раскатов дисковыми ножницами / П.В. Боровик // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. Зб. наук. пр. – Краматорськ, 2006. – С. 180-182.

6. 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. – Краматорск, 2008. – 225с.

***Рекомендована к печати к.т.н., проф. Ульяницким В.Н.***

д.т.н. Петрушов С. Н., к.т.н. Ершов В.М,  
Грицунова К.А, Смельский А.А.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

## ТОНКАЯ СТРУКТУРА ХОЛОДНОДЕФОРМИРОВАННОЙ МАЛОУГЛЕРОДИСТОЙ СТАЛИ

*Приведені результати рентгенографічного дослідження тонкої структури холоднодеформованої маловуглецевої сталі. Показано, що з увеличением степени холодної пластичної деформації сталі, відбувається подрібнення блоків мозаїки, зростають мікронапруги і щільність дислокацій.*

**Ключові слова:** структура сталі, щільність дислокацій, блоки мозаїки, мікростворення грат, рентгенографія.

*Приведены результаты рентгенографического исследования тонкой структуры холоднодеформированной малоуглеродистой стали. Показано, что с увеличением степени холодной пластической деформации стали, происходит измельчение блоков мозаики, возрастают микронапряжения и плотность дислокаций.*

**Ключевые слова:** структура сталі, плотность дислокаций, блоки мозаики, микроискажения решетки, рентгенография.

В многочисленных исследованиях [1,2], посвященных анализу причин упрочнения металлов и сплавов при холодной пластической деформации, было показано, что ответственным фактором упрочнения является поведение линейных дефектов строения кристаллической решетки вещества. Возрастание плотности дислокаций, торможение и перераспределения этих дефектов, приводит к возрастанию сдвиговых напряжений и, соответственно, к упрочнению металла.

Если причины деформационного упрочнения однофазных чистых металлов и твердых растворов на их основе, изучены достаточно полно, то влияние второй фазы в структуре на механизм пластической деформации исследован недостаточно.

Промышленные малоуглеродистые стали в отожженном состоянии имеют в структуре пластичную ферритную фазу и твердый непластичный цементит. Ферритная фаза, составляющая основу (до 85%) сплава, состоит из двух структурных форм: одна – основная, представляет собой структурно - свободный феррит, а другая – феррит, входящий в эвтектоид - перлит. Колонии перлита статистически

равномерно распределены в структуре стали и при пластической деформации могут играть роль второй фазы. Для теории и практики пластической деформации сталей представляет несомненный интерес изучение влияния перлитных колоний на тонкую структуру металла при его деформировании.

Под параметрами тонкой структурой металла [2] обычно понимают размер блоков (областей когерентного рассеяния рентгеновских лучей), уровень внутренних искажений в кристаллах и плотность линейных дефектов в нем.

Известно [1], что уже при малой степени пластической деформации (более 5%) происходит измельчение блоков, возрастают внутренние напряжения, растет плотность дислокаций, причем последние расположены весьма неравномерно. Как видно из электронной фотографии (рисунок 1), структура деформированного металла состоит из светлых полей - ячеек, лишенных дефектов и темных областей, представляющих собой скопления линейных дефектов на границах субзерен.

В задачу настоящего исследования входило выявление роли малопластичных

перлитных колоний на параметры тонкой структуры ферритной фазы стали при холодной пластической деформации. Работу выполняли рентгеновским методом, обладающим большой статистической достоверностью [3-6].

В исследовании использовали малоуглеродистую сталь с 0.15%С. Отожженные стальные образцы диаметром 16 мм и высотой 10 мм. осаживали на гидравлическом прессе марки П125 с деформациями в 8, 22, 31, 46 и 60%. Деформированные образцы подвергали шлифовке, после чего их торцевую поверхность травили в слабом растворе азотной кислоты. Параллельно обработке деформированных образцов, операции шлифования и травления выполняли и для исходных отожженных образцов. Эти недеформированные образцы готовились в качестве эталонов для

рентгеновских исследований тонкой структуры деформированных образцов.

Рентгеновскую съемку образцов выполняли на дифрактометре ДРОН-1.5 в фильтрованном железном излучении трубки БСВ10. При этом на ленте потенциометра регистрировали дифракционные линии (110) и (220) ферритной фазы. Эти линии далеко отстоят друг от друга ( $\nu = 28.5$  и  $72.3^\circ$ ), что дает возможность рассчитать параметры тонкой структуры деформированных образцов по общепринятой методике [3,4]. Пример дифрактограмм отожженной и деформированной на 60% исследуемой стали, приведен на рисунке 2. Здесь видно, что холодная пластическая деформация стали вызвала сильное уширение дифракционных линий и значительное снижение их интенсивности.

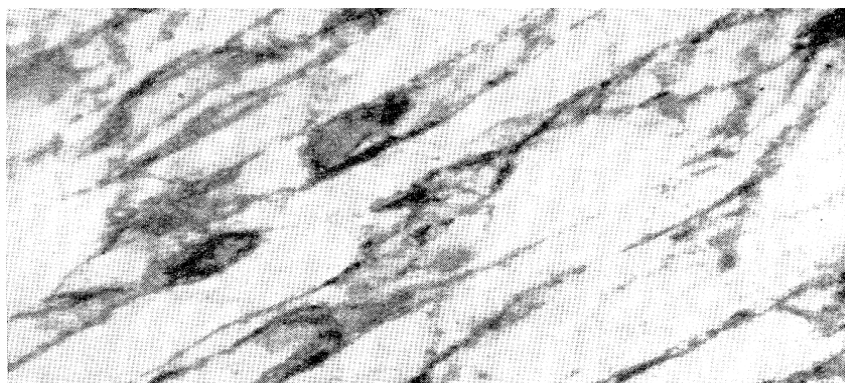


Рисунок 1 – Ячеистая структура чистого железа после холодной пластической деформации на 40%,  $\times 20000$  [1]

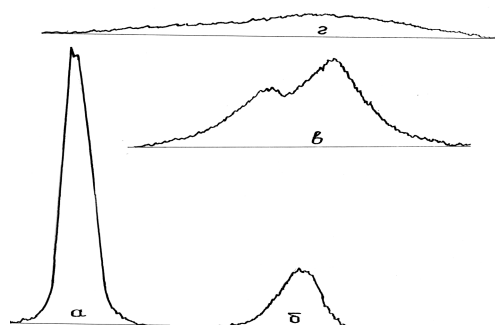


Рисунок 2 – Дифрактограммы линий (110) и (220) отожженного образца (а, в, соответственно) и аналогичных линий у образца, деформированного на 60% (б, г, соответственно).

Дифрактограммы, записанные на ленте потенциометра, планиметрировали с целью вычисления площади под каждой кривой (S) над фоном. После измерения высоты линий (H) над линией фона и деления площади (S) на измеренную высоту, находили ширину каждой дифракционной линии (B). Затем вводили поправки на дублетность линий (K $\alpha$ 1 и K $\alpha$ 2), после чего вычислили истинную ширину выбранных линий - B<sub>110</sub> и B<sub>220</sub>.

Из теории дифракции рентгеновских лучей известно [3-5], что физическое уширение каждой дифракционной линии складывается из долевого участия в нем размера блока (D) (области когерентного рассеяния рентгеновских лучей) и уровня внутренних микроискажений кристаллической решетки ( $\Delta a/a$ ). Если уширение дифракционной линии вызвано только микроискажениями решетки, то оно будет пропорционально тангенсу угла отражения рентгеновского луча и не зависит от длины волны применяемого излучения, А если уширение линии вызвано только размерами блока, то оно будет пропорционально секансу угла отражения и длине волны используемого излучения.

В нашем случае, физическое уширение  $\beta$  каждой линии рассчитывали по определенной ранее функции распределения интенсивности дифракционной линии

$y = \exp(-\alpha x^2)$ , по формулам 1 и 2:

$$\beta_{110} = (B_{110} - B_0)^{1/2}, \quad (1)$$

$$\beta_{220} = (B_{220} - B_0)^{\frac{1}{2}}, \quad (2)$$

где  $B_0$  – ширина линий (110) и (220) для отожженного образца;

$B_{110}$ ,  $B_{220}$  - ширины дифракционных линий (110) и (220) каждого из деформированных образцов.

Если взять отношение физического уширения первой и второй линий, то по методике Л.И.Лысака [5], можно рассчитать долю уширения линий на размер блока (m) и величину микроискажений решетки (n) по формулам:

$$m_{110} = \beta_{110} \left( \frac{s^2 - k^2}{s^2 - r^2} \right)^{\frac{1}{2}}, \quad (3)$$

$$n_{220} = \beta_{110} \left( \frac{k^2 - r^2}{1 - \frac{r^2}{s^2}} \right)^{\frac{1}{2}}, \quad (4)$$

где  $k = \beta_{220} / \beta_{110}$  – отношение физических уширения линий по соотношениям 1 и 2;

$r = \sec v_{220} / \sec v_{110}$  – отношение, определяющее влияние размера блока на физическое уширение линий;

$s = \tg v_{220} / \tg v_{110}$  – отношение, определяющее влияние микроискажений на физическое уширение линий.

По рассчитанным значениям  $m$  и  $n$  находили размер блока D и величину микроискажений решетки  $\Delta a/a$  по формулам 5 и 6:

$$D = 0,94 \frac{\lambda}{m_{110}} \cos v_{110}, \quad (5)$$

$$\Delta a/a = \frac{n_{220}}{4 \tg v_{220}}, \quad (6)$$

где  $\lambda$  – длина волны излучения K $\alpha$  - серии, равная  $1.937 \cdot 10^{-8}$  см.

Данные расчета параметров тонкой структуры ферритной фазы деформированных образцов приведены в таблице 1.

Из данных таблицы видно, что для малой степени деформации (8%) расчет микроискажений решетки оказался невозможным из-за недостаточной величины отношения физических уширений дифракционных линий (менее 3), т.е. все уширение линий определяется только величиной блоков.

Если сопоставить влияние степени пластической деформации на параметры тонкой структуры исследуемой стали с имеющимися данными по чистому железу [4] (рисунок 3), то становится очевидным, что наличие перлитных колоний в структуре стали не оказало заметного влияния на размер блока D, но вызвало существенное увеличение микроискажений решетки  $\Delta a/a$ . особенно заметное при больших степенях холодной пластической деформации (40-60%).

Таблица 1 - Расчетные значения величины блока (D), уровня микроискажений решетки ( $\Delta a/a$ ) и плотность дислокаций ( $\rho_{\perp}$ ) для деформированной ферритной фазы малоуглеродистой стали

$\varepsilon$ , %	$B_{110}$ мрад.	$B_{220}$ мрад.	$B_{220}/B_{110}$	$n_{220}$ мрад	$m_{110}$ мрад	$\Delta a/a$ $\cdot 10^{-3}$	D $\cdot 10^{-5}$ см	$\rho_{\perp}^*$ $\cdot 10^{10}$ см $^{-2}$	$\rho_{\perp}^{**}$ $\cdot 10^{10}$ см $^{-2}$
8	3.55	9.96	2.81	-	3.55	-	0.58	4.96	8.82
22	5.08	16.81	3.31	9.00	4.89	0.63	0.42	14.11	16.09
31	6.04	22.49	3.66	14.66	5.52	1.12	0.38	24.46	21.33
46	7.58	30.43	4.02	23.38	6.49	1.79	0.32	46.31	29.48
60	8.50	37.58	4.42	31.88	6.63	2.44	0.31	70.60	30.62

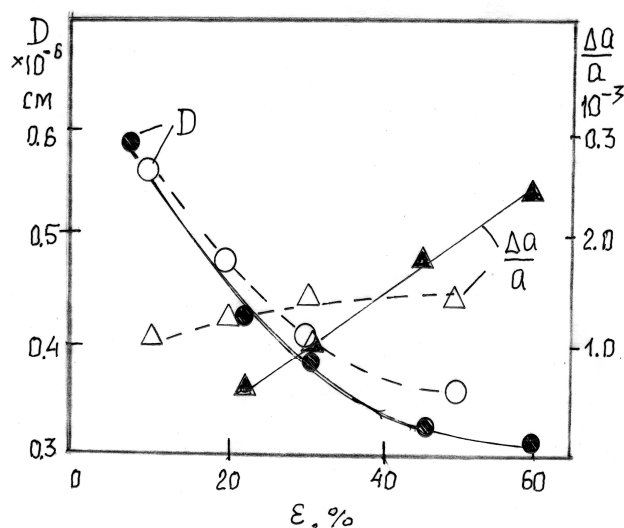


Рисунок 3 – Влияние степени холодной пластической деформации ( $\varepsilon$ ) на параметры тонкой структуры ферритной фазы: на размер блока D исследуемой стали (●---●) и железа (○--○) [по 4]; на уровень микроискажений решетки стали (▲---▲) и железа (Δ--Δ) [по 4]

Далее в работе измеряли плотность дислокаций в ферритной фазе холоднореформированных образцов стали. По известной методике [5], плотность дислокаций в ферритной фазе стали рассчитывали по величине физического уширения дифракционных линий, для чего использовали следующее соотношение:

$$\rho_{\perp} = 0,8 \frac{\text{ctg}^2 \nu_{220} \beta_{220}^2}{b^2}, \quad (7)$$

где  $\rho_{\perp}$  - величина плотности дислокаций;

$\nu_{220}$  - дифракционный угол от плоскости (220) ;

$b$  - вектор Бюргерса для дислокаций системы  $a/2 \langle 111 \rangle$

$$b = 1.26 \cdot 10^{-8} \text{ см.}$$

Данные расчета плотности дислокаций в ферритной фазе ( $\rho_{\perp}^*$ ) деформированной стали, рассчитанные по физическому уширению дифракционной линии (220), приведены в таблице 1 и рисунке 3.

Кроме расчета плотности дислокаций по физическому уширению дифракционных линий, для тех же целей была приме-

нена методика расчета плотности дислокаций по размеру блока  $D$  -  $\rho_{\perp}^{**}$  [6]. Для этого обычно принимают модель, согласно которой все дислокации располагаются только на границах блоков, как это было показано на рисунке 1, а в объемах светлых полей линейные дефекты отсутствуют.

Расчет плотности линейных дефектов вели по формуле

$$\rho_{\perp}^{**} = \frac{3}{D^2}. \quad (8)$$

Зависимость твердости образцов (HV) и плотности дислокаций ( $\rho_{\perp}^*$  и  $\rho_{\perp}^{**}$ ) в ферритной фазе от степени пластической деформации, рассчитанных по вышеназванным методикам, приведены в таблице 1 и на рисунке 4. Здесь видно, что значения плотности дислокаций, рассчитанные по 2-м вышеизложенным методам, заметно различаются, особенно при больших степенях деформации, а это, на наш взгляд, может быть объяснено влиянием на уширение

линий больших микроискажений кристаллической решетки.

Из приведенных в таблице 1 и рисунках 3 и 4 данных следует, что увеличение степени пластической деформации стали, приводит к измельчению блоков, росту микроискажений кристаллической решетки и увеличению плотности линейных дефектов. Причем характер изменения твердости образцов с ростом степени деформации аналогичен увеличению уровня микроискажений решетки, обусловленных изменением плотности дислокаций в ферритной фазе стали.

Дальнейшие исследования по данной теме должны быть направлены на изучение влияния объемной доли перлитных колоний структуры стали на плотность дислокаций в ферритной фазе, на параметры ее блочной структуры и уровень микроискажений решетки. Особенно это относится к эвтектоидной стали, где нет структурно свободного феррита, а эта фаза пластинчатой формы располагается между пластинами цементитной фазы.

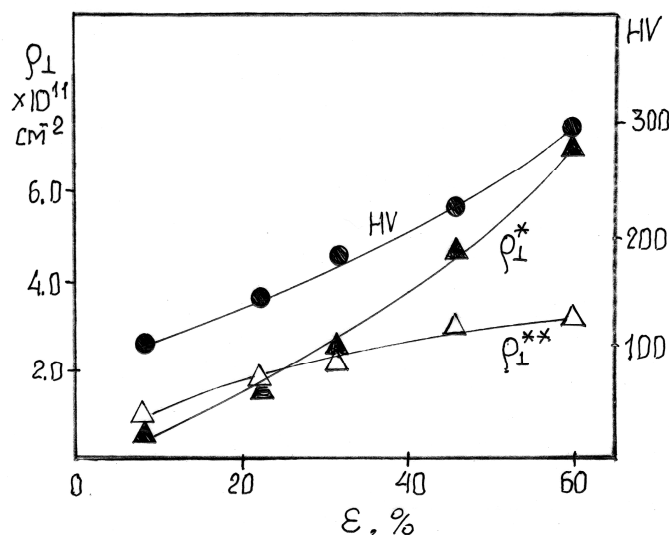


Рисунок 4 – Влияние степени пластической деформации –  $\varepsilon$  на твердость образцов HV и плотность дислокаций в ферритной фазе, рассчитанной по физическому уширению линии (220) -  $\rho_{\perp}^*$  и по размеру блоков -  $\rho_{\perp}^{**}$

**Библиографический список**

1. Берништейн М.Л. Структура деформированных металлов / М.Л. Берништейн. М.: Металлургия, 1977. – 431 с.
2. Хоникомб Р. Пластическая деформация металлов / Р. Хоникомб. – М.: Мир, 1972. – 408 с.
3. Лысак Л.И. Определение упругих искажений и размера дисперсных блоков / Сборник. Физические основы прочности и пластичности металлов. – М.: Металлургиздат, 1963. – 153 с.
4. Косолапов Г.Ф. Рентгенография / Г.Ф. Косолапов. – М.: Высшая школа, 1962. – 332 с.
5. Уманский Я.С. Кристаллография, рентгенография и электронная микроскопия / Я.С. Уманский, А.И. Иванов, Л.И. Расторгуев, Ю.А. Скаков. – М.: Металлургия. 1982. – 632 с.
6. Миркин Л.И. Справочник по рентгеноструктурному анализу поликристалл / Л.И. Миркин – М.: Физматгиз, 1961. – 863 с.

**Рекомендована к печати д.т.н., проф. Новохатским А.М..**

к.т.н. Рутковский Ю.А.,

к.т.н. Чекалов А.Н.,

к.т.н. Мосягин Н.А.,

Ревякин А.С.

(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

## ПОВЫШЕНИЕ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ОБРАБОТКИ ЗУБЬЕВ КОЛЁС

*Наведено аналіз способів підвищення продуктивності фінішної обробки високоточних зубчастих коліс і причин, що утрудняють цей процес; розглянута можливість застосування високошвидкісного фрезерування замість зубошліфування і дана оцінка доцільності його.*

**Ключові слова:** ефективність зубообробки, зубошліфування; високошвидкісне фрезерування.

*Проведен анализ способов повышения производительности финишной обработки высокоточных зубчатых колес и причин, затрудняющих этот процесс; рассмотрена возможность применения высокоскоростного фрезерования взамен зубошлифования и дана оценка его целесообразности.*

**Ключевые слова:** производительность зубообработки, зубошлифование; высокоскоростное фрезерование.

Напряженный циклический ритм и тяжелые условия работы, высокие динамические нагрузки предъявляют высокие требования к надежной работе металлургического оборудования, что достигается за счет завышенных коэффициентов запаса либо резервированием. Наиболее уязвимым местом системы являются редукторы привода, которые не имеют резервирования. В связи с этим предъявляются повышенные требования к безотказной работе редукторов, особенно к зубчатым колесам.

Постоянное повышение требований к точности и качеству зубчатых передач, которые, как правило, изготавливаются из легированных, термически упрочняемых сталей, требует непрерывного совершенствования технологических приемов их изготовления и создания новых видов отделочных операций для повышения производительности и точности изготовления зубчатых колес.

В настоящее время основным способом окончательной обработки закаленных зубьев высокоточных колес является зубошлифование.

Наивысшую точность и качество профиля зубьев позволяют получить зубошлифовальные станки, имеющие ме-

ханизмы обката с эталонным элементом. Станки, работающие двумя тарельчатыми шлифовальными кругами, вследствие очень короткой кинематической цепи обката, простоты изготовления точных обкатных барабанов и наличия механизма компенсации износа шлифовальных кругов, позволяют получать зубчатые колеса 4-5 степени точности по ГОСТ 1643-81.

Шлифовальные круги тарельчатой формы, работая узкой кромкой, имеют очень небольшую рабочую поверхность, контактирующую с поверхностью шлифуемого зуба. Сочетания движения обката и продольной подачи приводит к непрерывной смене места контакта поверхности зуба с рабочей поверхностью круга, ввиду чего температура резания сравнительно невелика и обработка производится без охлаждения, что является значительным достоинством как с точки зрения качества поверхности, так и экологической чистоты, так как дополнительно производится отсос абразивной пыли.

В то же время зубошлифование имеет и существенные недостатки, а именно: низкую производительность обработки; возможность возникновения на поверхности шлифованных зубьев прижогов, микротре-



щин и остаточных напряжений, являющихся следствием высокой температуры, сопровождающей процесс резания.

В связи с этим задача повышения производительности окончательной обработки зубьев остаётся актуальной.

Учитывая, что затраты вспомогательного времени во много раз меньше времени шлифования, существенное повышение производительности может быть достигнуто прежде всего снижением затрат основного времени обработки.

Анализ отечественных и зарубежных исследований и публикаций [1,2,3,4] показывает, что попытки уменьшить время зубошлифования путем рационального отвода шлифовальных кругов из зоны обработки; сокращения времени холостых ходов; обеспечения равенства припусков на обработку, уменьшения длины хода обката не обеспечивают существенного сокращения основного времени шлифования. Повышение скорости шлифования ограничивается опасностью разрыва кругов и возможностью прижога обработанных поверхностей. Уменьшение числа проходов при шлифовании также затруднено. Одной из причин низкой производительности является малая жесткость технологической системы. При этом податливость шлифовальных кругов может достигать 40-60% от общей, что требует дополнительного выхаживания для компенсации упругих деформаций.

В настоящее время получает распространение высокоскоростное фрезерование (ВСФ) [High Speed Milling (HSM)] - современный метод обработки, позволяющий получать наименьшее сечение среза металла при использовании высоких скоростей съема. Обработка ведется со скоростями резания в диапазоне 500-1500 м/мин и подачами более 1000 мм/мин. Одним из важных факторов при ВСФ является не только снижение сил резания и величины крутящего момента в зоне высоких скоростей, но и перераспределение тепла в зоне резания. При небольших сечениях среза в данном диапазоне скоростей основная

масса тепла концентрируется в стружке, не успевая переходить в инструмент и заготовку (около 75% произведенного тепла отводится со стружкой, 20% – через инструмент и 5% – через обрабатываемую деталь). Поэтому высокоскоростное фрезерование считается одним из перспективных процессов для обработки закаленных конструкционных сталей и сплавов, где его эффективность наибольшая, не боясь при этом термического отпуска обрабатываемой поверхности и повышенного износа инструмента [5,6,7].

ВСФ предъявляет высокие требования к конструкции инструмента, его техническому состоянию и инструментальному материалу. Инструментальный материал должен быть химически инертен по отношению к обрабатываемому материалу, иметь высокую стойкостью к окислению и высокую теплостойкостью (не менее 1000 °C), обеспечивать остроту режущих кромок, т.е. малые радиусы их округления, иметь большой предел прочности на изгиб. Указанным требованиям соответствуют новые ультрамелкозернистые твердые сплавы марок BK60M, VHM, DK460UF, DK120, HM-UF, UWC, KHA S и кубический нитрид бора [6,7]. Инструмент для эффективной и безотказной работы должен иметь малые биения и быть отбалансированным, обеспечивать эффективное удаление стружки из зоны резания и демпфирование вибраций. Геометрия режущей части рассчитывается с учетом далекого отброса мелкой стружки и использования устройств для ее отсоса. Благодаря небольшим поперечным сечениям среза снижается риск возникновения вибраций, силы резания невелики, что благоприятно сказывается на точности обработки. Кроме того получается высокое качество поверхности, отсутствует дробление при резании; шероховатость при подачах 0,1-0,2 мм/зуб составляет  $R_a$  0,5-0,63 мкм.

Затраты на ВСФ достаточно велики, так как при этом, как правило, используются дорогостоящие высокоскоростные станки и специальные концевые фрезы. Предвари-

тельный анализ показывает, что режимы обработки, рекомендуемые для ВСФ, соизмеримы с применяемыми при зубошлифовании, а достоинства ВСФ позволяют считать его перспективным для чистовой обработки зубьев.

Оценка целесообразности использования ВСФ для чистовой обработки зубьев возможна путем сравнения затрат основного времени обработки при шлифовании и ВСФ.

Зубошлифовальный станок мод. 5851 предназначен для обработки зубчатых колес с модулем 3-10 мм двумя тарельчатыми кругами диаметром 225 мм. Паспортные значения частот вращения шпинделя могут иметь 2388 об/мин или 3345 об/мин. Конструкция шпинделя станка мод. 5851 позволяет установить взамен шлифовальных кругов одноугловые дисковые фрезы.

Основное время  $T_0$  шлифования на станке с двумя тарельчатыми кругами зубьев прямого зубчатого колеса определяется по формуле [1].

$$T_0 = L \times Z \times \left[ \frac{K_{\text{черн}}}{n \times S_{\text{черн}}} + \frac{K_{\text{чист}}}{n \times S_{\text{чист}}} \right], \text{ мин}; \quad (1)$$

где:  $L$  – длина продольного хода стола при двустороннем делении, мм;

$$L = e + 2 \sqrt{H_{\text{ш}} \times (D_{\text{пр}} - H_{\text{ш}})} + 10; \quad (2)$$

где  $K_{\text{черн}}$ ,  $K_{\text{чист}}$  – соответственно количество черновых и чистовых проходов;

$n$  – число двойных ходов обката в минуту;

$D_{\text{пр}}$  – диаметр режущего инструмента, мм;

$H_{\text{ш}}$  – глубина захода кругов во впадины, мм;

$e$  – ширина зубчатого венца, мм.

Как видно из формулы, уменьшение основного времени обработки возможно за счет уменьшения длины продольного хода стола, что возможно при уменьшении диаметра инструмента, а также числа черновых и чистовых проходов.

Для сравнения определим основное время зубошлифования и ВСФ при одина-

ковых исходных условиях. Например, для обработки прямого зубчатого колеса модулем 6 мм с числом зубьев, равным  $Z = 54$  и шириной венца  $e = 30$  мм, с шероховатостью поверхности  $R_a 1,25$  мкм требуется три одинарных черновых и два двойных чистовых прохода. Табличные режимы обработки: при ходе обкатки  $H = 87$  мм, число двойных ходов обкатки равно 150 дв. ход/мин, продольная черновая подача  $S_{\text{черн}} = 3,7$  мм/дв.ход; чистовая подача  $S_{\text{чист}} = 1,3$  мм/дв.ход. Расчетное основное время, без учета выхаживания, составляет 200 мин.

При шлифовании зубчатого колеса с модулем  $m=3$  мм,  $Z=54$ ,  $e = 30$  мм, шероховатостью  $R_a 1,25$  мкм требуется два одинарных черновых и два двойных чистовых прохода при ходе обкатки  $H = 43$  мм. Число двойных ходов обкатки равно 300 дв. ход/мин, продольная черновая подача  $S_{\text{черн}} = 3,7$  мм/дв.ход; чистовая подача  $S_{\text{чист}} = 1,3$  мм/дв.ход. Расчетное основное время составляет более 74 мин.

Для возможности фрезерования зубьев с модулями 3-10 мм достаточно иметь диаметр фрезы  $\Phi 100$  мм. Принимаем число зубьев  $Z=25$ , со специальной геометрией, рекомендуемой для ВСФ [7]. Материал фрез – сплав ВК60М. Он позволяет получить острозаточенные режущие кромки, имеет теплостойкость более  $1000^\circ\text{C}$ , твердость не менее 90,5 HRA и высокую размерную стойкость. Рекомендуемые для ВСФ скорости резания находятся в диапазоне 500-1500 м/мин, подача на зуб  $S_Z = 0,05-0,2$  мм/зуб.

Обработка ведется расположенными на периферии режущими кромками, торцовая часть в работе не участвует. Требования по биению фрезы: радиальное биение не более 0,02 мм; торцовое – не более 0,005 мм.

При частоте вращения шпинделя 3345 об/мин скорость резания для фрезы диаметром 100 мм будет равна 1050 м/мин, что находится в рекомендуемом для ВСФ диапазоне. Рекомендуемая глубина резания при ВСФ находится в пределах 0,015-

0,3 мм, что позволяет весь припуск под чистовую обработку зуба удалить за один черновой и один чистовой проход. Подача  $S_Z = 0,2 \text{ мм/зуб}$  позволяет получить шероховатость не ниже  $R_a 1,25-0,63 \text{ мкм}$ .

Сравнение по затратам основного времени при обработке ВСФ проводим для аналогичных колес  $Z=54$ ,  $v = 30 \text{ с}$  модулями 3 и 6 мм.

При частоте вращения фрезы 3345 об/мин минутная подача, соответствующая скорости движения обкатки, будет равна  $S_M = 0,2 \cdot 25 \cdot 3345 = 16725 \text{ мм/мин}$ .

Необходимое число ходов обката  $n = S_M / (2 \times L)$  будет равно:

Для колеса  $Z=54$ ,  $m=3 \text{ мм}$ ,  $L=43 \text{ мм}$   $n = 16725 / (2 \times 43) = 194,5 \text{ дв.ход/мин}$ ; принимаем  $n = 200 \text{ дв.ход/мин}$ . Для колеса  $Z = 54$ ,  $m=6 \text{ мм}$ ,  $L=87 \text{ мм}$  :  $n = 16725 / (2 \times 87) = 96 \text{ дв.ход/мин}$ ; принимаем  $n = 100 \text{ дв.ход/мин}$ . Продольная черновая подача  $S_{\text{черн}} = 3,7 \text{ мм/дв.ход}$ ; чистовая подача  $S_{\text{чист}} = 1,3 \text{ мм/дв.ход}$ .

Расчетное основное время обработки с использованием ВСФ составляет: для колеса с модулем 3 мм при одном черновом и одном чистовом проходе - 25 минут, что практически в 3 (2,98) раза меньше, чем при зубошлифовании; а для колеса с модулем 6 мм - 59,5 минут, что в 3,36 раза быстрее.

Результаты расчетов показывают, что вследствие уменьшения числа проходов и сокращения длины продольного перемещения стола, основное время, несмотря на некоторое снижение скорости обката, значительно уменьшается. С уменьшением ширины зубчатого венца выигрыш в производительности ВСФ возрастает.

Рекомендуемые режимы ВСФ не имеют существенных отличий от применяемых на зубошлифовальных станках, работающих двумя тарельчатыми кругами и здесь не требуется существенного изменения кинематики станка, а скорость движения обката будет, в основном, ограничиваться деформациями лент. Наибольшая величина погрешности  $f_{\text{п}}$  профиля будет опре-

деляться мгновенным изменением длины лент на линии действия сил.

$$f_{fr} = d_b \cdot \Delta L = H \cdot \frac{m_{\text{пр}}}{C_{\text{л.пр}}} \cdot \frac{2 \cdot \pi^2 \cdot n^2}{60^2}; \quad (3)$$

где  $H$  – длина хода каретки обката, мм;  
 $m_{\text{пр}}$  – приведенная масса изделия, кг;  
 $m_{\text{пр}} = (2 \times I) / R^2$ ;

$I$  – приведенный момент инерции,  $\text{кг/м}^2$ ;  
 $R$  – приведенный радиус качающихся масс, м;

$C_{\text{л.пр}}$  – суммарная приведенная жесткость лент;

Зная предельную допустимую величину погрешности профиля  $f_{f_{\text{max}}}$  можно из зависимости (3) определить допустимое число ходов  $n$  каретки обката.

$$n^2 = 182,5 \cdot \frac{C_{\text{л}}}{I} \cdot \frac{R^2}{H} \cdot f_{f_{\text{max}}};$$

откуда:

$$n = 13,5 \cdot R \cdot \sqrt{\frac{C_{\text{л}} \times f_{f_{\text{max}}}}{I \times H}}, \text{ дв.ход/мин.}$$

Полученные результаты подтверждают целесообразность применения ВСФ для чистовой обработки зубьев колес и позволяют сделать следующее заключение:

К основным достоинствам замены зубошлифования на ВСФ можно отнести:

- Повышение производительности чистовой обработки зубьев за счет уменьшения необходимого числа проходов для съема припуска и уменьшения длины продольного хода стола.

- Обеспечение требуемого качества обработанной поверхности: исключение возможности появления прижогов, исключение отпуска и снижения твердости рабочих поверхностей зубьев, обеспечение требуемой шероховатости.

- Замена шлифовальных кругов на более жесткие фрезы позволит снизить податливость системы, а характер приложения и минимальные значения сил резания - обеспечить удаление припуска за минимальное число проходов и высокую точность обработки.

- Возможность обработки зубьев с малыми модулями.

В дальнейшем необходима практическая проверка фактической стойкости фрез и шероховатости обработанной поверхности, более полное исследование влияния условий обработки, кинематических и ди-

намических факторов. Кроме того требуется некоторое расширение диапазона ходов обката и скорости продольного перемещения стола, обеспечение точного и надежного закрепления фрез, а также разработка рекомендаций по применению ВСФ для обработки зубьев колес.

#### Библиографический список

- 1 Коган Г.И. Расчет и примеры наладок зубошлифовальных станков / Г.И. Коган. - М.-Л.: Машигиз, 1957. - 135 с.
- 2 Pat / 2641554 (BDR) / Walzverfahren und Vorrichtung zum Schleifen zylindrischer Zahnrad / Maag-Zahnrad / Erfinder: Fivian, D.A. Of. 23.03.78.
- 3 А. С.1585098 СССР, М. Кл<sup>3</sup>. В 23 Р 23/00, В 23 Р 5/00. Механизм обката / Н. А. Мосягин, А. Н. Чекалов (СССР). - № 4283239/31-08; заяв. 13.07.87; опубл. 15.08.90, Бюл. № 30. - 3 с.
- 4 Чекалов А.Н. Повышение производительности шлифования зубьев колес / А.Н.Чекалов, Н.А. Мосягин, С.Ю. Стародубов, Д.А. Дрыгула // Вісник Донбаської державної машинобудівної академії; збірник наукових праць. – Краматорськ: ДДМА, 2012. - №2 (27). – С.117-121.
- 5 Васин С.А. Резание материалов ДЖУ Термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании: учеб. для техн. вузов / А.С. Верецака, В.С. Кушнер. - М.: Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2001. - 448 с.
- 6 Вerezub Н.В. Рабочие процессы высоких технологий в машиностроении: учебное пособие / Н.В. Вerezub, Е. Весткемпер, А.И. Грабченко и др.; Под ред. А.И. Грабченко. - Харьков: ХГТУ, 1999. – 436 с.
- 7 Залого В.А. Анализ экономической эффективности высокоскоростного фрезерования / В.А.Залого, Д.В. Криворучко, С.С. Емельяненко; Д. Г. Голдун //Вісник СумДУ. - №11(83). - 2005.

**Рекомендована к печати д.т.н., проф. Новохатским А.М.**

Блинов А.М.,  
к.т.н. Попов Г.Н.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

## СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ЗАГРУЗОЧНОГО УСТРОЙСТВА АГЛОМЕРАЦИОННОЙ МАШИНЫ ПОЗВОЛЯЮЩЕЕ СНИЗИТЬ ВРЕДНЫЕ БОРТОВЫЕ ПРОСОСЫ

*Проаналізовано напрямки вирішення проблеми недовантаження прибортової зони палети. Виконано вдосконалення завантажувального пристрою агломераційної машини, яке оснащується завантажувальним лотком з робочою поверхнею у формі параболі. Проведені дослідження характеру руху шихти по параболічній поверхні завантажувального лотка. Визначено, що модернізація вузла завантажувального пристрою агломераційної машини дозволяє збільшувати висоту шару шихти біля бортів палет.*

**Ключові слова:** агломераційна машина, завантажувальний пристрій, палета, завантажувальний лоток, бортові прососи.

*Проанализированы пути решения проблемы недогрузки прибортовой зоны паллеты. Произведено совершенствование загрузочного устройства агломерационной машины, которое оснащается загрузочным лотком с рабочей поверхностью в форме параболы. Выполнены исследования характера движения шихты по параболической поверхности загрузочного лотка. Определено, что модернизация узла загрузочного устройства агломерационной машины позволяет увеличивать высоту слоя шихты у бортов паллет.*

**Ключевые слова:** агломерационная машина, загрузочное устройство, паллета, загрузочный лоток, бортовые прососы.

Одной из проблем современного отечественного агломерационного производства является повышение качества агломерата. Решение этой проблемы состоит в совершенствовании укладки шихтовых материалов на паллеты агломерационной машины и поэтому является наиболее перспективным направлением исследования.

Современные загрузочные устройства представляют собой: барабанный или вибрационный питатель, плоский отражательный лист установленный под углом 40-55° и гладилку для выравнивания и незначительного уплотнения верхней части слоя шихты [1]. Данная конструкция позволяет обеспечить ровную поверхность формируемого слоя, однако ее основным недостатком является недогрузка прибортовой зоны паллеты, что совокупно с «пристеночным» эффектом приводит к снижению газодинамического сопротивления слоя шихты расположенного по краям спекательной тележки. Данные факторы приво-

дят к более высокой вертикальной скорости спекания в прибортовых зонах и как следствие к увеличению вредных бортовых прососов.

По этой причине наблюдается снижение производительности агломерационной машины на 8-10 % [2-6]. Для решения данной проблемы применяют несколько способов: повышение массовой доли мелкой фракции шихты у бортов паллет, уплотнение периферийной части слоя шихты на агломашине, установка колосников с меньшим живым сечением или непроницаемых плит у бортов паллет.

Первый способ был реализован на агломашине металлургического завода в Кокуре (Япония) [4]. Не смотря на положительные результаты проведенных исследований этот способ не получил широкого распространения из-за сложности реализации.

Второй способ был использован научным коллективом Запорожского национального технического университета, ко-

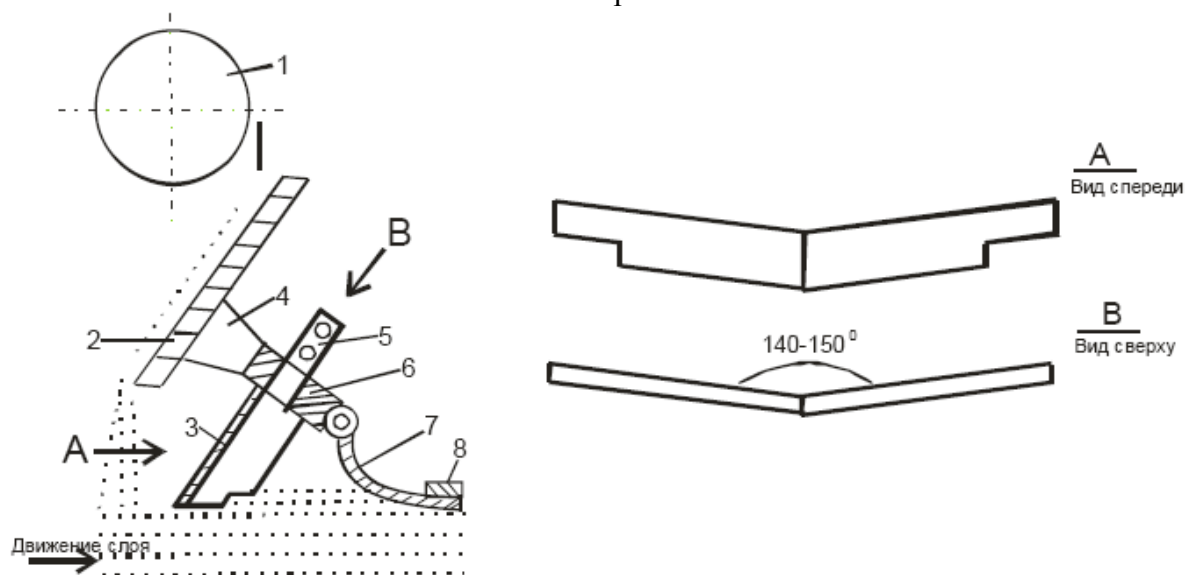
торый предложил новое загрузочное устройство с двухступенчатым загрузочным лотком, конструкция которого представлена на рисунке 1. Оно обеспечивает дополнительную подсыпку шихты к бортам паллеты и последующее ее уплотнение для выравнивания газопроницаемости слоя по ширине ленты агломашины. Разработанная технология применяется в агломерационном цеху ПАО «Запорожсталь».

Первая ступень составного загрузочного лотка обеспечивает сегрегацию шихты по высоте формирующегося слоя на ленте агломерационной машины, но в отличие от одноступенчатого загрузочного лотка не является гладилкой слоя. Поэтому при загрузке шихты не происходит переуплотнения верхних горизонтов слоя и разрушения находящихся здесь гранул.

Вторая ступень составного загрузочного лотка представляет собой две плоскости, соединенные между собой под углом  $140-150^\circ$  с образованием сторон равнобедренного треугольника. Стреловидная форма второй ступени обеспечивает перенос срезаемой лотком шихты в сторону разгрузочных щелей.

Каждая плоскость второй ступени составного загрузочного лотка имеет прямоугольный вырез – разгрузочную щель, высотой 70 мм и длиной 250-300 мм расположенная на нижней стороне, которая примыкает к слою шихтовых материалов. Выходящая через щели шихта, формирует утолщение шириной по 250-300 мм вдоль бортов на 50-70 мм выше основного слоя шихты, высота которого обычно около 400 мм. Уплотнение боковых утолщений слоя шихты, а также выравнивание слоя шихты по ширине после второй ступени загрузочного лотка, обеспечивают при помощи гладилки [7].

Авторы двухступенчатой конструкции загрузочного лотка утверждают об отсутствии переуплотнения верхних горизонтов слоя, при загрузке шихты на агломерационную ленту, однако оно имеет место при перераспределении его второй ступенью загрузочного устройства, а также при выравнивании слоя гладилкой с грузами-утяжелителями. Также важным недостатком данной конструкции является ее громоздкость и сложность, что не позволит установить данное устройство на некоторые агломашины.



1 – барабанный питатель; 2 – первая ступень-сегрегатор; 3 – вторая стреловидная ступень; 4 – кронштейн крепления второй ступени; 5 – шток регулирования положения второй ступени по вертикали; 6 – опорная втулка; 7 – гладилка; 8 – грузы-утяжелители;

Рисунок 1 – Загрузочное устройство с двухступенчатым загрузочным лотком

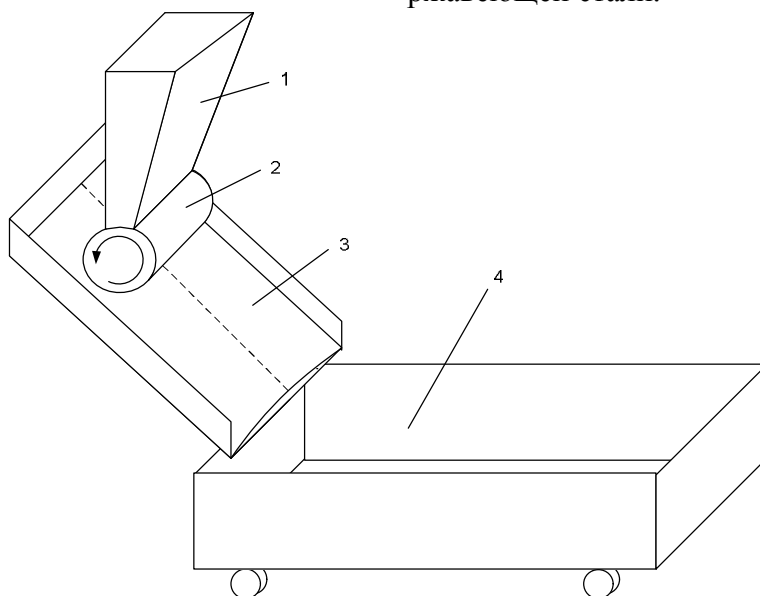
Авторами данной статьи предлагается метод, заключающийся в укладке шихты на спекательные тележки агломерационной машины при котором в поперечный разрез поверхности слоя представляет собой параболу, вогнутую вниз. В результате за счет более высокого слоя у бортов снизятся вредные бортовые прососы и увеличится площадь зажигания.

В лаборатории кафедры МЧМ ДонГТУ сконструирована установка позволяющая исследовать характер движения шихтовых материалов по загрузочному лотку и их распределение на агломерационной ленте. Принципиальная схема установки представлена на рисунке 2, она состоит из бун-

кера с питателем, загрузочного лотка и короба-имитатора аглоленты.

Бункер установлен на раме, и является самым высокорасположенным элементом конструкции. Для равномерной подачи материала по ширине из бункера и регулировки его расхода, он снабжен барабанным питателем с изменяемым числом оборотов.

Загрузочный лоток представляет собой стальной лист, представленный на рисунке 3, который выгнутый в форму параболы и имеет возможность для изменения рабочей поверхности. Для достижения соответствия условий скольжения шихты по лотку его рабочая поверхность выполнена из нержавеющей стали.



1 - бункер; 2 - питатель; 3 - загрузочный лоток; 4 – короб-имитатор аглоленты

Рисунок 2 - Установка исследования укладки шихты

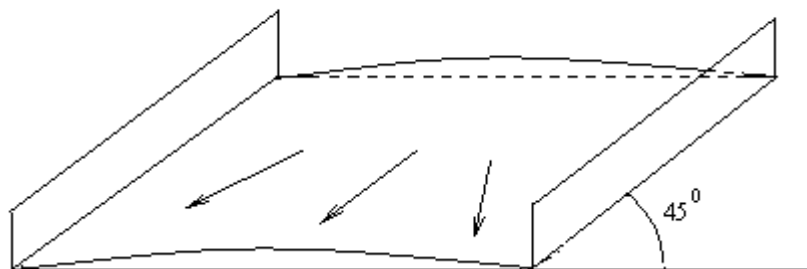


Рисунок 3 - Загрузочный лоток с параболической поверхностью

Короб, имитирующий ленту агломерационной машины, представляет собой передвижную конструкцию коробчатой формы снабженную приводом с регулировкой скорости.

В начале опыта окомованную шихту загрузжали в бункер установки, откуда она равномерно ссыпалась на загрузочный лоток, при помощи барабанного питателя. Опытным путем подбирали частоту вращения питателя и скорость движения короба-имитатора аглоленты, для обеспечения необходимой высоты слоя.

Для определения характера движения материала по загрузочному лотку, в шихту были добавлены маркеры, в виде известняка крупностью 3-5 мм. В процессе эксперимента, движение шихты по лотку фиксировали, при помощи видеоаппаратуры.

В результате проведенных экспериментов определен характер движения шихтовых материалов по загрузочному лотку установки, который проиллюстрирован на

рисунке 4. На рисунке 4 видно, что в центре и по краям загрузочного лотка движение шихты направлено строго вниз, а в промежуточных зонах наблюдается плавное перетекание шихты от оси к бортам.

Ссыпаясь с загрузочного лотка, материал попадал в движущийся под ним короб-имитатор аглоленты, в котором формировался укладываемый слой. Поверхность верхней части слоя шихты в коробе приобретала выгнутую форму, как показано на рисунке 5.

Разработана модернизированная конструкция загрузочного устройства агломерационной машины не требует значительных капитальных затрат, изменения технологических операций и дополнительного технического обслуживания, при этом данная разработка позволяет уменьшить бортовые прососы и повысить производительность агломашин до 10%. Монтаж усовершенствованного загрузочного лотка производится в короткий период времени.

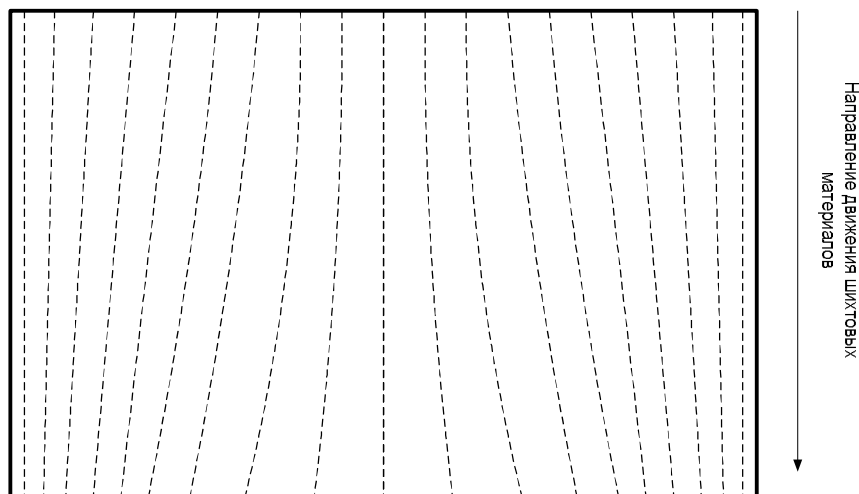


Рисунок 4 - Линии тока движения шихтовых материалов по параболическому загрузочному лотку

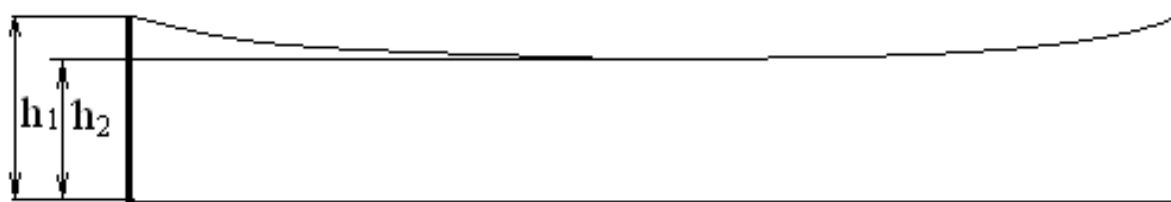


Рисунок 5 - Форма слоя шихты при укладке параболическим загрузочным лотком



**Выводы:**

1. Проведен анализ недостатков современных загрузочных устройств агломерационных машин, которые приводят к недогрузке прибортовой зоны паллеты. Предложен способ укладки слоя шихты на паллеты аглоленты с поверхностью верхней части в виде параболы.

2. Произведено совершенствование загрузочного устройства агломерационной машины, при котором загрузочный лоток имеет параболическую форму рабочей поверхности.

3. Из проведенных экспериментов было определено, что модернизация загрузочного устройства позволяет достичь параболической формы поверхности слоя шихты на паллетах агломашины и повысить ее производительность до 10% путем снижения прибортового эффекта.

4. В дальнейшем планируется провести дополнительные исследования по определению оптимального изгиба параболической поверхности загрузочного лотка, а также зависимости геометрических размеров лотка к разнице высот слоя у борта  $h_1$  и в середине  $h_2$ .

**Библиографический список**

1. Жилкин В.П. Производство агломерата / В.П. Жилкин, Д.Н. Доронин. – Екатеринбург: «Марат», 2004. – 291 с.
2. Полоцкий Л. И. Оптимизация режима работы челнокового распределителя узла загрузки шихты на агломерационную машину. Творческое наследие Б.И. Китаева: Труды Междунар. научн.-практ. конф. / Л. И. Полоцкий, Ю. А. Фролов, Г. Е. Исаенко, А. Н. Сапрыкин. – Екатеринбург: УГТУ–УПИ, 2009. – С. 187–192.
3. Фролов Ю. А. Анализ газодинамической работы агломерационных машин / Ю. А. Фролов // Сталь. – 2005. – № 6. – С. 42–51.
4. M. Kawasaki // CURR Adv. Mater. and Proc. – 1990. – № 1. – P. 58–65.
5. Хаук Т. Наблюдение за работой агломерационных машин / Т. Хаук, Р. Клима, А. Кёфлер, Б. Трегер // Черные металлы. – 2003. – № 10. – С. 25–29.
6. Mitra S. A process model for uniform transverse distribution in a sinter plant / S. Mitra, M. Gangadran, Dr. M. T. Raju et al. // Steel Time International. – 2005. – V. 29. – № 5. – P. 17-18.
7. Пат. 42105 Україна, МПК F27B 21/06, C22B 1/16. Завантажувальний пристрій конвеєрної агломераційної машини / Овчинникова І. А., Міценко І. М. та ін.; заявник та власник Запорізький національний технічний університет. – № 200900038; заявл. 05.01.2009; опубл. 25.06.2009, бюл. № 12.

**Рекомендована к печати д.т.н., проф. Новохатским А.М.**

**СТРОИТЕЛЬСТВО**



д.т.н. Дрозд Г. Я.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

## МЕТОДИКА ПРОГНОЗИРОВАНИЯ СТЕПЕНИ АГРЕССИВНОСТИ ЭКСПЛУАТАЦИОННОЙ СРЕДЫ КАНАЛИЗАЦИОННЫХ КОЛЛЕКТОРОВ

*Наведено методику визначення якості експлуатаційного середовища каналізаційних колекторів, яка дає змогу оцінювати ступінь агресивності сірководневого середовища до бетону і приймати рішення з його захисту, а також характеризувати загазованість трубопроводів і прогнозувати їх довговічність ще на стадії проектування.*

**Ключові слова:** ступінь агресивності середовища, сірководень, каналізаційний колектор, бетон, корозія, прогнозування.

*Приведена методика определения качества эксплуатационной среды канализационных коллекторов, позволяющая оценивать степень агрессивности сероводородной среды к бетону и принимать решения по его защите, а также характеризовать загазованность трубопроводов и прогнозировать их долговечность еще на стадии проектирования.*

**Ключевые слова:** степень агрессивности среды, сероводород, канализационный коллектор, бетон, коррозия, прогнозирование.

**Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.** Долговечность и безопасность канализационных коллекторов зависит от химического состава стоков и конструктивных особенностей сооружения. Эти два фактора или их сочетание определяют свойства эксплуатационной среды коллекторов.

В напорных коллекторах эксплуатационной средой является сточная жидкость, в самотечных – сточная жидкость и воздушно-газовая атмосфера подсводового пространства трубопроводов.

Сточные воды, несмотря на сложный химический состав (минеральные, органические вещества и сопутствующие им микроорганизмы) по своим коррозионным свойствам (жесткости воды, величине pH и содержанию сульфатов – основным показателям, ответственным за I, II и III коррозии) не являются агрессивными к материалу труб [1]. Поэтому напорные трубопроводы не подвержены коррозионному воздействию.

Наличие в самотечных коллекторах двух фаз – жидкости и воздушно-газовой среды предопределяет их потенциальную

аварийность, вызванную коррозионным разрушением труб и санитарно-экологическую опасность в виде канальных газов (сероводорода, углекислого газа, меркаптана, аммиака и пр.) [2]. Именно наличие последних в подсводовом пространстве трубопроводов и колодцах обуславливает разрушение участков канализационной сети, осложняет работу эксплуатирующего персонала и приводит к загрязнению атмосферы городов токсичными газами через неплотности люков, вытяжки и вентиляционные стояки.

Опыт эксплуатации канализационных сетей свидетельствует о прямой связи между загазованностью коллектора и его долговечностью. При высокой загазованности коллекторов срок их эксплуатации исчисляется годами, при отсутствии газов, эксплуатация осуществляется многие десятилетия.

Из “букета” канальных газов наибольшую коррозионную (см. табл. 1) и токсическую угрозу  $\left[ ПДК_{H_2S} = 0,08 \frac{мг}{м^3} \right]$  представляет сероводород [3-6].

Таблица 1 - Сопоставление агрессивности растворов серной кислоты и сероводородной газовой среды к бетону

Сернокислотная коррозия				Сероводородная коррозия	Степень агрессивности газовой фазы
Концентрация H <sub>2</sub> SO <sub>4</sub>	рН раствора	Скорость коррозии бетона		Концентрация H <sub>2</sub> S, мг/м <sup>3</sup> (газовая фаза)	
		мм/год	См, за 50 лет		
1Н*	0,16	40,0	200	500	Сильная
0,1Н	1	10,0	50	135	
0,01Н	2	2,5	12,5	35	
0,001Н	3	0,6	3,0	8	Средняя
0,0001Н	4	0,3	1,5	4	
0,00001Н	5	0,08	0,4	2	Слабая
0.00001Н	6	0,05	0,25	1	

Примечание: Н\* - нормальность раствора серной кислоты.

Сероводород – продукт жизнедеятельности анаэробных сульфатредуцирующих бактерий, развивающихся в бескислородных условиях коллекторов (напорные трубопроводы, иловые отложения лотковой части труб), накапливается в сточной жидкости в зависимости от рН в виде сульфидов и, собственно, сероводорода [2, 3, 6]. При разделе фаз в самотечном трубопроводе из воды в воздушное подсводовое пространство выделяется газообразный сероводород, где под действием тионовых бактерий окисляется в серную кислоту, разрушающую материал труб [5].

#### Анализ исследований и публикаций.

Для прогнозирования скорости образования сульфидов (S) в напорном трубопроводе в свое время была предложена зависимость [3]:

$$\frac{dS}{dt} = 0,057 \cdot 10^{-3} \cdot ХПК \cdot (1,07)^{T-20} \times D^{-1}(1 + 0,037 D) \quad (1)$$

Общее количество сульфидов в конечной точке напорного трубопровода ( $S_2$ ) предлагалось вычислять по эмпирической формуле:

$$S_2 = 0,01312 \cdot t \cdot БПК \cdot (1,07)^{T-20} \times (12D + 0,12) + S_1 \quad (2)$$

где  $T$  – температура сточной жидкости, °С;

$D$  – диаметр трубы, дюймы;

$S_1$  – количество сульфидов в начальной точке напорного трубопровода, мг/л;

$t$  – время пребывания стоков в напорном трубопроводе, час.

Эти зависимости справедливы в случае, если ХПК (химическое потребление кислорода) в 2-3 раза превышает БПК (биологическое потребление кислорода).

В самотечном коллекторе прогнозировать рост сульфидов гораздо труднее, так как находящаяся в нем сточная вода частично сообщается с атмосферой. R. Romero [7], считая что количество растворенного кислорода в воде находится в диапазоне <0,5мг/л, при котором могут образовываться сульфиды, предложил уравнение для самотечных трубопроводов:

$$\frac{dS}{dt} = 0,32 \cdot 10^{-3} \cdot БПК \cdot 1,07^{T-20} - 0,64(i \cdot v)^{3/8} \cdot (i)^{d_m^{-1}} \quad (3)$$

где  $v$  – скорость потока воды, м/с;

$d_m$  – гидравлическая глубина, м;

$i$  – уклон.

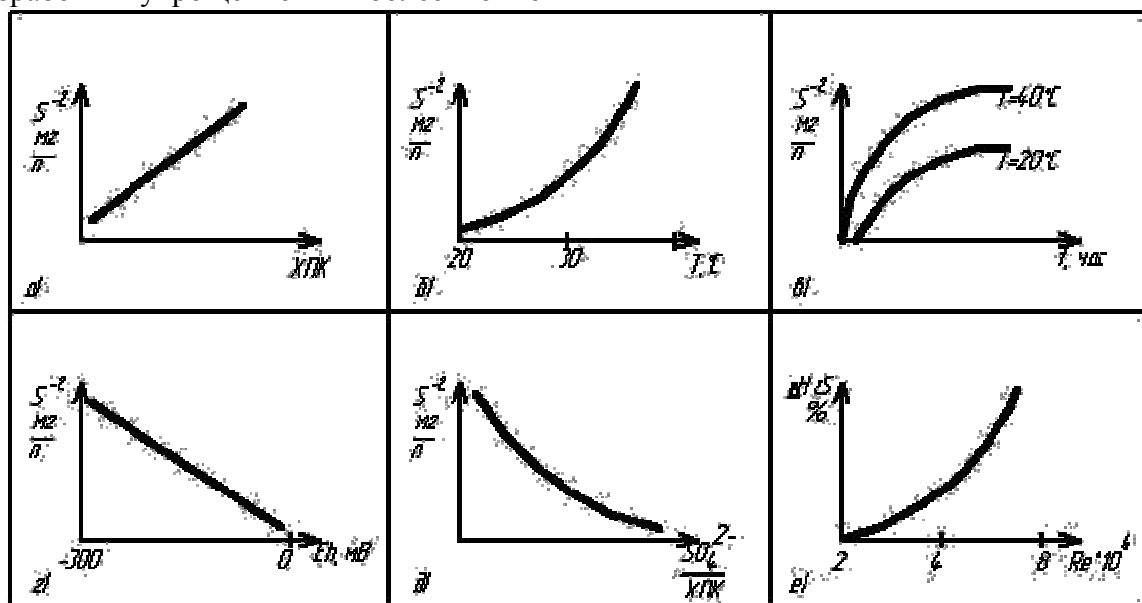
Эмпирические формулы (1 - 3) позволяют удовлетворительно оценивать содержание сульфидов в сточной воде. Однако в соответствии с ДСТУ [1] наличие в воде сульфидов и сероводорода не отражается на агрессивности сточной воды. Агрессивностью обладает газообразный сероводород (источник для окисления в серную кислоту), диффузия которого из воды должна подчиняться закону Генри [5]. Однако самотечные коллекторы являются открытой системой, где одновременное движение двух фазовых потоков – воды и воздушно-газовой смеси с различными мгновенными скоростями, особенно при наличии различных местных сопротивлений (перепады, повороты), делают сомнительным применимость данного закона.

**Постановка задачи.** В настоящее время проблематичность определения сульфидов в водном потоке и выделяющегося из него сероводорода выдвигают необходимость разработки упрощенной и более точной

методики оценки агрессивности и токсичности эксплуатационной среды коллекторов. Для этого необходимо учитывать максимальное количество факторов, влияющих как на биологическое образование сульфидов (рН, температура, количество сульфатов и органики, окислительно-восстановительный потенциал), так и гидравлические параметры потока – скорость и турбулентность, определяющие интенсивность его дегазации.

#### Изложение материала и его результаты.

Исходя из представлений о биологическом факторе формирования агрессивной среды в коллекторах, были проведены экспериментальные исследования образования сероводорода сульфатредуцирующими бактериями на среде Постгейта «В» [6] в зависимости от различных факторов анаэробной среды [8]. Полученные зависимости представлены на рис. 1 и явились основой для получения эмпирических формул (4 - 6), адаптированных к реальным условиям.



- а) зависимость образования сульфидов и сероводорода в жидкости от ХПК; б) зависимость образования сульфидов на среде Постгейта «В» сульфатредуцирующими бактериями от температуры (Т); в) зависимость биогенного образования сульфидов от температуры во времени; г) зависимость образования сульфидов от окислительно-восстановительного потенциала среды (Eh); д) зависимость биогенного образования сульфидов от соотношения  $SO_4^{2-}$ /ХПК; е) зависимость потерь сероводорода водой ( $\Delta H_2S$ ) от турбулентности потока (Re)

Рисунок 1 - Результаты микробиологических исследований

При натурных исследованиях образования сероводорода в сточной воде в анаэробных условиях канализационных сетей описывается зависимостью (4) с достоверностью  $\gamma = 0,74$ :

$$[H_2S] = 0,0142 \cdot T^{1,744} \cdot t^{(2,878T^{-0,464})} \cdot \left( \frac{SO_4^{2-}}{ХПК} \right)^{-0,72}, \quad (4)$$

где  $[H_2S]$  - концентрация сероводорода в воде, мг/л;

$T$  - температура,  $^{\circ}\text{C}$ ;

$t$  - время пребывания в анаэробных условиях, час;

$SO_4^{2-}$  - концентрация сульфатов в воде, мг/л;

$ХПК$  - химическое потребление кислорода,  $\text{мгO}_2/\text{л}$ .

Экспериментальные исследования стадии дегазации сероводорода из воды выполнены на действующих коллекторах. Концентрация сероводорода в атмосфере трубопроводов при условии постоянной турбулентности потока жидкости с достоверностью  $\gamma = 0,7$  может быть определена по эмпирической формуле (5):

$$H_2S_{нов} = 7 \cdot T^{0,034} [H_2S]^{(0,33T^{0,357})}, \quad (5)$$

где  $H_2S_{нов}$  - концентрация сероводорода в воздухе трубопровода,  $\text{мг/м}^3$ ;

$T$  - температура,  $^{\circ}\text{C}$ ;

$[H_2S]$  - концентрация сероводорода в воде, мг/л.

При изменении турбулентности потока сточной жидкости по длине трубопровода ( $Re_2 > Re_1$ ) зависимость (5) с достоверностью  $\gamma = 0,79$  приобретает вид (6):

$$H_2S_{нов} = 7 \cdot T^{0,034} [H_2S] \times \left[ 1 + 0,0064 (Re \cdot 10^{-6})^{3,524} \right]^{0,33T^{0,357}}. \quad (6)$$

Рисунок 2 иллюстрирует связь между конструктивными особенностями коллектора (наличие перепадных колодцев), увеличением турбулентности потока (дополнительный выброс в подсводовое пространство газа) и коррозионным разрушением участков сооружения.

Средняя скорость коррозии бетона труб повышенной плотности под действием се-

роводородной среды ( $\gamma = 0,79$ ) может быть определена по формуле (7):

$$v_{к.б} = 0,073 \cdot H_2S_{нов} + 0,136, \quad (7)$$

где  $v_{к.б}$  - скорость коррозии бетона, мм/год;

$H_2S_{нов}$  - концентрация сероводорода в атмосфере трубопровода,  $\text{мг/м}^3$ .

Для бетона нормальной плотности (более пористого, чем особо плотный бетон) скорость коррозии, определенная по вышеприведенной формуле увеличивается примерно на 30 %.

Многочисленные данные обследований аварийных коллекторов свидетельствуют, что наиболее вероятными местами разрушений трубопроводов являются:

- участки сооружения после анаэробных зон (после напорных трубопроводов, в местах изменения продольного уклона с меньшего на больший);

- после перепадных колодцев, резких изменений продольных уклонов, изменения направления трассы в плане, в местах подключения к коллектору трубопроводов с более высокой температурой или более низким значением рН воды, чем в основном потоке.

Потенциальная аварийность указанных участков объясняется приведенными выше рассуждениями о формировании агрессивной эксплуатационной среды.

Приведенная методика прогнозирования агрессивности среды открывает широкие практические возможности ее использования:

- на стадии проектирования сооружения прогнозная оценка степени агрессивности среды позволяет осуществлять антикоррозионные мероприятия в виде первичной или вторичной защиты трубопроводов на потенциально опасных участках;

- на этапе эксплуатации сооружения позволяет оценить степень его загазованности;

- при проектировании и эксплуатации коллектора при комплексном использовании данных о качестве газовой среды, параметрах труб и скорости коррозии дает возможность с достаточно высокой степенью вероятности оценить долговечность всего сооружения или отдельных его участков.

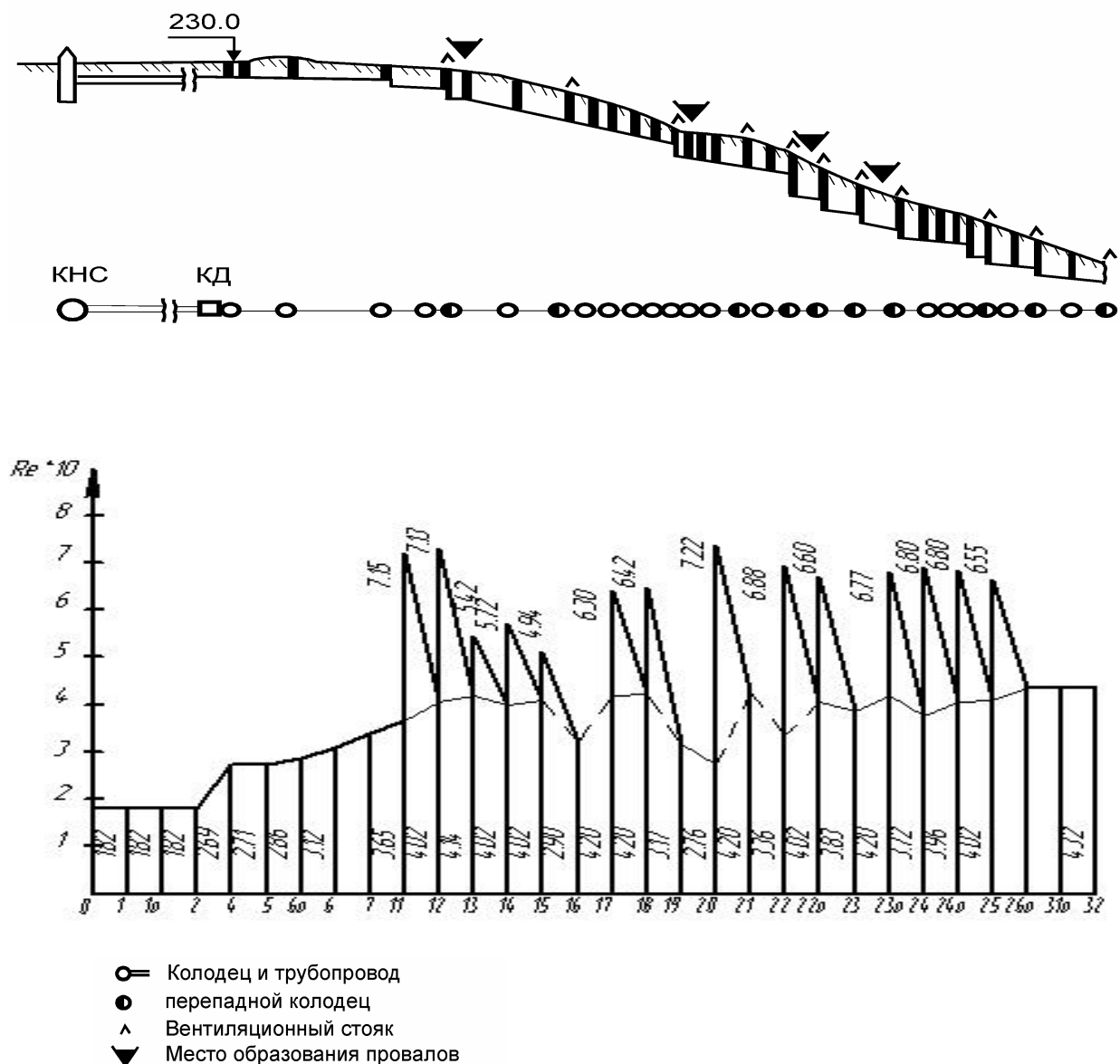


Рисунок 2 - Разрушение канализационного коллектора агрессивной эксплуатационной газовой средой, обусловленной конструктивными особенностями сооружения

### Выводы.

1. Впервые разработана и предложена методика прогнозирования качества эксплуатационной среды канализационных коллекторов, позволяющая с достаточно высокой достоверностью (70 – 80 %) оценивать степень агрессивности сероводородной среды к бетону и принимать реше-

ния по его антикоррозионной защите, характеризовать загазованность трубопроводов и прогнозировать их долговечность.

2. Методика, в виду отсутствия аналогов, может быть полезна для специалистов, работающих в области проектирования, строительства и эксплуатации канализационных сетей.



## Библіографічний список

1. ДСТУ Б В.2.6-145:2010. Захист бетонних і залізобетонних конструкцій від корозії. Загальні технічні вимоги (ГОСТ 31384:2008, NEQ). - Київ: Мінрегіонбуд України, 2010. – 52 с.
2. Дрозд Г.Я. Коррозионное разрушение бетонных канализационных коллекторов /Г.Я.Дрозд // Водопостачання та водовідведення, 2012. - №1. – С. 30-34.
3. Klose N. Biogene Schwefelsaurekorrosion / Norbert Klose // Abwassertechnik. – 1985. – Bd. 36. - №1. – S. 13-24.
4. Biochemika koros betonu ve stokach: V konferencia "Ochrana stavebneto diela pred korosion". – Bratislava, 1986, S. 11-76.
5. Читаишвили Т. Тионовые бактерии как фактор коррозии бетонных сооружений, омываемых сероводородными минерализованными водами / Т. Читаишвили // Иванов Ф.М., Горшин С.Н.// Биоповреждения в строительстве. – М.: Стройиздат, 1984. – С. 193-199.
6. Микробная коррозия и ее возбудители: учеб. пособ. / Е.И. Андреюк, В.И. Билай, Э.З. Коваль, И.А. Козлова //Наукова думка. - Киев: б.и. , 1980. – 287 с.
7. Pomeroy R.D. The forecasting of sulfide Buildup rates in sewers / R.D. Pomeroy, I.D. Parkhurst // Progr. wat. Techn., 1977. - №9. – S. 53-63.
8. Приближенная оценка агрессивности сточных вод с точки зрения развития биогенной коррозии бетона самотечных канализационных коллекторов: сб. науч. тр. / М – во высш. обр. Украины.- Киев: УМК ВО, 1992. – 263 с.

**Рекомендована к печати д.т.н., проф. Должиковым П.Н.**

д.т.н. Должиков П.Н.,  
к.т.н. Семирягин С.В.,  
Фурдей П.Г.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

## ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ДИСПЕРСНОСТИ ГРАНУЛИРОВАННОГО ДОМЕННОГО ШЛАКА НА ПРОЧНОСТЬ ЦЕМЕНТА

*В роботі встановлена закономірність кінетики твердіння цементів в залежності від питомої поверхні доменних шлаків Алчевського металургійного комбінату. Визначено показники активності меленого шлаку і найбільш ефективна тонкість помелу.*

**Ключові слова:** доменний шлак, помел, питома поверхня, активність шлаку, міцність цементу.

*В работе установлена закономерность кинетики твердения цементов в зависимости от удельной поверхности доменных шлаков Алчевского металлургического комбината. Определены показатели активности молотого шлака и наиболее эффективная тонкость помола.*

**Ключевые слова:** доменный шлак, помол, удельная поверхность, активность шлака, прочность цемента.

Энергетические затраты составляют большую часть затрат на изготовление цемента, поэтому промышленность Украины сейчас, как никогда, заинтересована в снижении расхода топлива на тонну производимого цемента. Технологический потенциал снижения энергоемкости клинкера практически исчерпан. Доказательством этому могут служить приведенные в 2003 году данные об изменении удельного расхода топлива на тонну клинкера. В период 1991-1992 г.г. этот показатель был достигнут на уровне около 3500 кДж и до сегодняшнего дня не изменялся [1].

Чтобы достичь дальнейшего снижения энергозатрат и в то же время повысить экологическую безопасность изготовления цемента (снизить выбросы  $\text{CO}_2$ ), цементная промышленность сконцентрировалась на увеличении производства многокомпонентных цементов с использованием шлаков.

Одним из наиболее эффективных заменителей клинкера является гранулированный доменный шлак Алчевского металлургического комбината. Ценность шлака для цементной промышленности определяется рядом показателей, а именно, основностью, содержанием алюминатов, низким содержанием серы, количеством

стекловидной фазы. Среди производителей гранулированного доменного шлака можно выделить ПАО «АМК», т.к. доменному переделу подвергаются офлюсованные железосодержащие шихтовые материалы, а также кокс с низким содержанием золы и серы.

Известно, что шлак – активный компонент долговечных цементов: его гидравлические свойства, а в некоторых случаях и экономические преимущества, позволили производить цементы, в которых содержание шлака может варьироваться от очень низкого до такого уровня, когда содержание шлака значительно превосходит содержание клинкера [1, 2].

Технологически шлак совместно измельчают с клинкером в шаровой мельнице. Такой процесс обладает большим преимуществом благодаря своей простоте, поскольку мельница наряду со своей основной ролью играет также роль гомогенизатора. В то же время этот процесс не свободен и от недостатков, связанных с проблемами гидратации. Таким образом, зачастую при помоле клинкера и шлака, получают конечный продукт, в котором большая часть шлака относится к крупному классу и большая часть клинкера, соот-

ветственно, к мелкому классу. Однако, клинкеру присуща большая активность, чем шлаку, вследствие этого именно шлак должен подвергаться более тонкому помолу, для большего проявления своих гидравлических свойств. Совместный помол клинкера и шлака приводит к обратному результату и, соответственно, к потере гидравлического потенциала шлака. Чтобы избежать подобных потерь, необходимо применять раздельный помол компонентов в соответствии с их реакционной способностью, иначе говоря, получать тем более крупный продукт, чем выше его реакционная способность [3].

Таким образом, тонкость помола шлака является его основным параметром, который определяет строительно-технические свойства цементных растворов и бетонов.

**Цель работы:** исследовать влияние дисперсности молотого гранулированного доменного шлака (далее - шлак) на прочность цемента.

Основной задачей данной работы предусматривается определить оптимальную тонкость помола шлака с точки зрения достижения высокой прочности шлакового цемента при минимальной затрате энергии на его измельчение.

В работе применялись следующие методы исследований:

- химические исследования проводили согласно ДСТУ Б.В. 2.7. – 202:2009. Будівельні матеріали. Цементи та матеріали цементного виробництва. Методи хімічного аналізу;

- определение хлорид-иона выполнено согласно ДСТУ Б EN 196-2:2008. Методи випробування цементу. Частина 2. Хімічне аналізування цементу (EN 196-2:2005, IDT);

- насыпную массу – по СТУ MBV 23908222.016-10. Методика виконання ви-

мірювань об'ємної насипної маси сировинної суміші, клинкеру, карбонатних і глинистих матеріалів, коригуючих добавок, гіпсу, шлаку доменного гранульованого;

- физические свойства определяли:

- а) тонкость помола – по ДСТУ Б В. 2.7-188:2009. Будівельні матеріали. Цементи. Методи визначення тонкості помелу;

- б) сроки схватывания, нормальную густоту твердения (НГТ) – по ДСТУ Б В. 2.7-185:2009. Будівельні матеріали. Цементи. Методи визначення нормальної густоти, строків тузавлення та рівномірності зміни об'єму;

- механические свойства определяли:

- а) прочность при сжатии – по ДТСУ Б В. 2.7-187:2009. Будівельні матеріали. Цементи. Методи визначення міцності на згин і стиск.

Для исследований были отобраны шлаки Алчевского меткомбината. Химический состав шлака приведен в таблице 1.

Отношение масс %  $(CaO + MgO)/(SiO_2)$  составляет 1,28.

Усредненную пробу шлака измельчали в лабораторной шаровой мельнице периодического действия до заданной удельной поверхности с определением удельного веса и остатка на сите №008, при этом фиксировали время помола шлака.

Насыпную плотность шлака  $\gamma_H$  в г/см<sup>3</sup> рассчитывали по формуле:

$$\gamma_H = \frac{m_1 - m}{V}, \quad (1)$$

где  $m$  – масса мерного сосуда, г;

$m_1$  – масса мерного сосуда с материалом, г;

$V$  - объем мерного сосуда, см<sup>3</sup>.

В нашем случае насыпная плотность немолотого шлака составляет 1,3 г/см<sup>3</sup>.

Таблица 1 – Химический состав шлака

Наименование материала	Содержание, %							
	п.п.п.	SiO <sub>2</sub>	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	CaO	MgO	Сульфид	Сульфат
Шлак	0,85	38,2	7,09	1,23	44,95	4,05	1,05	0,43
								Хлорид ион (Cl <sup>-</sup> )
								0,029

Испытания проводились для трех проб шлака. Вид исходного состояния и шлако-цементной смеси приведен на рисунке 1.

Параметры помола и характеристики молотого шлака приведены в таблице 2.

На рисунке 2 представлена зависимость удельной поверхности от времени помола шлака.



а)



б)

Рисунок 1 – Доменный гранулированный шлак в насыпном состоянии (а) и приготовленная цементно-шлаковая смесь №3 (б)

Таблица 2 – Параметры помола и характеристики молотого шлака

№ пробы	Масса шлака, г	Время помола, мин	Истинная плотность, г/см <sup>3</sup>	Удельная поверхность, см <sup>2</sup> /г	Остаток на сите № 008, %
1	6000	51	2,94	3138	1,7
2	6000	87	2,94	4047	1,6
3	6000	126	2,94	4930	1,5

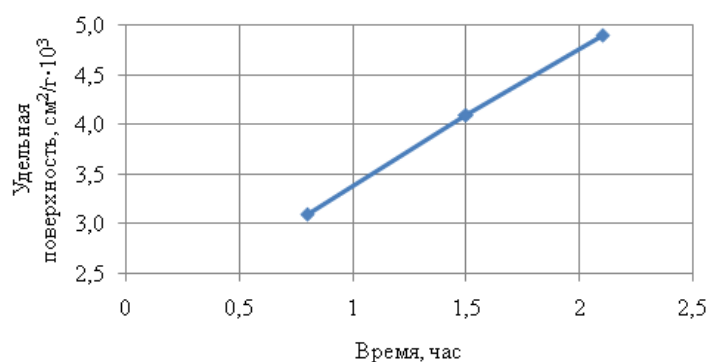


Рисунок 2 – Зависимость удельной поверхности шлака от времени помола

На рисунке 3 показаны свежеприготовленные балочки из цементно-шлаковой смеси.

Показатель активности шлака определяли как отношение (в %) прочности при сжатии смеси (по массе) 50% молотого шлака и 50% эталонного цемента и прочности при сжатии эталонного цемента. Эталонный цемент соответствовал ДСТУ

Б В.2.7-46 и относится к ПЦІ-500. Время начала схватывания определяли в смеси (по массе) 50% молотого шлака и 50% эталонного цемента.

В таблице 3 приведены результаты физико-механических исследований эталонного цемента и его смеси с молотым шлаком.

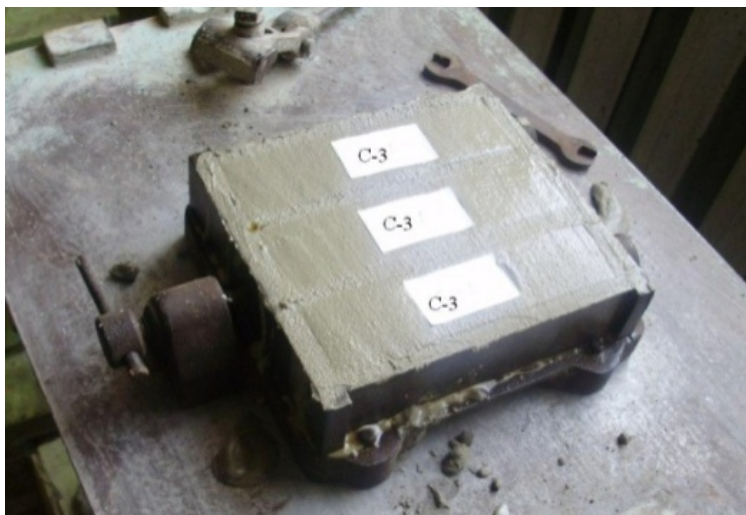


Рисунок 3 – Свежеприготовленные образцы цементно-шлаковой смеси в опалубке

Таблица 3 – Результаты физико-механических испытаний цемента

№ пробы смеси	Состав растворной смеси	Сроки схватывания		Прочность при изгибе, МПа				Прочность при сжатии, МПа			
		начало, ч/мин	конец, ч/мин	2 сут.	7 сут.	15 сут.	28 сут.	2 сут.	7 сут.	15 сут.	28 сут.
0	Ц-500 П-1500 В-195	3/10	4/10	5,0	6,8	6,9	7,0	29,0	42,4	47,0	50,2
1	Ц-250 Ш-250 П-1500 В-195	3/15	4/25	2,8	4,9	6,1	6,8	11,1	21,2	31,1	42,5
2	Ц-250 Ш-250 П-1500 В-195	2/50	3/40	2,8	5,4	6,1	7,6	11,8	25,0	39,5	50,9
3	Ц-250 Ш-250 П-1500 В-195	2/35	3/25	3,3	5,8	6,5	7,7	12,9	27,7	41,0	53,7

В таблице обозначены: Ц – эталонный цемент ПЦІ-500; Ш – шлак молотый Алчевского металлургического комбината; П – песок стандартный для испытаний цемента по ДСТУ Б В. 2.7-189:2009; В – вода питьевая.

На рисунке 4 представлена зависимость прочности при сжатии шлаковых цементов от удельной поверхности шлака.

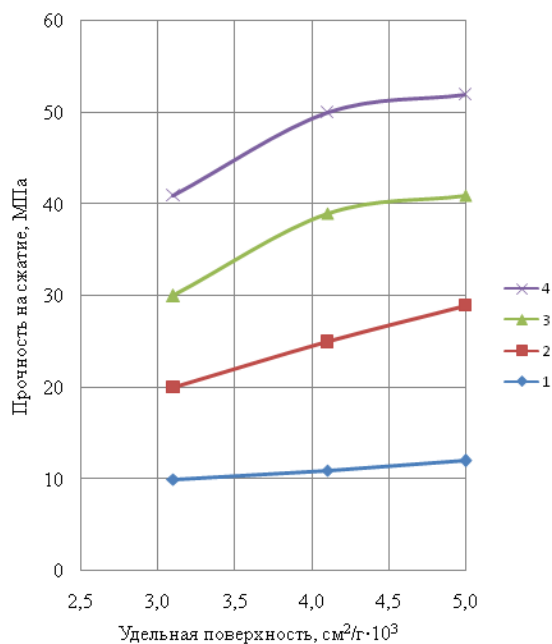


Рисунок 4 – Зависимость прочности шлаковых цементов от тонкости помола при времени твердения: 1 – 2 сут; 2 – 7 сут; 3 – 15 сут; 4 – 28 сут

По результатам исследований был рассчитан показатель активности молотого шлака, который составляет:

- при тонкости помола шлака 3138 см²/г в возрасте 2 суток – 38%, 7 суток – 50%, 28 суток – 85%;

- при тонкости помола шлака 4047 см²/г в возрасте 2 суток – 41%, 7 суток – 59%, 28 суток – 101%;

- при тонкости помола шлака 4930 см²/г в возрасте 2 суток – 44%, 7 суток – 65%, 28 суток – 107%.

Время начала схватывания цементов практически не изменилось, даже для цементов со шлаком с удельной поверхностью 4047 см²/г и 4930 см²/г это время уменьшилось на 20 и 35 минут соответственно.

### Выводы

1. По химическому составу, а именно содержанию оксида магния, сульфида, сульфата, потерь при прокаливании, хлорид-иона (Cl⁻), доменный шлак соответствует строительным нормам и требованиям.

2. Время начала схватывания цементов со шлаком практически не изменяется по сравнению с аналогичным параметром эталонного цемента.

3. Дисперсность доменного шлака положительно воздействует только на конечную прочность цемента, при этом кинетика твердения цементов не изменяется. Показатель активности цементов со шлаком в возрасте: 2 суток составляет 38 – 44%, 7 суток – 50 – 65%, 28 суток – 85 – 107%.

4. Оптимальной удельной поверхностью шлака является (4000 ± 100) см²/г. Такая тонкость помола является наиболее рациональной с точки зрения затрат энергии на измельчение. Время помола шлака в шаровой мельнице до удельной поверхности 4930 см²/г увеличивается по сравнению с временем на помол шлака до удельной поверхности 4047 см²/г на 58%, а показатель прочности для шлаковых цементов увеличивается всего лишь на 6%.

### Библиографический список

1. Бабич М.В. Шлак в композитном цементе / М.В. Бабич, А.Г. Холодный // Будівництво і стандартизація. – 2008. – №3. – С.2-6.
2. Хоботова Э.Б. Отвальный доменный шлак как сырьевой компонент производства вяжущих веществ / Э.Б. Хоботова, Ю.С. Калмыкова // Экология и промышленность. – 2011. – №1. – С. 35-40.
3. Тейлор К. Химия цемента / К. Тейлор. – М.: Мир, 1996. – 559 с.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Дроздом Г.Я.

*д.т.н. Дрозд Г.Я.,  
к.т.н. Хвортова М.Ю.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## ОЦЕНКА НАДЕЖНОСТИ КАНАЛИЗАЦИОННЫХ ТРУБОПРОВОДОВ

*Приведені результати теоретичних досліджень надійності каналізаційних трубопроводів, виконана класифікація каналізаційних колекторів за ступенем їх потенційної аварійності, визначена вірогідність безвідмовної роботи залізобетонних трубопроводів з урахуванням фізичного зносу, техногенних дій і дефектів виготовлення.*

**Ключові слова:** каналізаційні трубопроводи, надійність, вірогідність, корозія, аварія.

*Приведены результаты теоретических исследований надежности канализационных трубопроводов, выполнена классификация канализационных коллекторов по степени их потенциальной аварийности, определена вероятность безотказной работы железобетонных трубопроводов с учетом физического износа, техногенных воздействий и дефектов изготовления.*

**Ключевые слова:** канализационные трубопроводы, надежность, вероятность, коррозия, авария.

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

Канализационные системы в Украине обладают низкой эксплуатационной надежностью. Этим объясняется значительный рост аварийности водопроводно-канализационных объектов. Как правило, следствием аварий являются социальные, технические и экологические проблемы, требующие ликвидации в кратчайшие сроки.

Эффективным решением проблемы безопасной эксплуатации канализационных систем и минимизации риска аварий и повреждений является предварительная оценка надежности на стадии проектирования, строительства и эксплуатации.

Анализ исследований и публикаций.

Ранее проведенными исследованиями [1, 2, 3] было отмечено, что основными факторами, обуславливающими повреждение конструкций трубопроводов, являются внешние воздействия (различного вида нагрузки, просадки и неоднородность грунтов основания), внутренние механические и коррозионные воздействия (абразивный износ, техногенное загрязнение грунта, эксплуатационная среда), ошибки при проектировании, изготовлении конст-

рукций, строительстве, эксплуатации и превышение сроков нормативного периода эксплуатации.

Целью исследования является разработка классификации канализационных коллекторов по степени их надежности и аварийности и обоснование методики расчета вероятности безотказной работы трубопроводов.

Для дифференциации к подходу долговечности и надежности в таблице 1 предлагается выполнить классификацию канализационных коллекторов по степени их потенциальной аварийности.

Согласно приведенной классификации коллекторы, в которых возможно образование сероводородной газовой среды, что является причиной малых сроков безаварийной эксплуатации вследствие коррозии и значительных техногенных последствий в результате аварий, относятся к I классу аварийности. К категории Ia относятся сооружения, эксплуатирующиеся в агрессивной среде (биологический фактор), в которых конструктивные особенности способствуют снижению долговечности и, как следствие, повышению риска аварий.



Для конструкций, отнесенных к категории Iб, Ib на стадиях проектирования и строительства должны быть предусмотрены мероприятия, снижающие влияние агрессивной среды эксплуатации (конструктивные решения, антикоррозионная защита или мероприятия, снижающие степень агрессивности эксплуатационной среды).

К классу II отнесены все виды трубопроводов, потенциально подверженных физико-механическому влиянию на отдельных участках. Для обеспечения безаварийной работы сооружений, отнесенных к II, следует предусмотреть повышенные требования к конструкциям, выполненных из традиционных материалов.

К III классу отнесены все виды трубопроводов, потенциально поддающихся случайным механическим влияниям или внешней коррозии. При проектировании сооружений, отнесенных к III классу, возможно использование традиционных материалов и технологий.

На рисунке 1 приведены характерные повреждения трубопроводов, отнесенных в соответствии с предлагаемой классификацией к различным классам аварийности. Некоторые виды повреждений, связанных с производственными дефектами, приведены на рисунке 2.

Таблица 1 – Классификация канализационных коллекторов по степени аварийности

Классы			I класс	II класс	III класс
Характеристика			Высокая вероятность биологического фактора коррозии, масштабные последствия аварии	Повреждения и аварии вследствие физико-механического влияния на отдельных участках	Случайные механические и коррозионные повреждения на отдельных участках
Признаки	Конструктивные	A	В начале коллектора размещен напорный трубопровод; самотечный коллектор имеет перепады или быстротоки	Наличие наземных или надземных участков трубопровода; наличие преград (реки, дороги, другие трубопроводы)	Обычная конструкция и условия по длине трубопровода
	Условия	B	Стоки с органическими веществами при ХПК $\geq 350$ мг/л или сульфиды $\geq 1$ мг/л	На отдельных участках техногенное влияние (подработки, ударные или вибрационные нагрузки, слабые грунты)	Наличие на трассе коллектора агрессивных грунтов или блуждающего тока
Категория			I – признаки A и B I – только A I – только B	II – признаки A и B II – только A II – только B	III – признаки A и B III – только A III – только B

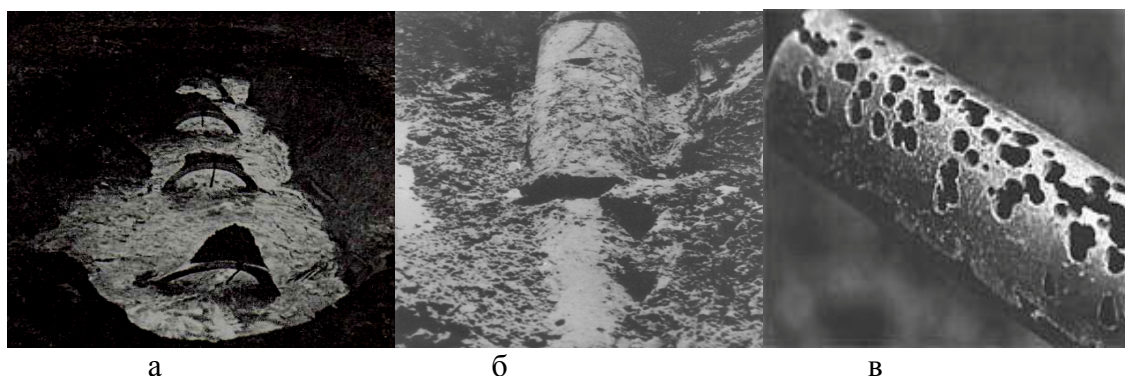


Рисунок 1 – Повреждения, характерные для I (а), II (б) и III (в) классов аварийности





а) заводской брак; б) монтажный брак ; в) монтажные механические повреждения.

Рисунок 2 – Виды производственных дефектов

Упреждение аварийных ситуаций затрудняется из-за отсутствия информации о уровнях надежности участков системы трубопроводов.

Отказы трубопроводов вызваны:

- отказами от внешних воздействий;
- отказами от производственных дефектов;
- отказами физического износа.

Основой для определения надежности систем трубопровода являются проектные материалы, срок эксплуатации, материалы обследований, данные о техногенных процессах, материал и диаметр труб, толщина стенок, глубина заложения трубопровода, геологические условия, уклоны, скорости транспортирования жидкостей, наличие агрессивных сред, абразивных компонентов.

Расчет вероятности безотказной работы участка трубопровода  $P(t)$  выполняется по формуле (1)

$$P(t) = P_T(t) + P_c(t), \quad (1)$$

где  $P_T(t)$  – вероятность безотказной работы трубопроводов при учете только техногенных воздействий,  $P_c(t)$  – вероятность безотказной работы трубопроводов при учете только физического износа в период эксплуатации.

Отказы, вызванные техногенными воздействиями, не зависят от предыдущей безотказной работы системы и не связаны с физическим износом. Вероятность безотказной работы в этом случае описывается экспоненциальным законом

$$P_T(t) = e^{-\lambda t}, \quad (2)$$

где  $\lambda$  – интенсивность отказов,  $t$  – время работы системы.

Число отказов, вызванных физическим износом трубопроводов в процессе эксплуатации, связана с предыдущими периодами работы трубопроводов и с течением времени растет. Подобные отказы описываются двухпараметрическим законом нормального распределения вероятностей (законом Гаусса).

$$P_c(t) = F_0 \left( \frac{\alpha_n - t}{\sigma_n} \right) \text{ при } \left( \frac{\alpha_n - t}{\sigma_n} \right) > 0, \quad (3)$$

$$P_c(t) = 1 - F_0 \left( \frac{\alpha_n - t}{\sigma_n} \right) \text{ при } \left( \frac{\alpha_n - t}{\sigma_n} \right) < 0, \quad (4)$$

где  $\alpha_n$ ,  $\sigma_n$  – проектные значения параметров нормального распределения,  $F_0 \left( \frac{\alpha_n - t}{\sigma_n} \right)$  – табулированная функция нормального распределения.

Отказы трубопроводов от производственных дефектов имеют обратную направленность относительно отказов старения – от максимального количества отказов при пуске трубопроводов к постепенному уменьшению их до нуля.

Схематически поток отказов трубопроводов приведен на рисунке 3.

Значения интенсивности отказов железобетонных канализационных трубопроводов различных диаметров (по результатам обследований) приведены в таблице 1.

На основе обработки данных обследований работы железобетонных трубопро-

водов диаметром 600 мм с использованием зависимостей (2-4) построены графики вероятности безотказной работы железобетонного трубопровода диаметром 600 мм в зависимости от физического износа (старения), техногенных (внешних) воздейст-

вий и производственных дефектов (рисунок 4,а). Интегральный график вероятности безотказной работы железобетонного трубопровода приведен на рисунке 4,б.

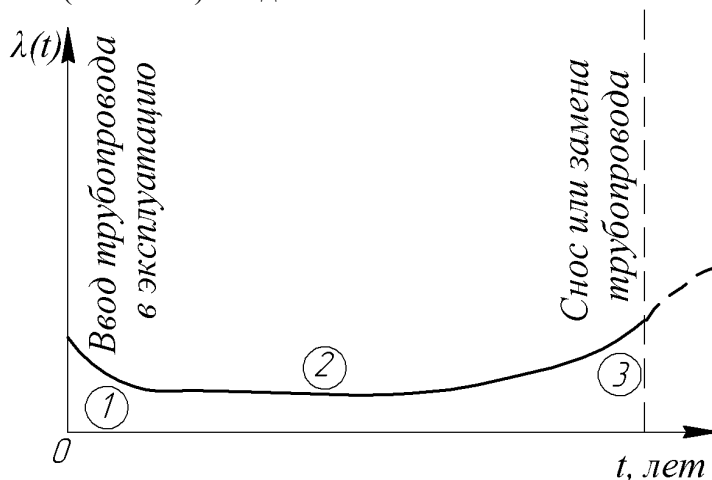


Рисунок 3 – Суммарный поток отказов трубопроводов:  
1 – отказы от дефектов изготовления; 2-отказы от внешних воздействий;  
3- отказы от физического износа.

Таблица 1 – Интенсивность отказов железобетонных трубопроводов

Диаметр, мм	Интенсивность отказов, $\lambda$ , 1/км · год	Диаметр, мм	Интенсивность отказов, $\lambda$ , 1/км · год
600	0.10	1600	0.05
800	0.10	2000	0.03
1000	0.08	3600	0.005

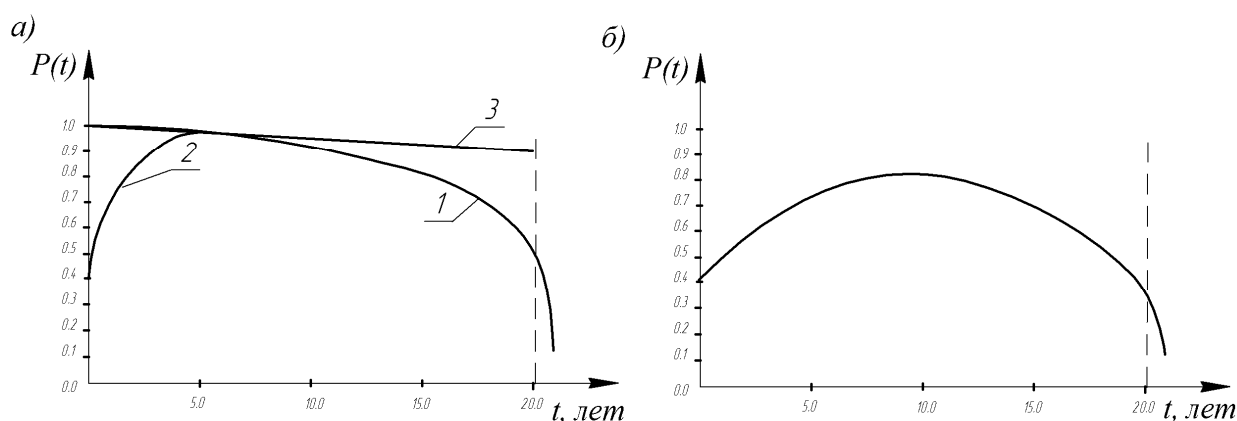


Рисунок 4 - Графики вероятностей безотказной работы железобетонного трубопровода:  
1 – в зависимости от физического износа (старения); 2- от производственных дефектов;  
3 – от внешних воздействий.

### **Выводы**

1. Предложен дифференцированный подход к определению надежности канализационных коллекторов в зависимости от степени их аварийности, условий эксплуатации и конструктивных особенностей.

2. Разработанный алгоритм расчета вероятности безотказной работы канализационных трубопроводов с учетом имеющихся дефектов и условий эксплуатации позволяет определить время безаварийной работы сооружений.

### **Библиографический список**

1. Дрозд Г.Я. Канализационные трубопроводы: надежность, диагностика, санация / Г.Я. Дрозд, Н.И. Зотов, В.Н. Маслак ; НАН Украины, Ин-т экономики промышленности. - Донецк : 2000. - 259 с.
2. Дрозд Г.Я. Про необхідність удосконалення вітчизняних будівельних норм / Г.Я. Дрозд, М.І. Зотов, М.В. Ситниченко // Будівництво України. – 2003. - №1. – С. 31-33.
3. Дрозд Г.Я. О техническом состоянии канализационных сетей Украины / Г.Я. Дрозд, М.Ю. Хвортова // Водопостачання та водовідведення. – 2012. - №1. – С. 34-40.

***Рекомендована к печати д.т.н., проф. Должиковым П.Н.***

к.т.н. Соколенко В.М.  
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)

## ОЦІНКА ЕНЕРГООЩАДНИХ ЗАХОДІВ ЗА РАХУНОК МЕШКАНЦІВ МІСТ ЯК ФАКТОР ЕВОЛЮЦІЇ СИСТЕМ ТЕПЛОЗАБЕЗПЕЧЕННЯ

*У статті розглянуто переваги та недоліки централізованого та індивідуального опалення. Виконано аналіз енергоощадних заходів, які реалізовані мешканцями міста.*

**Ключові слова:** централізоване тепlopостачання, індивідуальне автономне опалення, утеплення будівель.

*В статье рассмотрены преимущества и недостатки централизованного и индивидуального отопления. Выполнен анализ энергосберегающих мероприятий реализованных жителями города.*

**Ключевые слова:** централизованное теплоснабжение, индивидуальное автономное отопление, утепление зданий.

**Проблема та її зв'язок з науковими і практичними завданнями.** Проблема, пов'язана з вибором індивідуального (автономного) чи централізованого типу опалення осель міських мешканців досі є актуальною та багато в чому суперечливою.

В першу чергу проблема стосується багатоповірхової міської забудови радянської доби. Усім відомі та зрозумілі чинники, що змушують мешканців не припиняти спроби відмовитися від централізованого тепlopостачання та перейти на індивідуальне опалення власних помешкань. З певного кута зору ситуація може здаватися трохи дивною, зважаючи на те, що подібне рішення коштуватиме чималих грошей, а про переваги центрального тепlopостачання говорено багато та на різних рівнях, включно на самих високих.

### Аналіз досліджень і публікацій.

Традиційний перелік переваг та недоліків в цілому складено з позицій переважно технічних. Але при цьому виразно проступають недовомки та замовчування [1, 2].

### Постановка задачі.

Метою дослідження є визначення ступеню співучасті мешканців міських багатоповірховок у вирішенні проблеми загальнодержавного значення – впровадження заходів у напрямку тепло- енергозбереження та тепло модернізації будівель.

**Виклад матеріалу і результати дослідження.**

Розглянемо так звані недоліки індивідуального (автономного) опалення.

Підкреслюється, що ціна газу для населення, для комунальних підприємств та для промисловості відрізняється. Активно дебатуються питання щодо вирівнювання ціни на газ для населення. Але ж з точки зору громадянина та споживача, це не що інше, як прихований комерційний інтерес певних структур. Відомо, що обсяг видобутку власного газу в Україні приблизно дорівнює обсягу його споживання ЖКГ та населенням. Відомо, що собівартість газу вітчизняного видобутку значно нижча від комерційної ціни зовнішніх поставок. Відомо, що головні споживачі природного газу в промисловості належать приватним структурам, капітал яких обраховується мільярдами доларів. Відомо, що рівень зарплат, витрат на збереження економічного стану, м'яко кажучи, невідповідний. Отже, даний фактор має практично соціально-політичний характер. Або влада має намір виконувати свої зобов'язання та забезпечувати пристойний життєвий рівень громадян, або існують приховані наміри збільшувати прибутки за рахунок населення. Газ власного видобутку за собівартістю 70 у.о. за 1000 м<sup>3</sup> можна реалізувати населенню за відповідною ціною, або зробити спробу отримати 350 у.о., змішуючи його в одній трубі з дорогим імпортом. Для отримання рішення необхідний публічний відкритий розгляд стану справ.

Другим аргументом є посилення на той факт, що індивідуальні дії мешканців стимулює руйнування систем ЦТ, розбалансовує тепломережу. Це цинічний аргумент. Окремо взятий мешканець, що дисципліновано сплачує за холодні труби ще має відчувати комплекс вини? Дивним чином міністерства та відомства, потужні комунальні підприємства, місцева влада обирають винним кінцевого споживача, котрий сплачує, не отримує послуги відповідної якості, його позбавлено права вибору, та при цьому м'яко нав'язують провину? Риторичне питання: деякі міста змушені відмовлятися від ЦТ, мешканці полишаються напризволяще із холодними домівками (Краснодон, Красний Луч, Стаханов, Брянка і ін.). Що спричинило такий стан речей? Бажання встановити індивідуальне опалення 5-ти річної давнини?

Серйозним аргументом, який не можна ігнорувати є, безумовно, чималі технічні складнощі при встановленні систем індивідуального опалення. Так, дійсно, необхідно забезпечувати професіоналізм, відповідальність, контроль на всіх стадіях погодження, проектування, встановлення, експлуатації. На жаль, відомі випадки аварій, пов'язаних з неправильною експлуатацією індивідуального опалення. Ствердження зовсім некоректне, але це – нормально. Будь яка технічна система спроможна вийти з ладу з руйнівними аварійними наслідками. Але невже система централізованого теплопостачання працює без аварій та матеріальних збитків і людських жертв? Цілком логічне питання – яка подія мала більш важкі наслідки: аварія в м. Алчевську взимку 2004 – 2005 рр. чи сукупні наслідки від усіх зафіксованих поламок індивідуального опалення за останні 8 років? Чи є реальна статистика по надзвичайним ситуаціям при використанні електрообладнання та індивідуальних котлів населенням?

Вважаємо можливим стверджувати, що неефективна, занедбана та безгосподарна система центрального теплопостачання несе значно більші потенційні ризики та збитки, ніж автономні системи.

Логічним чином виходить аргументація стосовно інших недоліків індивідуального опалення. Відзначається, що в багатоповерхових домах без опалення полишаються підвали. Теза суперечлива вже за своєю суттю. В чому сенс та необхідність опалення холодного, без утеплення підвалу та вулиці взагалі? Можливо є приклади обігріву підвалів в котеджах? Все, що стосується комунікацій в підвалах, вимагає іншого технічного рішення.

Підтоплення підвалу при поривах мереж водопостачання і каналізації збільшує вологість та вогкість матеріалів стін. Абсолютно сумнівним рішенням виглядає перекладання відповідальності за рішення проблеми на умовно кажучи непричетну сторону.

Ми б підняли ще одну ситуацію – коли в період пуску системи опалення гарячу воду зливають і часто-густо під фундаменти будинків з порушеним вимощенням. Продовжуючи тезу – винними мають бути призначені мешканці, які бажають улаштувати індивідуальне опалення.

Волога, що накопичена в ґрунті, попадає в підвали, передається фундаментам, котрі сиріють, просідають, це призводить до тріщин у стінах. Вказувати на причинно-наслідковий зв'язок між деформаціями основ та фундаментів з індивідуальним опаленням все ж таки некоректно. Дана проблема, як правило, виникала задовго до переходу окремих квартир на індивідуальне опалення. Особливо в домах перших масових серій практично вичерпано розрахунковий термін нормальної (сталої) експлуатації, накопичено масу хронічних та вроджених проблем. Для застарілого житлового фонду легких та вдалих рішень запропонувати важко, а що стосується нового будівництва, то на наш погляд слід відходити від ситуативної економії при проектуванні фундаментів, та конструювати фундаменти плитного типу або рамно-каркасні монолітні, що забезпечить нормальну роботу системи будівля – основа на весь розрахунковий термін експлуатації. Потребу у просушуванні підвалів слід вирішувати посиленою вентиляцією, а не їх бездумним обігрівом.

Перехід на індивідуальне опалення залишає під'їзди будинків без обігріву і це дійсно означає певні технічні ускладнення. Але, не зважаючи на достатню кількість позитивних прикладів, ще існує першочергова необхідність встановлення доводчиків на вхідні двері, утеплення дверей, улаштування вхідного тамбура.

Ще досі багато прикладів під'їздів з нещільними дверима, що не завжди зачиняються, з побитим склом віконних отворів, з вирізаними радіаторами опалення. Проте стіни сходової клітини є несучими, мають достатній запас міцності, і стверджувати, що порушення температурно - вологісного режиму, підвищена вологість здатна призвести до їх руйнування, непрофесійно.

У якості недоліків індивідуального опалення відзначають, що квартири першого і верхнього поверхів, кутові квартири потребують приблизно втричі більше газу на опалення. На щастя, мешканці таких квартир, як люди прості та необтяжені теоретичними роздумами, керуючись життєвим здоровим глуздом, знаходять достойну відповідь дуже просто. Водночас з встановленням індивідуального опалення, здійснюють відповідне утеплення квартир. Так, при цьому сума первинних витрат зростає, але лічильник газу демонструє лояльність до мешканця. Питання полягає лише в тому – невже хтось дійсно переживає за витрати пересічного громадянина з цього приводу та в такий спосіб?

Достатньо розумним є аргумент стосовно того, що комбінована генерація електричної та теплової енергії має більший ККД і це є одним з факторів порівняно дешевої електроенергії, без якої неможлива певна економія [3]. В даному випадку істина десь посеред. Тема достатньо заплутана, закрита, достовірної інформації про порядок ціноутворення та тарифах отримати складно, і внаслідок цього пересічному громадянину воно не надто цікаво. Проте всі знають, що приблизно половину електроенергії низької собівартості в Україні генерують АЕС.

Додамо до загального переліку інформаційні посилення центральної влади. Попри відносну стабільність очевидна неми-

нучість підвищення тарифів. Як то кажуть, інформація про це шугає в повітрі. Але при тому ситуація абсолютно непрозора, незрозуміла, і це ще більше дратує людей, спонукаючи їх до самостійного рішення. Де зараз можна отримати відповідь на прості запитання: яким буде зростання тарифів? У скільки етапів? Який період часу знадобиться? Які стратегічні показники планується при цьому досягти?

Ми беремося сформулювати питання, відповідь більшості громадян на яке можна передбачити:

«Чи вірите ви, що за умов збільшення тарифів збільшиться якість надаваних послуг?»

Трохи дивним лишається той факт, що певним чином різні представники влади стверджують та роблять протилежні речі [4].

Як вже відзначено, в багатьох випадках згортають систему ЦТ та залишають людей наодинці з холодними квартирами та їх проблемами. Це вигідно владі тут і зараз.

В іншому випадку запекло забороняють встановлювати системи індивідуального опалення, висуваючи недоречні або трохи викривлені аргументи, перекладаючи відповідальність за існуючий стан речей на пересічного громадянина, при цьому намагаючись сформулювати в нього ж комплекс провини. Це вигідно владі тут і зараз.

Активний прошарок мешканців, попит яких має фінансове забезпечення, втративши довіру до дій та обіцянок влади, власним коштом намагаються вирішити проблему обігріву житла. Безперечним також є комплексний врівноважений господарчий підхід до облаштування квартир. Демонструється ініціативність, наполегливість, розуміння моменту, здатність йти на витрати.

Замість сприяти та спрямовувати цю, безперечно, загальнопоширену ініціативу, владні структури демонструють щось проміжне між безпорадністю та нерозумінням.

Мешканці міст в зв'язку з широким соціально-демографічним розшаруванням можуть мати різні погляди та уподобання. Разом з правом мати різні погляди та уподобання. Влада місцева, регіональна, центра-

льна повинна демонструвати професіоналізм, відповідальність, бажання сприяти потребам людей. Власне цього досить.

Трохи нижче ми зробили спробу первинного кількісного аналізу стану речей.

60 мікрорайон м. Алчевська є доволі репрезентативним у якості об'єкта для розгляду. Це новий мікрорайон, забудований переважно протягом 1990 ÷ 1992 рр. Він фактично є самим молодим мікрорайоном міста з сучасним розплануванням. В забудові переважають 9-поверхові будинки – 40 шт., 14 будинків мають 5 поверхів, та одна 14-поверхова будівля. Площа мікрорайону становить близько 20 га. Окрім житлових будинків та громадських споруд на території мікрорайону відокремлено комунальну зону, збудовано та функціонує районна котельня. Середній вік будинків сягає 20 ÷ 22 років, та в цілому їх технічний стан оцінюється як задовільний.

Достатньо цікавим є аналіз структури та обсягів робіт, що було виконано загалом за період функціонування мікрорайону. Можна

відзначити, що поточні та поновлювальні ремонтно-будівельні роботи за рахунок коштів міста мали зовсім незначні обсяги. Будь-яких значних обсягів робіт та робіт з капремонту не проводилось. Звісно, з ремаркою – без урахування робіт, пов'язаних з аварією 2005 р.

Станом на 2012 р. фактично по всіх будинках змінено металеві водопровідні труби на пластикові. Всі будинки, всі входи (172 під'їзди) облаштовано металевими дверима з доводчиками, фактично 99 % дверей мають встановлені домофони. Разом з тим, одиничні двері мають утеплення, тамбури фактично відсутні. 67,5 % або 9598 вікон будинків замінено на металопластикові. 10,75 % поверхні фасадів житлових будинків утеплено мешканцями самостійно (таблиця 1). Схема утеплення практично єдина – пінопластові або пінополістерольні плити  $\delta = 30 \div 50$  мм встановлено на полімерцементному розчині, тобто т.з. «мокрый» спосіб.

Таблиця 1 – Кількісні параметри переобладнання будинків

№ з/п	Адреса	Кільк. під'їзд.	Кільк. квартир	Кільк. вікон	Кільк. дерев. вікон	Кільк. пластик. вікон/%	Утеплювач/%	Двері вхід.	Поверховість
1	Волгоградська, 199	3	108	351	161	190/54	29/8	3 домофони	9
2	Сарматська, 48	4	144	468	210	258/55	36/8	4 домофони	9
3	Сарматська, 46	4	360	200	67	133/66	31/15,5	2 дер, 2 дом.	5
4	Сарматська, 44	2	72	234	109	125/53	18/8	2 домофони	9
5	Сарматська, 42	4	144	468	164	304/65	16/3	4 домофони	9
6	Сарматська, 38	2	72	234	92	142/61	21/9	2 домофони	9
7	Сарматська, 36	4	144	468	50	308/66	71/15	4 домофони	9
8	Сарматська, 34	2	58	160	70	90/56	21/13	2 двері зал.	5
9	Сарматська, 30	5	180	585	285	300/51	48/8	5 домофон.	9
10	Сарматська, 22	4	144	468	238	230/49	37/8	4 домофони	9
11	Сарматська, 28	4	59	200	48	152/76	15/7,5	4 домофони	5
12	Сарматська, 32	2		261	91	170/65	7/3	2 домофони	14
13	Сарматська, 24	5	192	610	310	300/49	60/10	5 домофон.	9
14	Сарматська, 26	2	72	244	120	124/51	18/7	2 домофони	9
15	Леніна, 124	2	72	244	90	154/63	9/4	2 домофони	9

Продовження таблиці 1

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
16	Леніна, 120	1	36	122	21	101/83	15/12	1 домофон	9
17	Леніна, 110	3	108	366	163	203/55	36/10	3 домофони	9
18	Леніна, 108	5	192	610	230	380/62	100/16	5 домофон.	9
19	Леніна, 104	3	108	366	60	360/98	19/5	3 домофони	9
20	Леніна, 106	2	72	244	103	141/58	13/5	2 домофони	9
21	Леніна, 92	2	72	244	94	150/61	10/4	2 домофони	9
22	Леніна, 94	3	108	366	37	299/82	37/10	3 домофони	9
23	Леніна, 96	4	144	468	160	308/66	45/10	4 домофони	9
24	Леніна, 86	5	192	610	190	420/68	70/11,5	5 домофон.	9
25	Леніна, 90	5	192	610	110	500/82	63/10	5 домофон.	9
26	Леніна, 82	3	108	366	84	282/77	40/11	3 домофони	9
27	Гмирі, 39	2	72	244	80	164/67	26/10,6	2 домофони	9
28	Гмирі, 41	4	144	468	128	340/73	37/8	4 домофони	9
29	Гмирі, 47	3	108	366	30	336/92	79/21,6	3 домофони	9
30	Гмирі, 49	3	108	366	71	295/81	47/13	3 домофони	9
31	Гмирі, 63	3	108	366	64	302/82	57/15,6	3 домофони	9
32	Гмирі, 51	5	192	610	183	427/70	94/15,4	5 домофон.	9
33	Гмирі, 53	3	59	180	30	150/83	8/4	3 домофони	5
34	Гмирі, 67	4	80	240	70	170/71	19/8	4 домофони	5
35	Волгоградська, 131	2	72	244	34	210/86	19/8	2 домофони	9
36	Волгоградська, 133	2	72	244	60	184/75	36/15	2 домофони	9
37	Волгоградська, 135	2	72	244	87	157/64	28/11,5	2 домофони	9
38	Волгоградська, 173	3	108	366	40	326/89	103/28	3 домофони	9
39	Волгоградська, 141	4	59	230	71	159/69	13/5,6	3 домофони	5
40	Волгоградська, 145	4	59	230	54	176/76	46/20	2 домофони	5
41	Волгоградська, 143	3	46	180	80	100/55	10/5,5	3 домофони	5
42	Волгоградська, 137	4	144	468	230	238/51	64/14	2 домофони	9

Індивідуальне автономне опалення встановлювалось мешканцями мікрорайону приватним чином, переважно протягом 2005 р. В подальшому дозволів на встановлення індивідуального опалення не надавалось. Фактично всі квартири, по яких встановлено індивідуальне опалення, мають фасадне утеплення.

Слід відзначити, що фактично весь обсяг робіт було виконано мешканцями будинків за власні кошти. Безумовно, роботи переважно виконувались за готівкові кошти, що дає можливість виконати орієнтовну загальну оцінку.

За існуючих у місті розцінок, до речі, достатньо стабільних, витрати домогосподарств на заміну вікон на сучасні металопластикові, орієнтовно можна оцінити в сумі 14,8 млн. грн. На утеплення фасадів витрачено приблизно 1,5 ÷ 2,2 млн. грн.

Для повної заміни решти дерев'яних вікон, які вже відстояли 20 ÷ 25 років, потрібно орієнтовно 5 ÷ 7 млн. грн. Утеплення фасадів будинків в повному обсязі потребує понад 20 млн. грн. Мова йде про готівкові кошти, за умов їх витрат домогосподарствами особисто.

Ми вважаємо, що попри деякі зауваження, які стосуються фундаментальних засад фінансової політики, готівкові розрахунки слід розглядати як позитив. В цьому випадку відпадає корупційна складова, практично виключені приписування обсягів робіт, жорстко контролюється якість, існує конкурентна пропозиція. Тобто все те, що не в змозі забезпечити державний контроль або участь держави.

Звісно, розрахунки мають примітивний та умовний характер, проте якісну характеристику стану справ дають виключно адекватну.



В перерахунку на один особовий рахунок середня сума витрат на первісну теплову модернізацію будинків (фасади + вікна) становить 5,3 тис. грн. або  $650 \div 700$  у.о., що загалом є прийнятною сумою. За умов сприяння з боку держави, пільгового кредитування, компенсації витрат – обсяги зрушень мали б значно масові ший характер.

Фактично, на прикладі 60 мікрорайону м. Алчевська можна стверджувати, що значна частина заходів з відновлення інженерного стану будинків виконана мешканцями самостійно. З несуттєвими обмовками можна стверджувати, що проведено 100 % заміни сталевих труб на сучасні пластикові, 100 % під'їздів облаштовано дверима та упорядковано, 2/3 вікон замінено на більш сучасні та теплоефективні металопластикові, фактично всі власники індивідуального опалення виконали теплоізоляцію фасадів своїх квартир. На жаль, участь держави та міста загалом обмежено заборонаю на встановлення індивідуаль-

ного опалення і критикою утеплення фасадів, що нібито спотворює образ будинків.

За неофіційною інформацією, в найбільш холодний період зими 2011 – 12 рр., температура теплоносія на магістралях мікрорайону № 60 становила  $56^{\circ}\text{C}$  на вході та  $35 \div 36^{\circ}\text{C}$  на виході.

#### **Висновки та напрям подальших досліджень.**

Висновок: неорганізоване суспільство, окремі мешканці поступово, але цілеспрямовано забезпечують виконання заходів енергозбереження при мовчазному самотусуєнню держави. Діюча програма підвищення енергоефективності у будівництві містить основні напрями та пропозиції стосовно покращення ситуації в галузі, проте в повному осязі не виконується. На підставі системного аналізу дії всіх факторів – технічних, соціально – економічних тощо, слід впроваджувати заходи, здійснення яких відповідає інтересам усіх причетних сторін, та буде безумовно підтримане мешканцями міст.

#### **Бібліографічний список**

1. Звягинцев В.Л. О центральном и индивидуальном теплоснабжении / В.Л. Звягинцев // Энергосбережение, 2011. - №1 - С.12-1.
2. Атаманчук В.В. Переваги та недоліки централізованого та автономного опалення / В.В. Атаманчук // Містобудування та територіальне планування: Наук.-техн. збірник. – К.: КНУБА, 2007. – Вип. 27. – С.29-33.
3. Блащук А.С. Централізоване теплопостачання – безпека держави (презентація) / А.С. Блащук // Енергозбереження в будівництві та архітектурі: Наук.-техн. збірник. – К.: КНУБА, 2011. – Вип. 1. – С.164-172.
4. Галузева програма підвищення енергоефективності у будівельній галузі на 2010 – 2014 роки / Розроблена на виконання Розпорядження Кабінету Міністрів України від 17.12.2008 р. № 1567-р «Про програми підвищення енергоефективності та зменшення споживання енергоресурсів». – Офіц. вид. – К., 2009. – 95 с.

*Рекомендовано до друку д.т.н., проф. Дроздом Г.Я.*

к.т.н. Симонова И.Н.,  
к.т.н. Долголаптев В.М.,  
к.т.н. Симонов С.И.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

## ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОСТИ В КОММУНАЛЬНОЙ СФЕРЕ

*У статті наведені проблеми енергоефективності, що виникають у житловому будівництві, а також визначена структура тепловтрат зовнішніх огорожень житлового будинку серії І-480А.*

**Ключові слова:** *приведений опір теплопередачі, теплопровідні включення, тепловий потік, температурні поля.*

*В статье приведены проблемы энергоэффективности, возникающие в жилищном строительстве, а также определена структура теплопотерь наружных ограждений жилого дома серии І-480А.*

**Ключевые слова:** *приведенное сопротивление теплопередачи, теплопроводные включения, тепловой поток, температурные поля.*

**Постановка проблемы в общем виде и ее связь с важными научными и практическими заданиями.** Проблема энергоэффективности в коммунальной сфере является актуальной для многих стран мира, а особенно для Украины, для которой цена на газ приблизилась к мировой цене. Требования к повышению энергоэффективности зданий, а также потребность в использовании альтернативных источников тепловой энергии возникли в связи с повышающимися год от года ценами на энергоносители. Поэтому с каждым годом все увеличиваются тарифы для населения и бюджетных организаций, а качество доставки теплоносителя потребителям все ухудшается. Сегодня потребители тепловой энергии оплачивают сверхнормативные потери тепла в открытых и неотапливаемых подъездах, в неутепленных чердаках и подвалах, через наружные и внутренние стены, через старые окна и балконные двери, через давно неремонтированные стены с трещинами и облезшей штукатуркой, через устаревшие трубы и оборудование зданий.

Правительством принимаются программы по энергосбережению, но принятие программ еще не означает их практической реализации. Неверно принятая

концепция энергосбережения может привести при ее реализации к значительным неоправданным расходам материальных ресурсов и малоэффективным капиталовложениям, а сама цель по экономии тепловой энергии достигнута в достаточной мере не будет.

Проблема энергосбережения является актуальной еще в том аспекте, что многие здания, в частности в г. Алчевске, имеют достаточную степень износа и фактически не ремонтируются, а разрушенные системы отопления подъездов, недогрев помещений в зимнее время и многое другое, только усугубляют эту проблему. Попытки жильцами самостоятельно утеплять наружные стены, в масштабах экономии тепловой энергии, фактически ни к какой экономии не приводят.

### **Анализ последних достижений и публикаций.**

По данной проблеме энергосбережения в последние годы вышло большое количество нормативных документов по проектированию и расчету теплопотерь наружных ограждений, а также нормативные документы по устройству и конструктивному решению систем теплоизоляции зданий. Изданы и нормы проектирования таких систем. По решению проблем энерго-

сбережения имеется огромный зарубежный опыт, в частности опыт Германии. Во времена существования ГДР жилищное хозяйство было в большей степени ориентировано на достижение количественных результатов. Основной упор в жилищном секторе делался на жилищное строительство, в которое, соответственно, и инвестировались средства. Целью жилищной политики было максимальное увеличение объемов и площадей жилищного фонда, а содержанию и ремонту имеющегося жилья не уделялось должного внимания.

Поэтому большинство панельных домов, построенных в 60-е и 70-е годы, к концу 90-х нуждались в срочном ремонте. После объединения Западной и Восточной Германии первоочередными мерами стало предотвращение дальнейшего разрушения зданий, их сохранение. Применялся прием «начни снаружи», т.е. ремонтные работы начинались с крыш, внешних стен и окон, проводки, отопительной системы, и только потом проводились работы внутри квартир: в основном модернизация ванных комнат и кухонь, а также перепланировка. Финансирование этих крупномасштабных ремонтных работ проводилось с помощью большой долгосрочной государственной программы «Aufschwung Ost» («Расцвет Востока»). Путем увеличения квартплаты к участию в финансировании ремонтных работ привлекались и жильцы, [1]. Но жильцы знали, за что они платят. Данный опыт показывает, что прежде чем заниматься утеплением зданий, необходимо провести их ремонт и тщательные обследования.

Значительный прогресс в отрасли энергосбережения вызван появлением и утверждением Отраслевой программы энергоэффективности в строительстве на 2010 – 2014 годы, разработанной Научно-техническим центром по вопросам энергоэффективности и энергосбережения в сфере строительства ДП НИИ строительных конструкций, [2]. Утверждение самой программы - это еще не решение проблемы, если нет финансиру-

ния на разработку научного подхода и на проведение этих работ.

Повышение теплозащиты зданий требует расчета теплопотерь существующего жилого фонда с целью их дальнейшей термореконструкции, до утепления здания, т.е. необходимо проводить анализ самой структуры теплопотерь, который до сих пор недостаточно изучен. Этой проблеме посвящены работы многих авторов, в частности [3, 4]. Исследуют эту проблемы и авторы статьи на примере жилого фонда г. Алчевска.

**Постановка задач.** Целью исследований является, определение структуры теплопотерь наружных ограждений на примере жилых домов г. Алчевска и определение проблем энергосбережения.

**Представление основного материала исследований с полным обоснованием полученных результатов.** Теоретические исследования были направлены на определение теплопотерь ограждающих конструкций на примере двухподъездной секции крупнопанельного жилого дома серии 1-480А. Здание имеет холодный чердак. В подвале проходят трубопроводы отопления и горячего водоснабжения (на сегодняшний день отсутствует). Подъезд неотапливаемый (система отопления демонтирована).

Методика расчета структуры теплопотерь усложняется еще тем, что здание не является однородной структурой по поверхности, а зачастую имеет теплопроводные включения из материалов с коэффициентом теплопроводности, большим коэффициента теплопроводности материала ограждения, которые снижают температуру внутренней поверхности ограждения и уменьшают реальные сопротивления теплопередачи конструкции в целом. Примерами теплопроводных включений в наружных ограждениях являются: элементы железобетонных или стальных каркасов, прокладные ряды из натурального камня в кирпичных стенах, ребра и перемычки в крупнопанельных конструкциях и прочие. Часто в стыках стеновых панелей имеется

соединение плиты междуэтажного перекрытия с балконной плитой или плитой лоджии, которые при недостаточном утеплении в междуэтажном поясе могут вызвать значительное понижение температуры пола у наружных стен. Поэтому все этапы расчета теплопотерь здания должны основываться на современной методологической и нормативной базе.

Приведенное сопротивление теплопередачи ограждающих конструкций и теплопотери рассчитывалось в соответствии с требованиями ДБН В.2.6-31:2006 с учетом теплопроводных включений в стыках и теплопотерь через внутренние стены здания, которые граничат с неотапливаемым подвездом. Расчетные удельные теплопотери на отопление здания за отопительный период составляют  $152 \text{ кВт} \cdot \text{час}/\text{м}^2$ , что превышает максимально допустимое значение для такого здания  $79 \text{ кВт} \cdot \text{час}/\text{м}^2$ , установленного ДБН В.2.6-31:2006. Следует отметить, что внутри одного дома удельные теплопотери существенно отличаются для разных квартир. Так, в исследуемой секции наибольшие удельные теплопотери наблюдаются в угловой трехкомнатной квартире девятого этажа с глухими торцевыми стенами -  $235 \text{ кВт} \cdot \text{час}/\text{м}^2$ , а наименьшие в неугловой трехкомнатной квартире среднего этажа -  $146 \text{ кВт} \cdot \text{час}/\text{м}^2$ . Угловая двухкомнатная квартира среднего этажа имеет такой же показатель -  $146 \text{ кВт} \cdot \text{час}/\text{м}^2$ , что объясняется относительно небольшой площадью стен, граничащих с неотапливаемым подвездом. В то же время, анализируя теплопотери по помещениям данной квартиры видно, что 45% ( $3275 \text{ кВт} \cdot \text{час}$ ) всех теплопотерь квартиры приходится на угловую комнату площадью  $17,2 \text{ м}^2$ , что дает удельные тепло-

потери для данной комнаты  $3275/17,2 = 190 \text{ кВт} \cdot \text{час}/\text{м}^2$ .

Распределение структуры теплопотерь приведем на примере жилого дома серии 1-480А, результаты покажем на рисунках 1, 2.

Проведенные исследования позволяют определить наиболее слабые в теплотехническом отношении места как для здания в целом, так и для отдельной квартиры и даже внутри квартиры для конкретных помещений.

На рисунке 1 указаны теплопотери именно жилого дома серии 1-480А, причем расчеты велись с учетом того, что отопление подъезда в жилом доме отсутствует. Поэтому теплопотери через наружные и внутренние стены составляют 62%. Причем, чаще всего уделяется внимание утеплению наружных стен, хотя через стены, выходящие на лестничную клетку, теряется значительное количество тепла. В частности 33,12% всех теплопотерь приходится на внутренние стены и входные двери в квартиру. Через каждую внутреннюю стеновую панель за отопительный сезон теряется от 1035 до 1692 кВт·час тепла, что больше, чем через любую другую ограждающую конструкцию. Это объясняется тем, что внутренние стеновые панели выполнены из железобетона, имеющего высокую теплопроводность  $\lambda_A = 1,92 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$ . Внутренние стены не рассчитаны на теплопередачу, поэтому один из путей повышения энергоэффективности здания – это либо восстановление подъездного отопления, либо утепление внутренних стен, выходящих на лестничную клетку.

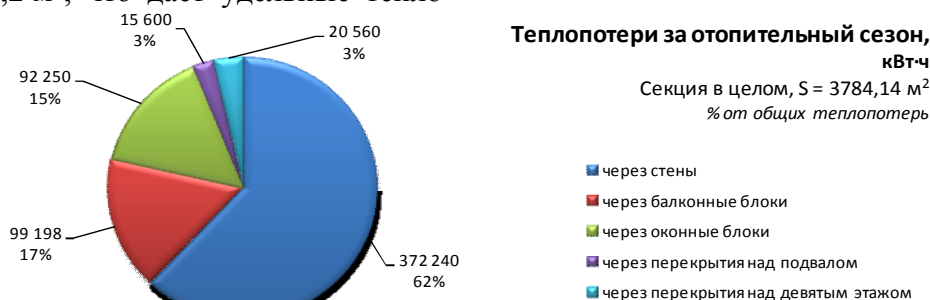


Рисунок 1 – Распределение теплопотерь по дому серии 1-480А

Полученные теоретические результаты показывают, что большое количество тепла теряется также через оконные и балконные блоки (соответственно 15% и 17%). А экспериментальные данные показывают, что замена деревянных окон на пластиковые не всегда дает ожидаемый результат с точки зрения потерь тепла, рисунок 3.

Из рисунка 3 следует, что максимальные потери тепла происходят через оконные проемы (максимальная температура). Причем в самих стеклопакетах теплопо-

терь нет, а вот монтаж пластиковых окон выполнен не качественно. Поэтому замена старых окон на пластиковые еще не гарантируют уменьшение теплопотерь, так как теплопотери через окна этажом ниже с деревянными переплетами несколько ниже, но тепло теряется дополнительно через трещины в стеклах.

Этот кадр приведен еще для того, чтобы сравнить сопротивления теплопередачи в панелях с наружным утеплением и без него. Утепление осуществлялось самими жильцами, толщина утепления составила 5 см.

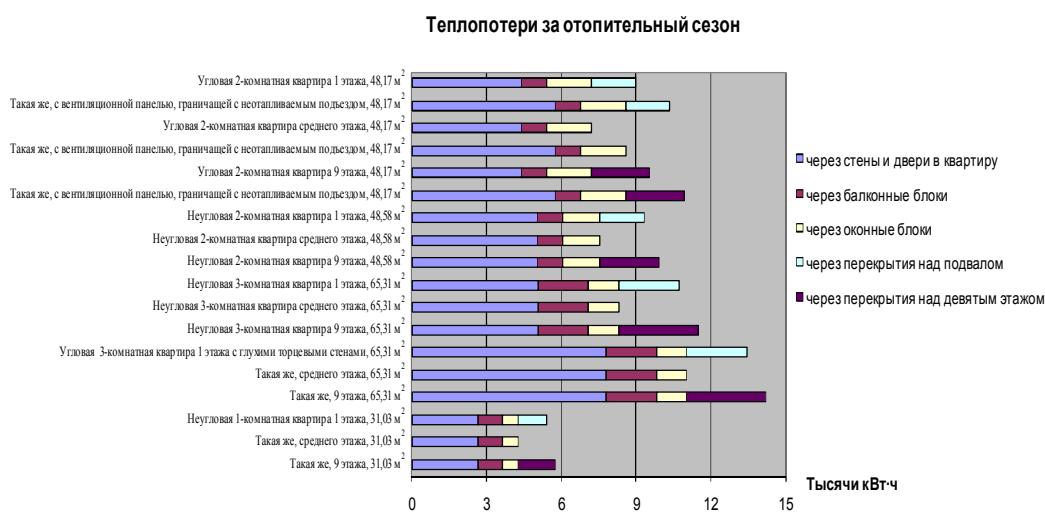


Рисунок 2 – Распределение теплопотерь по квартирам в доме

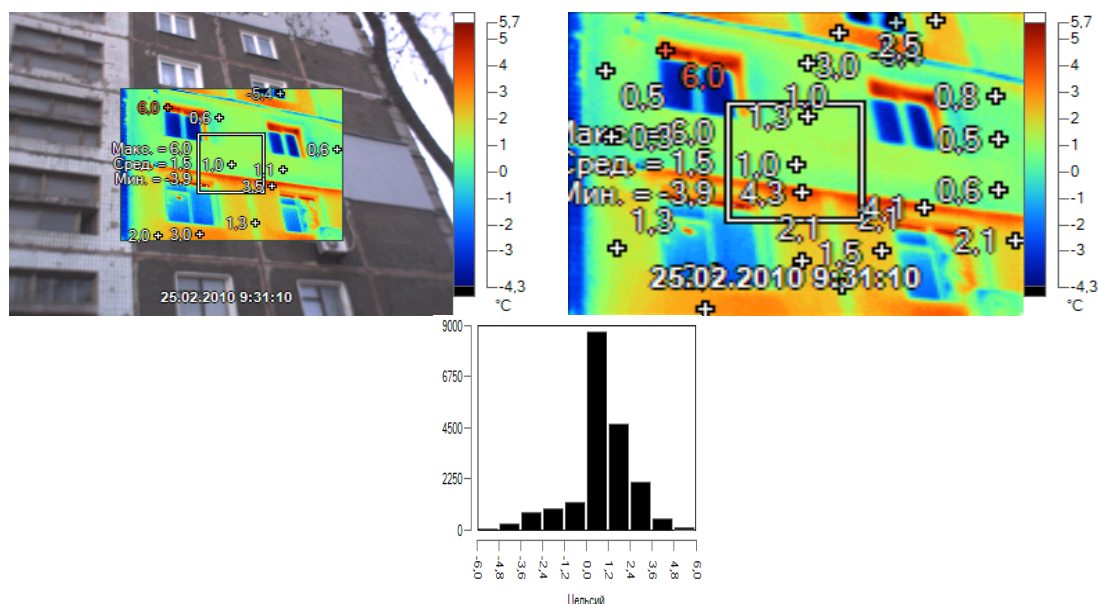


Рисунок 3 – Распределение температурного поля по поверхности стеновых панелей серии 1-480А, полученное путем тепловизионного исследования



Интересный факт состоит в том, что сопротивление теплопередачи на поверхности стеновой панели (определялись по максимально встречающейся температуре согласно гистограмме) составили:

$R_{o.n} = 0,69 \text{ м}^2 \cdot ^\circ \text{C} / \text{Вт}$ , ( $t_{cp} = 1,2^\circ \text{C}$ ) – без системы утепления фасада;

$R_{o.n} = 1,1 \text{ м}^2 \cdot ^\circ \text{C} / \text{Вт}$ , ( $t_{cp} = 0,5^\circ \text{C}$ ) – с использованием системы утепления фасада.

Использование системы утепления фасада увеличивает сопротивление теплопередачи стены до 50% (за весь период наблюдения).

Безусловно, на снижение сопротивления теплопередачи оказывают влияние многие факторы, что уже было сказано выше. Но факт остается фактом, использование системы утепления толщиной 5 см не достаточно для первой температурной зоны, к которой относится город Алчевск.

Огромные потери тепла происходят через полы первого этажа, а также в стеновых панелях первого этажа, рисунок 4.

**Выводы и перспективы дальнейшего развития.** На основании вышесказанного можно сделать вывод, что проведение только утепления наружных стен – это еще не гарантия энергосбережения. Кроме то-

го, проведение качественных работ по утеплению фасадов зданий – это тема отдельной статьи. Использование системы утепления самими жильцами увеличивает сопротивление теплопередачи конструкции максимум до  $1,3 \text{ м}^2 \cdot ^\circ \text{C} / \text{Вт}$ , но не до необходимых  $2,8 \text{ м}^2 \cdot ^\circ \text{C} / \text{Вт}$  для нового строительства и  $2,2 \text{ м}^2 \cdot ^\circ \text{C} / \text{Вт}$  для реконструируемых зданий. Температурное поле на поверхности ограждающих конструкций, безусловно, становится равномерней. Для жильцов дома – это повысит температуру в квартире на несколько градусов, но проблему экономии тепловой энергии в масштабах дома, не решит. Если рассматривать проблему в государственном масштабе, то для достижения энергосбережения зданий необходимо создание теплоизолирующей оболочки здания, т.е. производить комплексное утепление стен, чердачного перекрытия и пола первого этажа. Обязательно решить проблему отопления подъездов, либо утеплять внутренние стены, выходящие на лестничную клетку. Учитывая износ некоторых зданий, необходимо произвести ремонтные работы по заделке швов, составить энергетический паспорт здания, а уже потом решать проблемы утепления наружных ограждений.

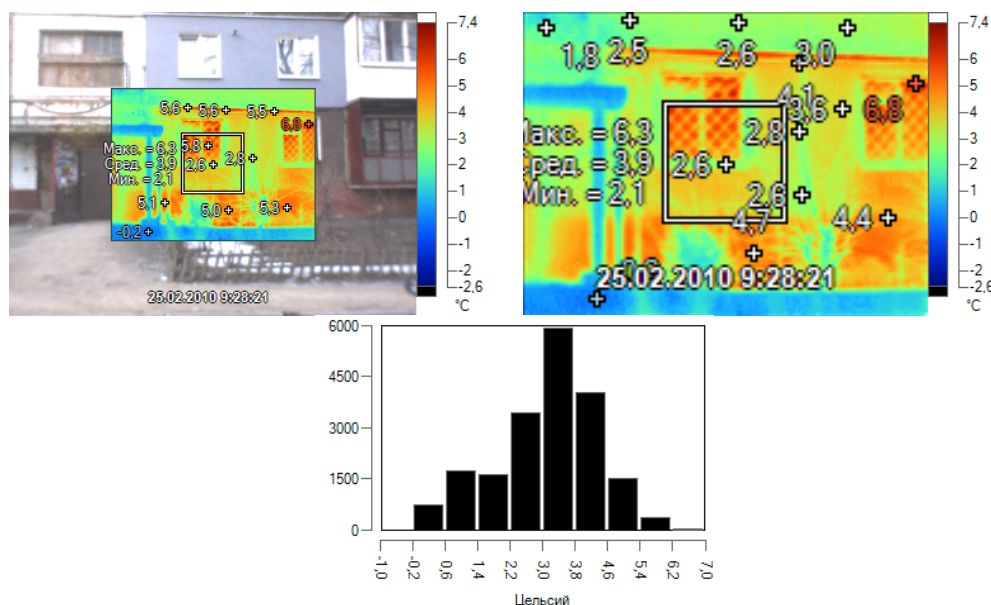


Рисунок 4 – Распределение температурного поля по поверхности стеновых панелей первого этажа серии 1-480А, полученное путем тепловизионного исследования

Отметим, что для определения расчетных затрат тепловой энергии на отопление здания на протяжении отопительного сезона следует учесть дополнительные теплотери, связанные с ориентацией ограждений по сторонам света, поступлением холодного воздуха через входы, теплотери за счет инфильтрации и вентиляции. Также следует учесть бытовые теплопоступления и тепловые поступления через окна от солнечной радиации на протяже-

нии отопительного периода. Учет этих факторов находится в стадии разработки и является предметом дальнейших исследований авторов, также как и определение структуры теплотерь за отопительный период в жилых зданиях серий 1-480-34, 1-121. В то же время, уже имеющиеся данные позволяют более грамотно подходить к вопросам теплоизоляции зданий первых массовых серий.

### Библиографический список

1. Энергосбережение в жилищном фонде: проблемы, практика и перспективы. – М.: депа, Фонд «Институт экономики города», 2004. – 108 с.
2. Галузева програма підвищення енергоефективності у будівельній галузі на 2010 – 2014 роки / Розроблена на виконання Розпорядження Кабінету Міністрів України від 17.12.2008 р. № 1567-р «Про програми підвищення енергоефективності та зменшення споживання енергоресурсів». – Офіц. вид. – К., 2009. – 95 с.
3. Фаренюк Г.Г. Составляющие теплотерь зданий первых массовых серий и возможности изменения их структуры / Г.Г. Фаренюк // Реконструкція житла. – 2003. – С. 99 – 102.
4. Малявина Е.Г. Теплотери здания: [справ. пособ.] / Е.Г. Малявина. – М.: «АВОК-ПРЕСС», 2007 – 120 с.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Должиковым П.Н.*

к.т.н. Бондарчук В.В.,  
Пантелеев А.Е.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

## ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ БЕТОНА НА ПРИОПОРНЫХ УЧАСТКАХ СТАЛЕЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ДВУХПРОЛЁТНЫХ ПЛИТ С НЕСЪЁМНОЙ ОПАЛУБКой ИЗ ПРОФИЛИРОВАННОГО НАСТИЛА, ОРИЕНТИРОВАННОГО УЗКИМИ ПОЛКАМИ ВНИЗ

*Пропонується методика дослідження напруженого стану бетону на приопорних ділянках сталезалізобетонної плити. Побудовано кінцево-елементну модель комбінованої двопрогінної плити з профільованим настилом, орієнтованим вузькими полицями донизу та зроблено аналіз напруженого стану бетону з використанням обчислювального комплексу "Ліра". Наведено результати розрахунків.*

**Ключові слова:** методика, дослідження, бетон, сталезалізобетонна двопрогінна плита, комбінована двопрогінна плита, профільований настил, вузькі полиці.

*Предлагается методика исследования напряженного состояния бетона на приопорных участках сталежелезобетонной двухпролётной плиты. Построена конечно-элементная модель комбинированной двухпролётной плиты с профилированным настилом, ориентированным узкими полками вниз и выполнен анализ напряженного состояния бетона с использованием вычислительного комплекса "Лира". Приведены результаты расчётов.*

**Ключевые слова:** методика, исследование, бетон, сталежелезобетонная двухпролётная плита, комбинированная двухпролётная плита, профилированный настил, узкие полки.

Согласно нормативной документации стальной профилированный настил (СПН), применяемый в качестве несъёмной опалубки для сталежелезобетонных плит, должен соответствовать определённым конструктивным требованиям. Одними из основных требований являются ограничения минимальных размеров СПН и правила их укладки:

- ширина гофра для приварки анкеров должна быть не менее 50 мм;
- профилированный настил рекомендуется ориентировать широкими гофрами вниз, а при отсутствии гибкой арматуры допускается ориентация СПН и узкими полками вниз [1, 2];
- область применения ограничивается настилами с узким шагом стенок [3].

Минимальную ширину гофра 50мм принимают в связи с технологическими возможностями приварки анкеров. Если в качестве анкеров применять болты, то теоретически ширину гофра СПН возможно уменьшить. Как поведёт себя бетон на

приопорных участках при уменьшении толщины ребра можно прогнозировать, выполнив расчёт методом конечных элементов (МКЭ) в физически нелинейной постановке на модели, максимально приближенной к реальному объекту.

Целью данной работы является анализ напряженного состояния (НС) бетона на приопорных участках комбинированной двухпролётной плиты с профилированным настилом, ориентированным узкими полками вниз.

Для решения поставленной задачи была построена двухпролётная конечно-элементная модель (КЭМ) плиты с несъёмной опалубкой из СПН малого размера С44 [4], ориентированного вниз узкой шириной гофра. Рассматриваемая плита, шириной 1 м, состоящая из двух пролётов по 3 м, содержит 5 волн. С целью уменьшения порядка решаемой системы уравнений рассматривается средняя волна. Сечение волны и разбивка на конечные элементы (КЭ) в сечении показаны на рисунке 1.



Узлы боковых граней закреплены от перемещений, перпендикулярных поверхностям этих граней. Так как профилированный настил С44 выполнен с гладкими гранями и не имеет рифов и отверстий для сцепления с бетоном в данном варианте для совместной работы бетона и профилированного настила на узкой полке смоделированы анкера.

Бетон плиты смоделирован объёмными элементами, СПН - оболочечными пластинчатыми элементами, арматура и анкеры - стержневыми элементами.

Нормативные нагрузки и характеристики материалов плиты назначены в соответствии с ДБН [5, 6], ДСТУ [4, 7].

Плита рассчитана на нагрузку от собственного веса с коэффициентом надёжности по нагрузке  $\gamma_f=1,1$  и полезную нагрузку, равную 1,5 кПа с коэффициентом надёжности  $\gamma_f=1,3$ . Согласно требованиям к качеству материалов проектный класс бетона по прочности на сжатие должен соответствовать В15 - В25 (С12/15 - С20/25) [8].

Проведём исследование напряженного состояния для тяжелого бетона класса С12/15 естественного твердения. Характеристики материалов, принятые в расчете, приведены на рисунке 2.

Загружение 1

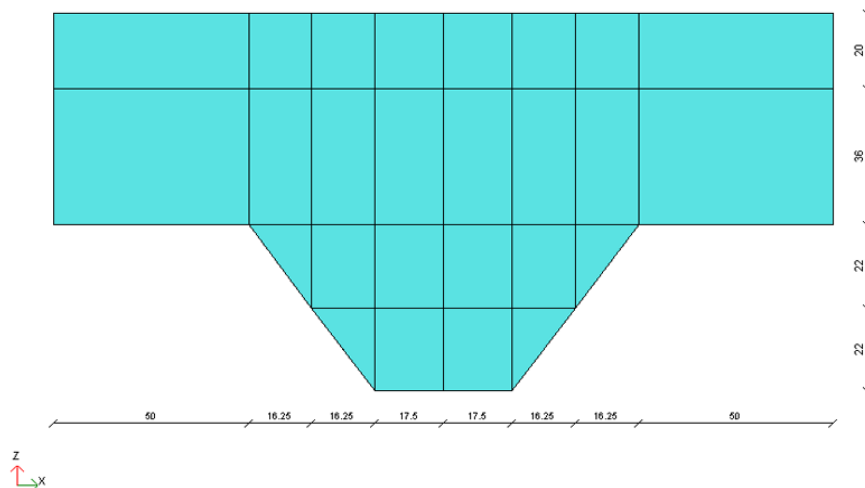


Рисунок 1 - Объёмная модель двухпролётной плиты с СПН, ориентированным узкими полками вниз

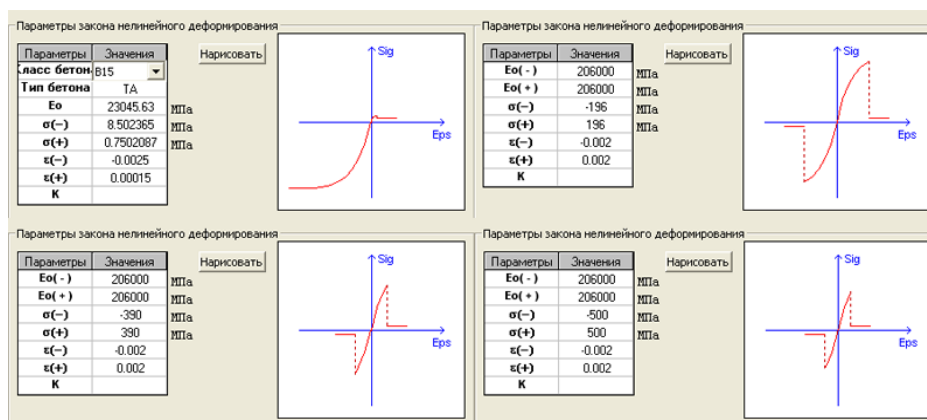


Рисунок 2 - Характеристики материалов плиты, принятые в расчётах с бетоном класса С12/15

Расчёты выполнены методом конечных элементов (МКЭ) в физически нелинейной постановке с использованием вычислительного комплекса «Лира».

В результате выполненного расчета установлены прогиб плиты в пролётах, который составил 1,002 мм и состояние материалов после деформаций. Оказалось, что трещины образовались в нижней средней части ребра пролётов плиты в зоне, где действует наибольший изгибающий момент, а также в ребре плиты на опорных участках крайних опор и в верхней части надопорной зоны средней опоры. Помимо трещин расчёт показал разрушение бетона при растяжении в верхней части надопорной зоны средней опоры. При этом в процентном отношении трещины составили 4,9%, а разрушения - 0,5%. На рисунке 3 показана зона разрушенного при растяжении бетона в верхней части надопорной зоны средней опоры.

Согласно литературе [1, 2] расчет плиты на образование и раскрытие трещин в растянутой зоне для верхней поверхности бетона надопорных зон выполняется только в случаях установки расчетной надопорной гибкой арматуры, создающей неразрезность конструкции, как для железобетонного изгибаемого элемента с обычным армированием без учета СПН.

Многочисленные эксперименты показали, что напряжение в растянутой арматуре

зависит от относительной высоты сжатой зоны бетона. Такая относительная высота сжатой зоны бетона, при которой напряжения в арматуре достигнут предельных значений, называется граничной (предельной), ибо именно она служит критерием, по которому можно судить, по какому случаю разрушения будет работать рассматриваемая железобетонная конструкция.

Согласно источнику [9] уравнение для определения граничного значения относительной высоты сжатой зоны бетона имеет вид

$$\xi_R = \frac{\omega}{\left[ 1 + \frac{\sigma_{sR}}{\sigma_{sc,u}} \left( 1 - \frac{\omega}{1,1} \right) \right]}, \quad (1)$$

где  $\sigma_{sR}$  – условные напряжения в арматуре растянутой зоны;

$\sigma_{sc,u}$  – напряжения в арматуре сжатой зоны;

$\omega$  – относительная высота сжатой зоны бетона, при которой фактическая нулевая линия проходит по арматуре.

$$\omega = \alpha - 0,008 f_{cd}, \quad (2)$$

где  $f_{cd}$  – расчётное значение прочности бетона на сжатие;

$\alpha$  – коэффициент равный 0,75-0,85, принимаемый в зависимости от класса бетона.

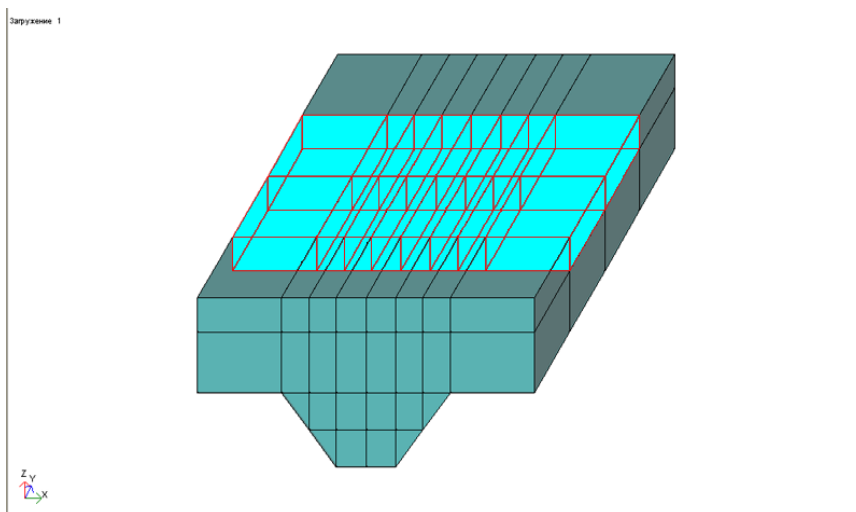


Рисунок 3 - Зона разрушенного бетона в верхней части надопорной зоны средней опоры комбинированной двухпролётной плиты с СПН, ориентированным узкими полками вниз

Исходя из вышеприведенных уравнений, можно сказать, что граничная высота сжатой зоны зависит не только от физико-механических характеристик арматуры, но и от физико-механических свойств бетона. Поэтому факт разрушения бетона в верхней части надпорной зоны средней опоры требует пересмотра конструкции армирования надпорной части или повышения класса бетона, что будет рассмотрено в статье дальше.

Проведём исследование напряженного состояния для тяжелых бетонов классов C16/20 и C20/25 естественного твердения. Характеристики бетонов приведены на рисунке 4, а характеристики для профилированного настила и арматуры приняты, как и для плиты с бетоном C12/15.

В результате выполненного расчета плиты из бетона класса C16/20 получено меньшее значение прогиба плиты в пролётах, которое составило 0,856 мм, а также изменения произошли и в состоянии материалов. Процент образования трещин увеличился с 4,9% до 5,0%, а разрушения бетона при растяжении в верхней части надпорной зоны средней опоры отсутствуют. Однако в верхней части надпорной зоны средней опоры, где было зафиксировано разрушение материала, расчёт показал наличие трещин.

Результаты, полученные после выполненного расчета плиты из бетона класса

C12/25, показали меньший прогиб плиты в пролётах, который составил 0,769 мм, а также процент образования трещин уменьшился до 4,0%.

Характер образования и ширину раскрытия трещин необходимо изучить дополнительно.

### Выводы

Для анализа напряженно-деформированного состояния комбинированных двухпролётных плит с СПН, ориентированным узкими полками вниз разработана конечно-элементная модель, позволяющая определить состояние материалов при эксплуатационных нагрузках.

Выполнены расчёты НС комбинированной плиты с бетонами классов C12/15, C16/20 и C20/25 в физически нелинейной постановке.

В результате расчётов установлено, что на разрушение бетона в верхней части надпорной зоны средней опоры влияет не только конструкция армирования надпорной части, но и физико-механические свойства материалов.

Полученные результаты свидетельствуют о том, что для комбинированных двухпролётных плит с СПН, ориентированным узкими полками вниз в случаях применения бетона класса C12/15 надпорная зона средней опоры требует пересмотра конструкции армирования.

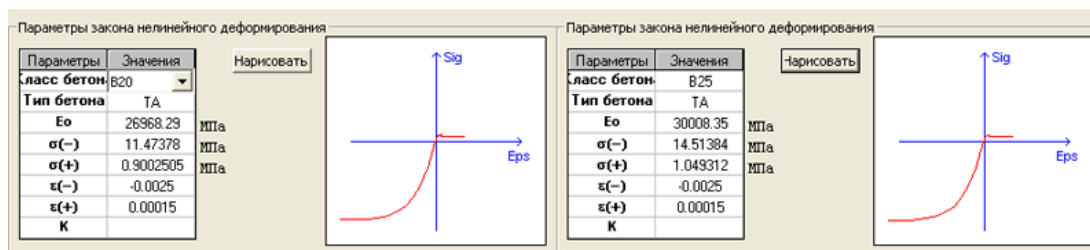


Рисунок 4 - Характеристики бетонов классов C16/20 и C20/25

**Библиографический список**

1. Рекомендации по проектированию монолитных железобетонных перекрытий со стальным профилированным настилом НИИЖБ. - ЦНИИ промзданий. – М. : Стройиздат, 1987. – 37 с.
2. Перекрытия сталежелезобетонные с монолитной плитой по стальному профилированному настилу. Расчёт и проектирование: Стандарт организации СТО 0047-2005. – М. : ЗАО «ЦНИИПСК им. Мельникова», ЗАО «Хилти Дистрибьюшин Лтд», 2005. – 65 с.
3. Конструкції будинків і споруд. Сталезалізобетонні конструкції. Основні положення.: ДБН В.2.6-160:2010. – К. : Мінрегіонбуд України, 2011. – 55 с.
4. Конструкції будинків і споруд. Профілі сталі листові гнуті з трапецієвидними гофрами для будівництва. Технічні умови.: ДСТУ Б В.2.6-9-95. – К. : Державний комітет України у справах містобудування і архітектури, 1997. – 34 с.
5. Нагрузки и воздействия. Нормы проектирования. 2003: . ДБН В.1.2-2:2006. – К. : Минстрой Украины, 2006. – 78 с.
6. Конструкції будинків і споруд. Бетонні та залізобетонні конструкції. Основні положення : ДБН В.2.6-98:2009. – К. : Мінрегіонбуд України, 2011. – 71 с.
7. Сталь для армування бетону. Зварювана арматурна сталь. Загальні технічні умови.: ДСТУ EN 10080:2009 – К.: Держспоживстандарт України, 2012. – 64 с.
8. Монолитные перекрытия зданий и сооружений/ [Санников И. В., Величко В. А., Сломонов С. В.и др.] – К. : Будівельник, 1991. – 153 с.
9. Проектирование железобетонных конструкций. Справочное пособие/[ Гольшев А. Б., Бачинский В. Я., Полищук В. П.и др.] – К. :Будівельник, 1990. – 543 с.

**Рекомендована к печати д.т.н., проф. Должиковым П.А.**

Бизирка И.И.  
(ЛНАУ, г. Луганск, Украина)

## ОРГАНО-МИНЕРАЛЬНЫЙ ПОРОШОК КАК ЗАМЕНИТЕЛЬ ТРАДИЦИОННОГО МИНЕРАЛЬНОГО ПОРОШКА ДЛЯ АСФАЛЬТОБЕТОНА

*Наведено порівняльний аналіз фізико-механічних характеристик мінерального порошку і ор-гано-мінерального порошку з осадів стічних вод, а також проаналізовані дослідження асфальтового в'язучого та асфальтобетону з цими добавками.*

**Ключові слова:** порошок мінеральний, осад стічних вод, утилізація, сировинна база, асфальтобетон.

*Приведен сравнительный анализ физико-механических характеристик минерального порошка и ор-гано-минерального порошка из осадков сточных вод, а так же проанализированы исследования асфальтового вяжущего и асфальтобетона с этими добавками.*

**Ключевые слова:** минеральный порошок, осадок сточных вод, утилизация, сырьевая база, асфальтобетон.

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

В последние годы дорожные организации страны в качестве минерального порошка использовали цементную пыль, золу-унос, шлаковые отходы.

Однако вопрос о решении сырьевой базы для получения минерального порошка из техногенных отходов промышленности является по-прежнему открытым.

Исходя из возможности утилизации в асфальтобетон подготовленных (высушенных и измельченных) коммунальных отходов – осадков сточных вод (ОСВ) [1], последние можно рассматривать как сырьевую базу для получения дисперсного ор-гано-минерального порошка.

### Анализ последних достижений и публикаций.

Наиболее полно вопрос утилизации ОСВ в асфальтобетон освещен в работе [1]. В ней показана возможность использования этого ор-гано-минерального отхода в качестве компонента (аналога минерального порошка) асфальтобетона. В работе [2] обосновано эффективность и конкурентоспособность использования ор-гано-минерального порошка в асфальтовом вяжущем. В связи с наличием в ор-гано-

минеральном порошке органической составляющей представляет интерес его со-ответствия требованиям, предъявляемым ДСТУ [3] к минеральным порошкам.

### Цель работы.

Выполнить сравнительный анализ традиционного минерального порошка для асфальтобетона и ор-гано-минерального порошка из осадков сточных вод, исследовать свойства асфальтового вяжущего и асфальтобетона с добавками минерального порошка, золы и ор-гано-минерального порошка.

### Материалы и методики исследований.

Использовали: а) депонированный в течение 10 лет ОСВ Октябрьских очистных сооружений г. Луганска; б) золу после сжигания ОСВ; в) минеральный порошок по [3]; г) органическое вяжущее – битум дорожный БНД 60/90.

Исследовали свойства ор-гано-минерального порошка по ГОСТ 12784-78 – “Порошок минеральный для асфальбетонных смесей. Методы испытаний” и сопоставляли их с требованиями [3]; свойства асфальтового вяжущего по ГОСТ 11501, ГОСТ 11506, ГОСТ 11505 и ДСТУ Б.В.2.7-81-98; свойства асфальтобетона по ДСТУ Б.В.2.7-119-2003.

### Результаты и их обсуждение.

Минеральный порошок [3] представляет собой каменную муку или пыль, получаемую в результате дробления известняков и доломитов.

Минеральный порошок бывает двух видов: неактивированный и активированный.

Минеральный порошок МП-1 активированный или неактивированный получают в результате измельчения или помола карбонатных пород.

Минеральный порошок МП-2 из некарбонатных пород, а так же произведенный из вторичных отходов промышленного производства: металлургических шлаков, золы-уноса, цементной пыли и др.

В таблице 1 приведены сопоставительные данные показателей, предъявляемых к минеральному порошку I и II марки (из техногенного сырья) и органо-минерального порошка из ОСВ.

По основным нормируемым показателям: зерновому составу, пористости, набуханию образцов из смеси порошка с битумом, показателю битумоемкости, влажности - органо-минеральный порошок соответствует требованиям ДСТУ Б.В.2.7-121-2003, при этом по ряду показателей он соответствует порошку II марки (пористость), а по отдельным показателям минерального порошку I марки.

Таблица 1 – Сопоставление требований к материалам, применяемым в качестве минерального порошка в сравнении с осадком сточных вод (ОСВ)

№ п/п	Наименования показателя	Нормы по маркам и видам минерального порошка, по требованиям ДСТУ Б.В.2.7-121-2003			Основные показате- ли производе- лей минерального порошка		Органо-минеральный порошок из ОСВ
		I марка		II марка			
		активи- рован- ный	неакти- виро- ванный	неактиви- рованный	Фирма ООО “Алеко” Украина	“Ком- пания Елань” Россия	
1	2	3	4	5	6	7	8
1	Содержание час- тиц, % по массе, не менее - менее 0,071 мм - менее 1,25 мм	80 100	70 100	40 100	70 100	71,3 100	80 100
2	Пористость, % по объему, не более	30	35	40	35	31,6	36,36
3	Набухание образ- цов из смеси по- рошка с битумом, не более,%	1,5	2,5	3,0	2,5	2,2	2,35
4	Показатель битумо- емкости, г, не более	50	65	75	-	56,6	79,27
5	Влажность, % по массе, не более	0,5	1,00	2,5	1	0,45	0,5

Остается неясным - к какой категории активированный или неактивированный относится органо-минеральный порошок. Исходя из данных [4], органическая составляющая осадка имеет следующий элементный состав: углерод 35,4-87,8%, водород 4,5-8,7%, сера 0,2-2,7%, азот 1,8-8,0% и кислород 7,6-35,4%, которая при хранении осадка во времени преобразуется в белково-, жиро-, углеводоподобные вещества, в сумме составляющие 80—85%. Остальные 15—20% приходятся на долю лигнино-гумусового комплекса соединений. Суммарное содержание тяжелых металлов в осадке по данным химического анализа “Водоканалов” не превышает 0,3%. Жироподобные вещества обладают анионноактивными свойствами, а тяжелые металлы катионноактивными. Подобные вещества в соответствии с приложением А [3] специально используются для активации минеральных порошков. Таким образом, органо-минеральный порошок из ОСВ является активированным, что и делает его конкурентом традиционному минеральному порошку.

Таблица 2 - Химический состав МП из известняка и ОСВ

Анализируемый материал	Химический состав, %								
	ппп	SiO <sub>2</sub>	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	CaO	MgO	K <sub>2</sub> O	Na <sub>2</sub> O	SO <sub>3</sub>
Известняк	43,83	0,34	0,05	0,52	54,35	0,65	0,04	0,05	0,05
ОСВ	20,77	46,30	10,05	9,25	6,10	1,94	0,95	0,80	1,60

Таблица 3 - Сравнение показателей асфальтового вяжущего с добавками 20% МП, золы и ОСВ

№ п/п	Наименование материала	Показатели			
		температура размягчения, °С по кольцу и шару	растяжимость (см) при 25°С	глубина проникновения иглы при пенетрации, х0,1мм при 25°С	сцепление асфальтового вяжущего со стеклом, %
1	2	3	4	5	6
1	Битум БНД 60/90	47,5	94,0	59,0	90,17
2	БНД 60/90 + минеральный порошок	48,0	27,5	47,5	97,18
3	БНД 60/90 + зола	51,0	19,5	45,0	95,20
4	БНД 60/90 + осадок сточных вод	50,5	27,0	47,5	91,57

В таблице 2 приведен химический состав минерального порошка из известняка и органо-минерального порошка из ОСВ.

В соответствии с пунктами ДСТУ [3]:

“3.2.2. В порошке минеральном неактивированном количество глинистых примесей не должна превышать 5% от массы порошка, в том числе полутонких окислов Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> + Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> должно быть не более 1,7%.

3.2.3. В порошке минеральном активированном количество глинистых примесей не должна превышать 15% от массы порошка, в том числе полутонких окислов Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> + Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> должно быть не более 5%.

3.2.5. В минеральном порошке не должно быть свободного оксида или гидроксида кальция”. Исходя из данных таблицы 2, требования ДСТУ по содержанию полутонких окислов не выполняются Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> + Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> = 19,3%, что превышает нормируемые значения.

Несмотря на это, исследования асфальтового вяжущего с добавками минерального порошка, золы и органо-минерального порошка свидетельствуют о положительном их влиянии на его свойства (таблица 3).

Во всех случаях введение этих добавок в битум уменьшает пенетрацию и растяжимость при 25<sup>0</sup>С и заметно повышает температуру размягчения вяжущего. Органическая составляющая порошка и повышенное содержание  $Al_2O_3 + Fe_2O_3$  не ухудшают качество асфальтового вяжущего.

В таблице 4 приведены физико-механические свойства с различным видом добавок.

Как следует из таблицы, введение в состав асфальтобетона минерального порошка I категории (известняковый порошок), минерального порошка II категории (зола) и органо-минерального порошка из ОСВ не превышает по показателям основные требования ДСТУ Б.В.2.7-119-2003 (водонасыщение, набухание, пределы прочности и водоустойчивость).

Исходя из вышеизложенного можно сделать следующие **выводы**:

1. Органо-минеральный порошок из ОСВ соответствует по основным показате-

лям требованиям ДСТУ на минеральный порошок: зерновому составу, пористости, набуханию образцов из смеси порошка с битумом, показателю битумоемкости и влажности, но не соответствует требованиям по содержанию полуторных окислов  $Al_2O_3 + Fe_2O_3$ .

2. Исследования свойств асфальтового вяжущего и асфальтобетона с органо-минеральным порошком в сравнении с минеральными порошками I и II категории показали, что, несмотря на повышенное содержание полуторных окислов  $Al_2O_3 + Fe_2O_3$  в органо-минеральном порошке, это не отражается на основных нормируемых показателях асфальтобетона (водонасыщение, набухание, пределы прочности и водоустойчивость).

3. Органо-минеральный порошок из коммунального отхода – осадка сточных вод можно рассматривать как заменитель традиционного минерального порошка при производстве асфальтобетона.

Таблица 4 – Физико-механические свойства асфальтобетона с различным видом добавок

№ п/п	Состав асфальтобетона (плотный, тип Б)	Объемный вес, г/см <sup>3</sup>	Водонасыщение, %	Набухание, %	Предел прочности, МПа при температуре		Коэффициент водоустойчивости
					20 <sup>0</sup> С	50 <sup>0</sup> С	
1	2	3	4	5	6	7	8
1	Щебень - 35% Отсев дробления щебня – 59% Минеральный порошок – 6%	2,29	1,71	0,8	6,6	2,2	0,85
2	Щебень – 35% Отсев дробления щебня – 59% Зола – 6%	2,31	2,56	0,85	6,0	2,3	0,95
3	Щебень – 35% Отсев дробления щебня – 59% ОСВ – 6%	2,28	2,93	0,13	5,6	2,9	0,91
4	Требования ДСТУ Б В.2.7 -119-2003	-	1,5-3,5	не более 0,85	2,4	1,2	не менее 0,85



**Бібліографічний список**

1. Бреус Р.В. Зниження об'ємів накопичених відходів водоочищення – осадів стічних вод, шляхом їх утилізації в асфальтобетон: автореф. дис. На здобуття наук. ступеня канд. техн. наук: спец. 21.06.01 “Екологічна безпека” / Р.В. Бреус ; Український науково-дослідний інститут екологічних проблем - Харків, 2007. – 21 с.
2. Дрозд Г.Я. Исследование асфальтового вяжущего с минеральным и органо-минеральным порошком / Г.Я. Дрозд, В.В. Рогулин, И.И. Бизирка, Джаафар Елаллак // Міжвузівський збірник “Наукові нотатки”. – 2012. – Луцьк. - №36. – С. 104-108.
3. ДСТУ Б.В.2.7-121-2003. Будівельні матеріали. Порошок мінеральний для асфальтобетонних сумішей. Технічні умови / Держбуд України. – К.: Держбуд України, 2003.- 16 с.
4. Яковлев С.В. Канализация / С.В. Яковлев, Я.А. Карелин, А.И. Жуков, С.К. Колобанов. – Москва: Стройиздат, 1975. – 625 с.

***Рекомендована к печати д.т.н., проф. Должиковым П.Н.***

**ЭЛЕКТРОТЕХНИКА.  
РАДИОТЕХНИКА**



д.т.н. Заблодський М.М.,  
Грицюк В.Ю., Кулдиркаєв І.М.  
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна),  
Гринь Г.М.

(ТВД «Первомайський електромеханічний  
завод ім. К. Маркса», м. Первомайськ, Україна)

## ВИЗНАЧЕННЯ СКЛАДОВИХ КОРИСНОЇ ПОТУЖНОСТІ ТА КОЕФІЦІЄНТА КОРИСНОЇ ДІЇ ЗАГЛИБНОГО ЕЛЕКТРОМЕХАНІЧНОГО ПЕРЕТВОРЮВАЧА

*Розроблено спосіб вимірювання складових корисної потужності та коефіцієнта корисної дії електромеханічних перетворювачів технологічного призначення, що може знайти застосування при випробуваннях заглибних електромеханічних перетворювачів.*

**Ключові слова:** заглибний електромеханічний перетворювач, складові корисної потужності, феромагнітний масивний ротор, момент опору рідини.

*Разработан способ измерения составляющих полезной мощности и коэффициента полезного действия электромеханических преобразователей технологического назначения, который может найти применение при испытаниях погружных электромеханических преобразователей.*

**Ключевые слова:** погружной электромеханический преобразователь, составляющие полезной мощности, ферромагнитный массивный ротор, момент сопротивления жидкости.

Заглибні поліфункціональні електромеханічні перетворювачі (ПЕМП) технологічного призначення – нові пристрої, практика застосування яких нараховує декілька років [1]. Розрахунок та проектування заглибних ПЕМП являє собою складне завдання, адже проектна потужність цих пристроїв визначається двома складовими – тепловою та механічною.

Недоліками відомих способів визначення корисної потужності двигунів [2, 3] є неможливість визначення теплової складової корисної потужності заглибного ПЕМП і значна похибка при вимірюванні корисної потужності та визначенні ККД з урахуванням тільки корисної механічної потужності. Відомий пристрій для реалізації способу визначення корисної потужності, в якому вал двигуна, що підлягає випробуванням, з'єднується з вимірювачем швидкості обертання та гідравлічним гальмом [4]. До причин, які перешкоджають визначенню корисної потужності, відносять неможливість механічного приєднання вимірювача швидкості обертання гідравлічного гальма до заглибного ПЕМП у

зв'язку з відсутністю у останнього вихідного кінця валу і відсутністю елементів для безпосереднього або непрямого виміру теплової потужності, а також зі значною похибкою вимірювань через вплив гальмівної дії підводів та відводів рідини. У відповідності до вищенаведеного, актуальною є розробка способів визначення складових корисної потужності та ККД заглибних ПЕМП.

Метою роботи є удосконалення способів випробувань електромеханічних перетворювачів за рахунок створення способу визначення складових корисної потужності та ККД заглибних ПЕМП та підвищення точності визначення їх енергетичних характеристик.

Поставлена мета досягається шляхом визначення складових корисної потужності та коефіцієнта корисної дії, завдяки одночасному безпосередньому вимірюванню активної підведеної потужності  $P_1$ , непрямого вимірюванню корисної механічної потужності  $P_{2\text{мех}}$  та визначенню різниці між ними  $\sum P$ . Непряме вимірювання складових корисної потужності здійснюють за

рахунок розміщення заглибного ПЕМП безпосередньо в резервуарі з рідиною, що нагрівається, вимірювання моменту опору рідини  $M_2$  (який складається з сил розриву і тертя між рідиною та ротором заглибного електромеханічного перетворювача), одночасного вимірювання температури кінців його кріплення, температури рідини  $\theta_{рл}$  і кутової швидкості обертання ротора  $\omega_p$  та визначення механічної складової корисної потужності

$$P_{2\text{мех}} = (M_2 + M_o) \cdot \omega_p. \quad (1)$$

Додатковий момент опору  $M_o$  складається з моментів тертя в підшипнику і подолання в'язкого тертя та адгезійних сил між зовнішньою поверхнею порожнистого статора і рідиною (визначається при калібруванні), теплових втрат в елементах кріплення ПЕМП

$$P_{\text{т.в.}} = K \left\{ \sqrt{\alpha_p \cdot S \cdot \lambda \cdot F} \times \right. \\ \left. \times (\theta_M - \theta_K) \left( \frac{1 - pe^{-z}}{1 + pe^{-z}} \right) \right\}, \quad (2)$$

де  $K$  – кількість елементів кріплення;  $\lambda$  – коефіцієнт теплопровідності матеріалу кріплення;  $\alpha_p$  – коефіцієнт тепловіддачі з поверхні елементів кріплення до рідини;  $F$ ,  $S$  – відповідно площа та периметр поперечного перерізу елементів кріплення;  $\theta_M$ ,  $\theta_K$  – температури елемента кріплення відповідно в зонах з'єднання з ПЕМП та кришкою резервуара;  $p$ ,  $z$  – коефіцієнти, що залежать від співвідношень геометричних розмірів та теплопередачі у різних напрямках, визначення теплової складової корисної потужності  $P_{2\text{тепл}} = \sum P - P_{\text{т.в.}}$  і загального коефіцієнта корисної дії  $\eta = 100 \cdot (1 - (P_{\text{т.в.}} / P_1))$  заглибного ПЕМП.

На рисунку 1 показано повздовжній розріз пристрою, яким здійснюють запропонований спосіб. Схема електричних кіл представлена на рисунку 2.

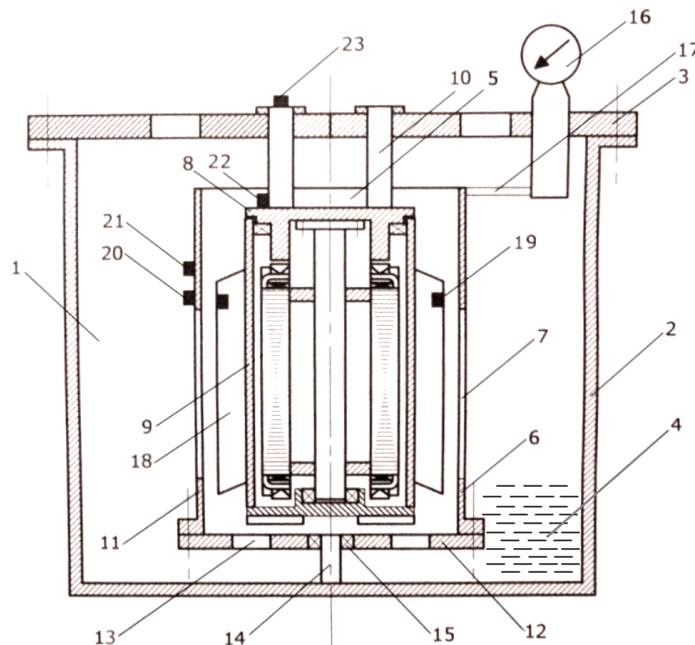


Рисунок 1 – Повздовжній розріз пристрою для визначення складових корисної потужності та ККД

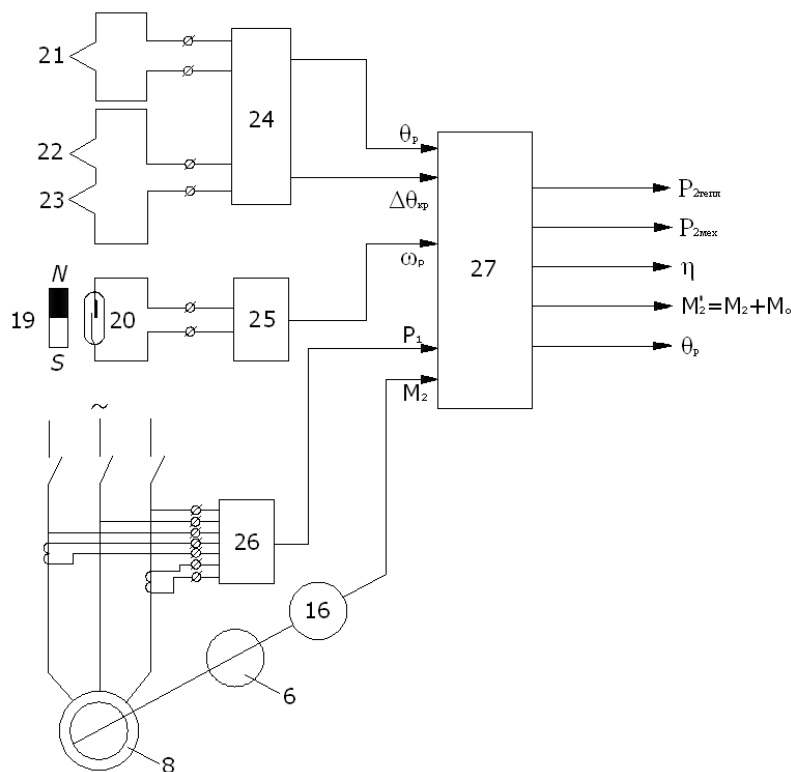


Рисунок 2 – Схема електричних кіл пристрою для визначення складових корисної потужності та ККД

Покажемо здійснення способу на прикладі заглибного ПЕМП для технологій розігріву та змішування епоксидних компаундів. Заглибний ПЕМП 8, закріплений на кришці 3, підключається до трифазної мережі живлення, при цьому утворюється обертове магнітне поле і феромагнітний масивний ротор 9 з лопатями 18 починає обертатись з кутовою швидкістю  $\omega_p$ . Постійні магніти 19 при обертанні ротора 9 збуджують імпульсні сигнали давача швидкості 20, які реєструються вимірювачем швидкості обертання 25 (тахометром). За допомогою вимірювача активної потужності 26 реєструється підведена активна потужність  $P_1$ , яка споживається ПЕМП. При обертанні ротора 9 утворюється момент опору рідини  $M_2$ , який складається з дії сил розриву і тертя між рідиною та ротором, при цьому шар рідини, прилеглий до поверхні ротора залучається до обертання і отримує момент кількості руху, що дорівнює обертовому моменту ПЕМП 8.

Момент кількості руху передається на порожнистий статор 6, що складається зі змінного порожнистого циліндра 11, на якому закріплено давач швидкості 20, диска 12 з пазами 13, вісі 14 та підшипникового вузла 15. З'єднаний зі статором за допомогою ваги 17, вимірювальний пристрій 16 втримує його від обертання і одночасно забезпечує можливість вимірювання моменту  $M_2$ .

За рахунок тепла, яке генерується в заглибному ПЕМП 8 і передається рідині, а також тепловиділень в самій рідині за рахунок внутрішнього тертя, в'язкість останньої зменшується і швидкість обертання ротора підвищується. За рахунок дії лопатів 18 через пази 7, 13 порожнистого статора 6 здійснюється масообмін і теплообмін в об'ємі рідини 4, що заповнює корпус 2. Одночасно здійснюється контроль температури рідини  $\theta_{рd}$  в зоні гальмівного елемента 5 та різниці температур  $\Delta\theta_{кр}$  на кінцях елементів кріплення 10 термопара-

ми 21, 22, 23 та вимірювачем температури 24. Інформація з виходів блоків 25, 26 та 16 одночасно передається на входи персонального комп'ютера 27, в якому здійснюються розрахунки складових корисної потужності  $P_{2\text{мех}}$ ,  $P_{2\text{тепл}}$  та загального коефіцієнта корисної дії  $\eta$ .

*Приклад.*

У порожнистий циліндричний корпус об'ємом  $0,06 \text{ м}^3$  завантажений заглибний ПЕМП з зовнішнім масивним феромагнітним ротором діаметром  $0,17 \text{ м}$  та радіальним розміром лопатей  $0,035 \text{ м}$ , довжина перетворювача –  $0,3 \text{ м}$ . Перетворювач закріплено на кришці корпуса за допомогою трьох вагонесучих стержнів діаметром  $0,02 \text{ м}$  і довжиною  $0,12 \text{ м}$  зі сталі Ст. 45 з коефіцієнтом теплопровідності  $\lambda=32 \text{ Вт/(м}\cdot^\circ\text{C)}$ . Порожнистий статор гальмівного елемента, який коаксіально охоплює заглибний електромеханічний нагрівач, виготовлено з латуні товщиною  $0,003 \text{ м}$  (коефіцієнт теплопровідності  $\lambda = 110,7 \text{ Вт/(м}\cdot^\circ\text{C)}$ ). Проміжок між внутрішньою поверхнею статора та лопатями ротора перетворювача –  $0,005 \text{ м}$ . Постійні магніти розташовані на чотирьох лопатях ротора на однаковій відстані від вісі обертання і закріплені за рахунок магнітного тяжіння, а на зовнішній поверхні статора гальмівного елемента закріплений геркон, електрично з'єднаний з входом тахометра LR7N фірми «Kubler». Відстань між магні-

том і герконом складає  $0,015 \text{ м}$  і забезпечує надійне генерування імпульсів при обертанні ротора перетворювача. На зовнішній поверхні статора також закріплена термопара мідь-константан. Дві такі ж термопари закріплені відповідно на одному з вагонесучих стержнів в місцях приєднання їх до перетворювача і кришки корпуса. Виходи термопар підключені до вимірювача температури восьмиканального УТК 38-Щ4. Порожнистий статор гальмівного елемента за допомогою ваги з'єднано з динамометричним моментоміром, в який вмонтовано давач обертового моменту Т 10 F фірми НВМ з класом точності  $0,1 \%$ .

Первинна обмотка заглибного ПЕМП приєднана до трифазної мережі з лінійною напругою  $380 \text{ В}$  промислової частоти через аналізатор параметрів мережі ДМК 62 з використанням програмного забезпечення ДМК SW10 для передавання інформації на персональний комп'ютер.

В таблицю 1 зведено дані випробувань заглибного ПЕМП при різних температурах рідини і, відповідно, різному реологічному стані незатвердженої епоксидної смоли ЭД-20 (ГОСТ 10 587).

Таблиця 1 – Дані випробувань заглибного ПЕМП

Температура рідини $\theta_p, ^\circ\text{C}$	Результати вимірювань				Результати розрахунків					
	$M_2, \text{ Н}\cdot\text{м}$	$P_1, \text{ Вт}$	$\omega_p, \text{ с}^{-1}$	$\Delta\theta_{\text{кр}}, ^\circ\text{C}$	$M_2+M, \text{ Н}\cdot\text{м}$	$P_{2\text{мех}}, \text{ Вт}$	$\Sigma P, \text{ Вт}$	$P_{\text{т.в}}, \text{ Вт}$	$P_{2\text{тепл}}, \text{ Вт}$	$\eta, \%$
38	31,7	2490	15,7	16	33	518,1	1972	8,4	1964	99,57
75	14	2200	31,4	50	14,9	467,9	1732	10,5	1722	99,56
85	7	1560	55	57	7,6	418	1142	13	1129	99,17

Нижче приведено приклад розрахунку теплових втрат через елементи кріплення заглибного ПЕМП.

Визначаємо окремі члени рівняння:

$$K = 3;$$

$$\sqrt{\alpha \cdot S \cdot \lambda \cdot F} =$$

$$= \sqrt{520 \cdot 628 \cdot 10^{-4} \cdot 32 \cdot 3 \cdot 10^{-4}} = 0,56 \text{ Вт/}^{\circ}\text{C},$$

де  $\alpha = 520 \text{ Вт/м}^2 \cdot ^{\circ}\text{C}$  – коефіцієнт тепловіддачі з поверхні металевго елемента кріплення при швидкості переміщення рідини  $v = 3 \text{ м/с}$ ;

$S = 628 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2$  – периметр перерізу елемента кріплення;

$F = 3 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2$  – площа перерізу елемента кріплення.

$$m = \frac{\alpha}{\lambda} = \frac{520}{32} = 16,25 \text{ м}^{-1};$$

$$a_1 = \sqrt{\frac{\alpha \cdot S}{\lambda \cdot F}} = \sqrt{\frac{520 \cdot 0,0628}{32 \cdot 10^{-4}}} = 58,32 \text{ м}^{-1},$$

$$p = \frac{a_1 - m}{a_1 + m} = \frac{58,32 - 16,25}{58,32 + 16,25} = 0,564;$$

$$z = 2a_1 \cdot l = 2 \cdot 58,32 \cdot 0,12 = 14.$$

$\theta_M - \theta_K = 70 - 20 = 50 \text{ }^{\circ}\text{C}$ , де  $\theta_M, \theta_K$  – температури елементів кріплення в зонах з'єднання з перетворювачем і кришкою.

Отже величина теплового потоку через елементи кріплення становить

$$P_{T.B.} = 3 \cdot 0,56 \cdot 50 \cdot \frac{1 - 0,564 \cdot e^{-14}}{1 + 0,564 \cdot e^{-14}} = 84 \text{ Вт.}$$

При нанесенні на стержні кріплення теплоізолюючого шару товщиною 7 мм, наприклад, з асбослюди різко зменшується коефіцієнт тепловіддачі  $\alpha$  і втрати теплового потоку складають 10,5 Вт. Відповідні значення коефіцієнта корисної дії заглибного ПЕМП такі: без теплоізоляції елементів кріплення  $\eta = 96,5 \%$ ; з теплоізоляцією – 99,56 %.

Практична ізотермічність потоку рідини по перерізу порожнини між ротором і статором гальмівного елемента, а також однакова температура статора і рідини досягається за рахунок високого коефіцієнта теплообміну вже при швидкостях потоку 0,5 м/с і інтенсивного перемішування потоку рідини.

Таким чином завдання створення способу визначення складових корисної потужності та коефіцієнта корисної дії заглибних ПЕМП та підвищення точності визначення їх енергетичних характеристик, слід вважати виконаним.

**Висновки.** Розроблено спосіб вимірювання складових корисної потужності та коефіцієнта корисної дії електромеханічних перетворювачів технологічного призначення, що може знайти застосування при випробуваннях заглибних електромеханічних перетворювачів.

### Бібліографічний список

1. Заблодский Н.Н. Полифункциональные электромеханические преобразователи технологического назначения: монография / Н.Н. Заблодский. – Алчевск : ДонГТУ, 2008. – 340 с.
2. Жерве Г.К. Промышленные испытания электрических машин / Г.К. Жерве. – Л. Энергоатомиздат, 1984. – 408 с.
3. Вьюншев В.Н. Гидравлический тормозной моментомер. Авторское свидетельство № 1118877. – Бюллетень изобретений, 1984. – № 38.
4. Одинец С.С. Средства измерения крутящего момента / С.С. Одинец [и др.]. – М. : Машиностроение, 1977. – 160 с.

Рекомендовано до друку д.т.н., проф. Луциком В.Д.



д.т.н. Лущик В. Д.,  
Полезін С. Ю.  
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)

## ШЕСТИФАЗНІ ОБМОТКИ ТРИФАЗНИХ АСИНХРОННИХ ДВИГУНІВ

*Описані переваги шестифазних обмоток над звичайними трифазними обмотками асинхронних двигунів. Показано, що при правильному з'єднанні шестифазної обмотки п'ята та сьома гармоніки в кривій МРС, створюваній цією обмоткою, повністю відсутні. Надані рекомендації щодо перез'єднання трикутничкової обмотки при помилковому її розміщенні відносно обмотки, з'єднаної в зірку.*

**Ключові слова:** асинхронний двигун, шестифазна обмотка, вищі гармоніки, МРС, обмотковий коефіцієнт.

*Описаны преимущества шестифазных обмоток перед обычными трехфазными обмотками асинхронных двигателей. Показано, что при правильном соединении шестифазной обмотки пятая и седьмая гармоники в кривой МДС, создаваемой этой обмоткой, полностью отсутствуют. Выданы рекомендации по пересоединению обмотки треугольника при ошибочном её расположении относительно обмотки, соединенной в звезду.*

**Ключевые слова:** асинхронный двигатель, шестифазная обмотка, высшие гармоники, МДС, обмоточный коэффициент.

Шестифазні обмотки трифазних асинхронних двигунів мають на 3,5 % більший обмотковий коефіцієнт по основній гармоніці та абсолютну відсутність в кривій МРС п'ятої та сьомої гармонік [1]. Коефіцієнт корисної дії збільшується, вібрації зменшуються на 36 % [2], що призводить до збільшення надійності роботи асинхронних двигунів з шестифазними обмотками. Спостерігається останнім часом активне впровадження шестифазних обмоток на таких заводах як «Донецький електротехнічний завод», «Луганський енергозавод», але при цьому були виявлені в деяких двигунах помилкове вмикання фаз шестифазних обмоток, що призводить не до покращення показників, а, навпаки, до погіршення порівняно з трифазними обмотками серійного виконання. Тому розгляд всіх можливих схем вмикання фаз шестифазних обмоток має важливе практичне значення.

При правильному з'єднанні фаз шестифазної обмотки коефіцієнт розподілу обмотки по основній гармоніці обчислюється по формулі, аналогічній для трифазних обмоток, тільки при вирахованні числа па-

зів на полюс і фазу  $q$  замість числа фаз  $m=3$  потрібно підставляти  $m=6$  [2]. Але знаходження коефіцієнтів розподілу по вищим гармонікам з допомогою цих формул дає неправильні результати. При неправильному з'єднанні фаз коефіцієнт розподілу по основній гармоніці також неможливо вирахувати.

Щоб вирахувати обмоткові коефіцієнти і визначити правильність з'єднання фаз, потрібно розкласти в ряд Фур'є МРС кожної котушки з послідовним складанням відповідних гармонік всіх шести фаз.

Розгляд почнемо з трифазної двополусної обмотки, виконаної в 12-ти пазах ( $z=12$ ,  $2p=2$ ) з діаметральним кроком  $y=6$  (рисунк 1а). Обмотка складається з котушок 1 і 2 фази А, котушок 3, 4 фази В і котушок 5, 6 фази С.

Використовуючи розклад в ряд Фур'є для прямокутної форми кривої МРС окремої котушки:

$$F_{kv} = \sum_{v=1}^{\infty} 2I_m w \sin \omega t \cdot \frac{\sin \pi v (T_0/T)}{\pi v} \cos v \frac{2\pi}{T} x, (1)$$

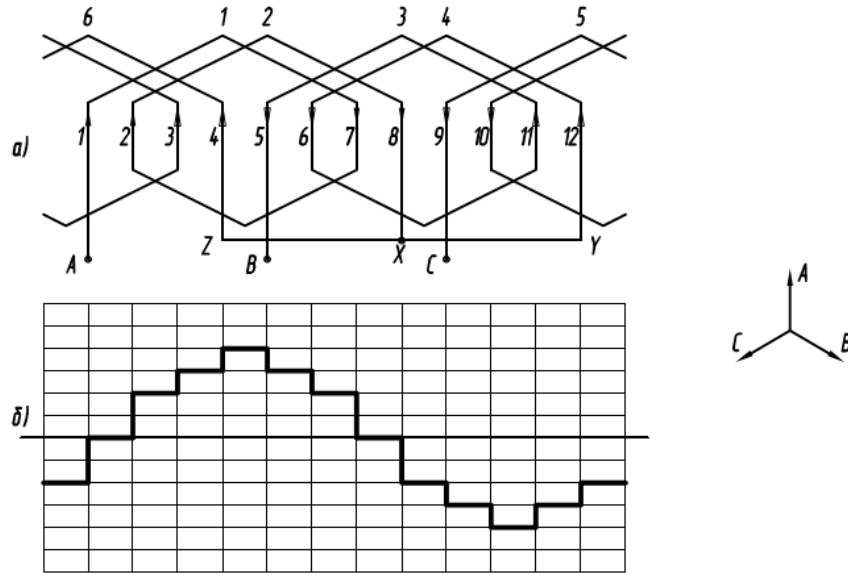


Рисунок 1 – Трифазна обмотка ( $z=12, 2p=2$ )

де  $T_0$  – крок котушки;  
 $T$  – просторова координата, дорівнює подвійному полюсному діленню;  
 $v$  – порядок гармоніки;  
 $x$  – змінна просторова координата;  
та вибравши початок координат по вісі котушки 1 фази А, а також враховуючи просторовий зсув котушок 3 і 5 відповідно на кут  $120^\circ$  та  $240^\circ$ , одержимо значення МРС котушок 1, 3, 5:

$$F_{A1} = \sum_{v=1}^{\infty} 2I_m w \sin \omega t \cdot \frac{\sin \frac{\pi}{2} v}{\pi v} \cos v \frac{2\pi}{T} x,$$

$$F_{B3} = \sum_{v=1}^{\infty} 2I_m w \sin(\omega t - \frac{2\pi}{3} x) \times \frac{\sin \frac{\pi}{2} v}{\pi v} \cos v(\frac{2\pi}{T} x - \frac{2\pi}{3}), \quad (2)$$

$$F_{C5} = \sum_{v=1}^{\infty} 2I_m w \sin(\omega t - \frac{4\pi}{3} x) \times \frac{\sin \frac{\pi}{2} v}{\pi v} \cos v(\frac{2\pi}{T} x - \frac{4\pi}{3}).$$

Для визначення результуючої МРС кожної гармоніки потрібно скласти відповідні гармоніки всіх трьох котушок.

Для першої гармоніки одержуємо:

$$F_1 = \frac{1}{\pi} I_m w \left[ \begin{aligned} &\sin(\omega t + \frac{2\pi}{T} x) + \\ &+ \sin(\omega t - \frac{2\pi}{T} x) + \\ &+ \sin(\omega t + \frac{2\pi}{T} x - \frac{4\pi}{3}) + \\ &+ \sin(\omega t - \frac{2\pi}{T} x) + \\ &+ \sin(\omega t + \frac{2\pi}{T} x - \frac{8\pi}{3}) + \\ &+ \sin(\omega t - \frac{2\pi}{T} x) \end{aligned} \right] = \frac{3}{\pi} I_m w \sin(\omega t - \frac{2\pi}{T} x). \quad (3)$$

Лівобігучі МРС, як зміщені одна відносно іншої на кут  $120^\circ$ , взаємно знищуються.

Для п'ятої гармоніки:

$$F_5 = \frac{3}{5\pi} I_m w \sin(\omega t + \frac{10\pi}{T} x). \quad (4)$$

Для сьомої гармоніки:

$$F_7 = -\frac{3}{7\pi} I_m w \sin(\omega t - \frac{14\pi}{T} x). \quad (5)$$

МРС котушок 2, 4, 6, оскільки ці котушки живляться тим же струмом, що і ко-

тушки 1, 3, 5, і зсунуті в просторі на кут  $30^\circ$ :

$$F_{A2} = \sum_{v=1}^{\infty} 2I_m w \sin \omega t \cdot \frac{\sin \frac{\pi}{2} v}{\pi v} \cos v \left( \frac{2\pi}{T} x - \frac{\pi}{6} \right),$$

$$F_{B4} = \sum_{v=1}^{\infty} 2I_m w \sin \left( \omega t - \frac{2\pi}{3} \right) \times \frac{\sin \frac{\pi}{2} v}{\pi v} \cos v \left( \frac{2\pi}{T} x - \frac{5\pi}{6} \right), \quad (6)$$

$$F_{C6} = \sum_{v=1}^{\infty} 2I_m w \sin \left( \omega t - \frac{4\pi}{3} \right) \times \frac{\sin \frac{\pi}{2} v}{\pi v} \cos v \left( \frac{2\pi}{T} x - \frac{9\pi}{6} \right).$$

Для першої гармоніки одержуємо:

$$F_1' = \frac{1}{\pi} I_m w \left[ \sin \left( \omega t - \frac{2\pi}{T} x + \frac{\pi}{6} \right) + \sin \left( \omega t - \frac{2\pi}{T} x + \frac{\pi}{6} \right) + \sin \left( \omega t - \frac{2\pi}{T} x + \frac{\pi}{6} \right) \right] = \frac{3}{\pi} I_m w \sin \left( \omega t - \frac{2\pi}{T} x + \frac{\pi}{6} \right). \quad (7)$$

Для п'ятої гармоніки:

$$F_5' = \frac{1}{5\pi} I_m w \left[ \sin \left( \omega t + \frac{10\pi}{T} x - \frac{5\pi}{6} \right) + \sin \left( \omega t + \frac{10\pi}{T} x - \frac{29\pi}{6} \right) + \sin \left( \omega t + \frac{10\pi}{T} x - \frac{53\pi}{6} \right) \right] = \frac{3}{5\pi} I_m w \sin \left( \omega t + \frac{10\pi}{T} x - \frac{5\pi}{6} \right). \quad (8)$$

Для сьомої гармоніки:

$$F_7' = -\frac{1}{7\pi} I_m w \left[ \sin \left( \omega t - \frac{14\pi}{T} x + \frac{7\pi}{6} \right) + \sin \left( \omega t - \frac{14\pi}{T} x + \frac{31\pi}{6} \right) + \sin \left( \omega t - \frac{14\pi}{T} x + \frac{55\pi}{6} \right) \right] = -\frac{3}{7\pi} I_m w \sin \left( \omega t - \frac{14\pi}{T} x - \frac{5\pi}{6} \right). \quad (9)$$

Як видно із формул (3) і (7), МРС для першої гармоніки, створена котушками 2, 4, 6, зсунута в просторі відносно МРС котушок 1, 3, 5 на кут  $30^\circ$  (рисунок 2).

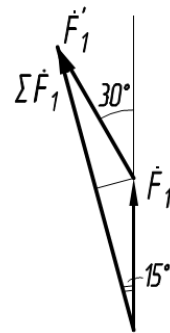


Рисунок 2 – Векторна діаграма МРС

Результуюча МРС  $\Sigma F_1$  дорівнює:

$$\Sigma F_1 = 2F_1 \cos 15^\circ. \quad (10)$$

Коефіцієнт розподілу по першій гармоніці:

$$k_{p1} = \frac{\Sigma F_1}{2F_1} = \cos 15^\circ = 0,9659, \quad (11)$$

що співпадає з результатами, одержаними по відомій формулі:

$$k_{p1} = \frac{\sin q \frac{\alpha}{2}}{q \sin \frac{\alpha}{2}} = \frac{0,5}{2 \sin 15^\circ} = 0,9659, \quad (12)$$

$$\text{де } q = \frac{z}{2pt} = \frac{12}{2 \cdot 3} = 2, \quad \alpha = \frac{360^\circ \cdot p}{z} = 30^\circ.$$

МРС для п'ятої і сьомої гармонік, створені котушками 2, 4, 6, зсунуті в просторі відносно МРС котушок 1, 3, 5 на кут  $-150^\circ$  (формули 4 і 8, 5 і 9), рисунок 3.

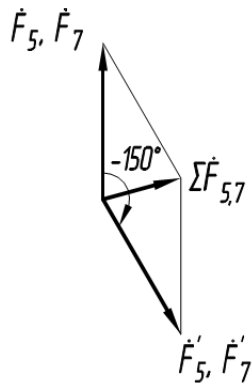


Рисунок 3 – Векторна діаграма МРС

Результуюча МРС  $\Sigma F_{5,7}$  дорівнює:

$$\Sigma F_{5,7} = 2F_5 \sin 15^\circ. \quad (13)$$

Коефіцієнт розподілу по п'ятій та сьомій гармонікам:

$$k_{p5,7} = \frac{\Sigma F_{5,7}}{2F_5} = \sin 15^\circ = 0,2588. \quad (14)$$

По відомих формулам:

$$k_{p5} = \frac{\sin qv \frac{\alpha}{2}}{q \sin v \frac{\alpha}{2}} = \frac{\sin 2 \cdot 5 \cdot \frac{30^\circ}{2}}{2 \sin 5 \cdot \frac{30^\circ}{2}} = \frac{\sin 150^\circ}{2 \sin 75^\circ} = 0,2588, \quad (15)$$

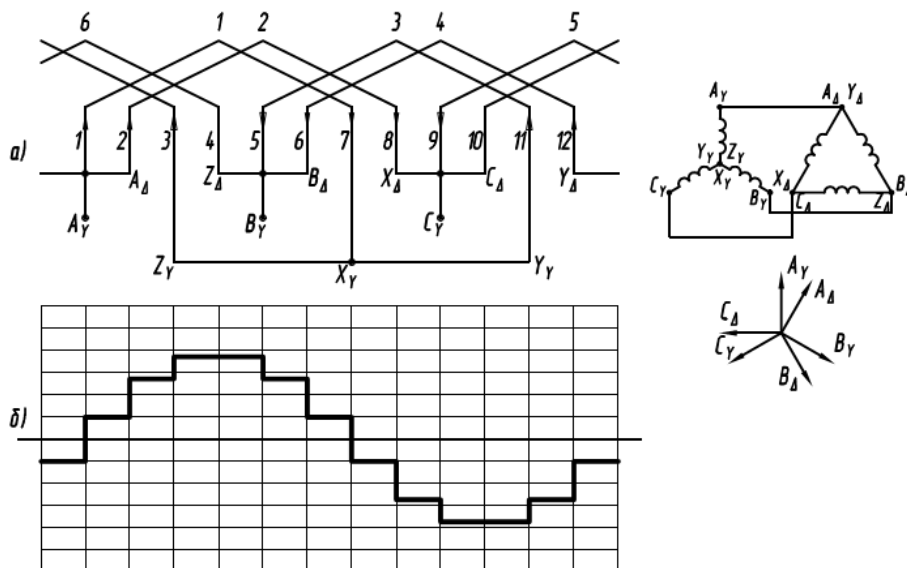
$$k_{p7} = \frac{\sin qv \frac{\alpha}{2}}{q \sin v \frac{\alpha}{2}} = \frac{\sin 2 \cdot 7 \cdot \frac{30^\circ}{2}}{2 \sin 7 \cdot \frac{30^\circ}{2}} = \frac{\sin 210^\circ}{2 \sin 105^\circ} = -0,2588. \quad (16)$$

На рисунку 1б показаний графік МРС трифазної обмотки для миті часу, коли МРС фази А максимальна. Поряд показані вектори МРС всіх фаз.

На рисунку 4а приведена схема шести-фазної двополюсної обмотки, виконаної в 12-ти пазах ( $z=12, 2p=2$ ) з діаметральним кроком  $y=6$ .

Число пазів на полюс і фазу кожної окремої трифазної обмотки  $q=1$ , тому кожна фаза складається з однієї котушки. Поряд показана принципова електрична схема, дві трифазні обмотки включені паралельно, а також вектори МРС всіх фаз для миті часу, коли МРС фази А обмотки, з'єднаної в зірку, максимальна.

Фазні струми в обмотці, з'єднаний трикутником, зсунуті по фазі в ту ж сторону, в яку просторово зсунута обмотка трикутника.


 Рисунок 4 – Шести-фазна обмотка ( $z=12, 2p=2$ )

Оскільки котушки 1, 3, 5, що з'єднані в зірку, знаходяться в тих же пазах, що і котушки 1, 3, 5 трифазної обмотки на рисунку 1а, і обтікаються тими ж струмами, то відповідно МРС першої, п'ятої і сьомої гармонік будуть такими ж, як і МРС котушок 1, 3, 5 трифазної обмотки:

$$\begin{aligned} F_{1Y} &= \frac{3}{\pi} I_m w \sin(\omega t - \frac{2\pi}{T} x), \\ F_{5Y} &= \frac{3}{5\pi} I_m w \sin(\omega t + \frac{10\pi}{T} x), \\ F_{7Y} &= -\frac{3}{7\pi} I_m w \sin(\omega t - \frac{14\pi}{T} x). \end{aligned} \quad (17)$$

МРС котушок 2, 4, 6, що з'єднані в трикутник:

$$\begin{aligned} F_{A\Delta} &= \sum_{v=1}^{\infty} 2I_m w \sin(\omega t - \frac{\pi}{6}) \times \\ &\times \frac{\sin \frac{\pi}{2} v}{\pi v} \cos v(\frac{2\pi}{T} x - \frac{\pi}{6}), \\ F_{B\Delta} &= \sum_{v=1}^{\infty} 2I_m w \sin(\omega t - \frac{5\pi}{6}) \times \\ &\times \frac{\sin \frac{\pi}{2} v}{\pi v} \cos v(\frac{2\pi}{T} x - \frac{5\pi}{6}), \\ F_{C\Delta} &= \sum_{v=1}^{\infty} 2I_m w \sin(\omega t - \frac{9\pi}{6}) \times \\ &\times \frac{\sin \frac{\pi}{2} v}{\pi v} \cos v(\frac{2\pi}{T} x - \frac{9\pi}{6}). \end{aligned} \quad (18)$$

Для першої гармоніки одержуємо:

$$F_{1\Delta} = \frac{3}{\pi} I_m w \sin(\omega t - \frac{2\pi}{T} x). \quad (19)$$

Для п'ятої гармоніки:

$$\begin{aligned} F_{5\Delta} &= \frac{1}{5\pi} I_m w \left[ \sin(\omega t + \frac{10\pi}{T} x - \pi) + \right. \\ &\left. + \sin(\omega t + \frac{10\pi}{T} x - 5\pi) + \right. \\ &\left. + \sin(\omega t + \frac{10\pi}{T} x - 9\pi) \right] = \\ &= \frac{3}{5\pi} I_m w \sin(\omega t + \frac{10\pi}{T} x - \pi). \end{aligned} \quad (20)$$

Для сьомої гармоніки:

$$\begin{aligned} F_{7\Delta} &= -\frac{1}{7\pi} I_m w \left[ \sin(\omega t - \frac{14\pi}{T} x + \pi) + \right. \\ &\left. + \sin(\omega t - \frac{14\pi}{T} x + 5\pi) + \right. \\ &\left. + \sin(\omega t - \frac{14\pi}{T} x + 9\pi) \right] = \\ &= -\frac{3}{7\pi} I_m w \sin(\omega t - \frac{14\pi}{T} x + \pi). \end{aligned} \quad (21)$$

Складуючи відповідні гармоніки двох трифазних обмоток, одержуємо для першої гармоніки:

$$\sum F_{1Y,\Delta} = \frac{6}{\pi} I_m w \sin(\omega t - \frac{2\pi}{T} x). \quad (22)$$

Для п'ятої і сьомої гармонік:

$$\sum F_{5Y,\Delta} = \frac{6}{5\pi} I_m w \left[ \sin(\omega t + \frac{10\pi}{T} x) + \right. \\ \left. + \sin(\omega t + \frac{10\pi}{T} x - \pi) \right] = 0, \quad (23)$$

$$\sum F_{7Y,\Delta} = -\frac{6}{7\pi} I_m w \left[ \sin(\omega t - \frac{14\pi}{T} x) + \right. \\ \left. + \sin(\omega t - \frac{14\pi}{T} x + \pi) \right] = 0. \quad (24)$$

Як бачимо, в кривій МРС, створеній шестифазною обмоткою, відсутні п'ята і сьома гармоніки, що є ще однією дуже важливою перевагою цієї обмотки перед звичайною трифазною обмоткою. Обмотковий коефіцієнт обмотки на рисунку 4а по основній гармоніці  $k_{об.1}=1$ . Обмотковий коефіцієнт трифазної двополусної обмотки з діаметральним кроком і числом пазів  $z=12$   $k_{об.1}=0,966$ .

Графік МРС шестифазної обмотки на рисунку 4а для миті часу, коли МРС фази А, з'єднаної в зірку, максимальна, – показаний на рисунку 4б.

Спостерігається при виконанні шестифазних обмоток неправильне розміщення початків фаз трикуткової обмотки відносно початків фаз обмотки, з'єднаної в зірку. Така схема показана на рисунку 5а.

Для котушок 1, 3, 5, що з'єднані в зірку, МРС першої, п'ятої і сьомої гармонік:

$$\begin{aligned} F_{1Y} &= \frac{3}{\pi} I_m w \sin(\omega t - \frac{2\pi}{T} x), \\ F_{5Y} &= \frac{3}{5\pi} I_m w \sin(\omega t + \frac{10\pi}{T} x), \\ F_{7Y} &= -\frac{3}{7\pi} I_m w \sin(\omega t - \frac{14\pi}{T} x). \end{aligned} \quad (25)$$

МРС котушок 2, 4, 6, з'єднаних в трикутник:

$$\begin{aligned} F_{A6} &= \sum_{v=1}^{\infty} 2I_m w \sin(\omega t - \frac{\pi}{6}) \times \\ &\times \frac{\sin \frac{\pi}{2} v}{\pi v} \cos v(\frac{2\pi}{T} x + \frac{\pi}{6}), \\ F_{B2} &= \sum_{v=1}^{\infty} 2I_m w \sin(\omega t - \frac{5\pi}{6}) \times \\ &\times \frac{\sin \frac{\pi}{2} v}{\pi v} \cos v(\frac{2\pi}{T} x - \frac{3\pi}{6}), \\ F_{C4} &= \sum_{v=1}^{\infty} 2I_m w \sin(\omega t - \frac{9\pi}{6}) \times \\ &\times \frac{\sin \frac{\pi}{2} v}{\pi v} \cos v(\frac{2\pi}{T} x - \frac{7\pi}{6}). \end{aligned} \quad (26)$$

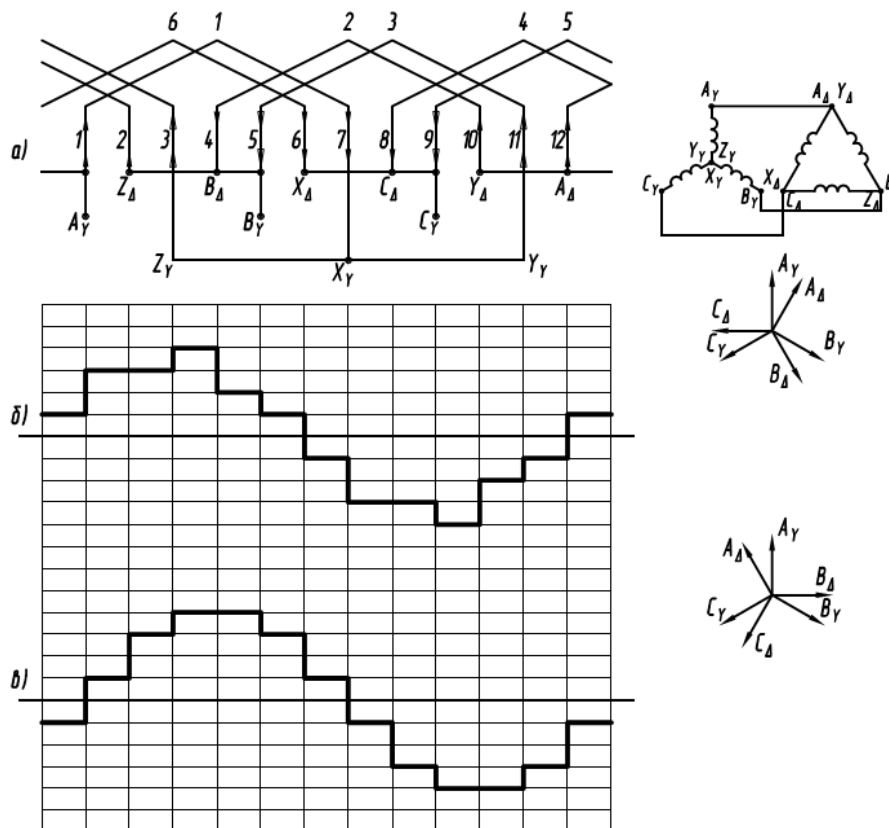


Рисунок 5 – Шестифазна обмотка (z=12, 2p=2)

Для першої гармоніки одержуємо:

$$F_{1\Delta} = \frac{3}{\pi} I_m w \sin(\omega t - \frac{2\pi}{T} x - \frac{\pi}{3}). \quad (27)$$

Для п'ятої гармоніки:

$$F_{5\Delta} = \frac{3}{5\pi} I_m w \sin(\omega t + \frac{10\pi}{T} x + \frac{2\pi}{3}). \quad (28)$$

Для сьомої гармоніки:

$$F_{7\Delta} = -\frac{3}{7\pi} I_m w \sin(\omega t - \frac{14\pi}{T} x + \frac{2\pi}{3}). \quad (29)$$

Тобто 5-а і 7-а гармоніки не зникають, як це має місце в обмотці на рисунку 4а. П'яті гармоніки МРС, створювані двома трифазними обмотками на рисунку 5а, як і сьомі гармоніки, направлені одна відносно іншої під кутом  $120^\circ$ . Коефіцієнт розподілу по п'ятій та сьомій гармонікам  $k_{p5, 7}=0,5$  (рисунк 6).

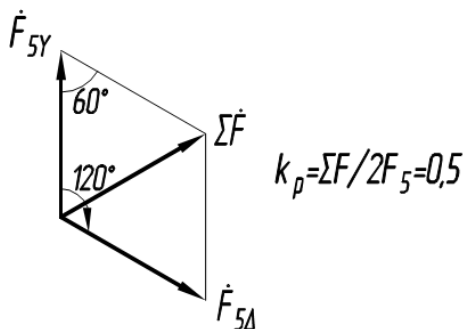


Рисунок 6 – Векторна діаграма МРС

Графік МРС шестифазної обмотки по рисунку 5а для миті часу, коли МРС фази А, з'єднаної в зірку, максимальна, – показаний на рисунку 5б. Поряд з рисунком 5 розміщена принципова електрична схема, а також вектори МРС всіх фаз для миті часу, коли МРС фази А обмотки, з'єднаної в зірку, максимальна. Графік відрізняється від синусоїдної форми, що свідчить про наявність вищих гармонік. Площа, охоплена графіком МРС і лінією симетрії, на 13,4 % менша порівняно з графіком МРС по рисунку 4б.

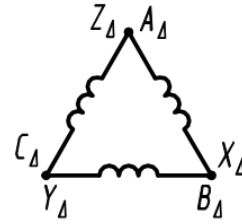


Рисунок 7 – Правильне з'єднання фаз обмотки трикутника

Проте, якщо фази трикуткової обмотки перез'єднати так, як це показано на рисунку 7, МРС котушок 2, 4, 6, з'єднаних в трикутник:

$$\begin{aligned} F_{A6} &= \sum_{v=1}^{\infty} 2I_m w \sin(\omega t + \frac{\pi}{6}) \times \\ &\times \frac{\sin \frac{\pi}{2} v}{\pi v} \cos v(\frac{2\pi}{T} x + \frac{\pi}{6}), \\ F_{B2} &= \sum_{v=1}^{\infty} 2I_m w \sin(\omega t - \frac{3\pi}{6}) \times \\ &\times \frac{\sin \frac{\pi}{2} v}{\pi v} \cos v(\frac{2\pi}{T} x - \frac{3\pi}{6}), \\ F_{C4} &= \sum_{v=1}^{\infty} 2I_m w \sin(\omega t - \frac{7\pi}{6}) \times \\ &\times \frac{\sin \frac{\pi}{2} v}{\pi v} \cos v(\frac{2\pi}{T} x - \frac{7\pi}{6}). \end{aligned} \quad (30)$$

Для першої гармоніки одержуємо:

$$F_{1\Delta} = \frac{3}{\pi} I_m w \sin(\omega t - \frac{2\pi}{T} x). \quad (31)$$

Для п'ятої гармоніки:

$$F_{5\Delta} = \frac{3}{5\pi} I_m \sin(\omega t + \frac{10\pi}{T} x). \quad (32)$$

Для сьомої гармоніки:

$$F_{7\Delta} = -\frac{3}{7\pi} I_m \sin(\omega t - \frac{14\pi}{T} x). \quad (33)$$

В такому випадку обмотка набуває всіх позитивних властивостей шестифазної обмотки.

Отже, переваги шестифазних обмоток над звичайними трифазними обмотками асинхронних двигунів вже очевидні: шестифазні обмотки мають на 3,5 % більший обмотковий коефіцієнт по основній гармоніці, при правильному з'єднанні завдяки шестифазності повністю ліквідуються найбільш шкідливі п'ята та сьома гармоніки, тим самим зменшуючи додаткові втра-

ти, шум, вібрації, усуваючи провали в кривій електромагнітного моменту і збільшуючи пусковий момент. А при розповсюдженому помилковому розміщенні початків фаз обмотки, з'єднаної в трикутник, відносно початків фаз обмотки, з'єднаної в зірку, достатньо лише перез'єднання фаз трикутнкової обмотки.

#### **Бібліографічний список**

1. Луцик В. Д. Шестифазна обмотка асинхронних двигунів / В. Д. Луцик // *Електротехніка і електромеханіка*. – 2012. – № 2. – С. 42–44.
2. Луцик В. Д. Електромагнітний розрахунок трифазних асинхронних двигунів з шестифазною обмоткою / В. Д. Луцик, В. В. Кирьянов, С. Ю. Полезін // *Електротехніка і електромеханіка*. – 2013. – № 1. – С. 35–37.

*Рекомендовано до друку д.т.н., проф. Заблудським М.М.*



д.т.н. Заблодский Н.Н.,  
Грицюк В.Ю., Шека С.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

## ОЦЕНКА ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ УСИЛИЙ В РАБОЧЕЙ ЗОНЕ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОГО ДЕЗИНТЕГРАТОРА

*Представлено результати дослідження розподілу зусиль, що діють на ферромагнітні тіла та робочу камеру в ЕМД багатofакторної дії.*

**Ключові слова:** електромеханічний дезінтегратор, робочі ферромагнітні тіла, електромагнітні зусилля, деформація.

*Представлены результаты исследования распределения усилий, действующих на ферромагнитные тела и рабочую камеру в ЭМД многофакторного действия.*

**Ключевые слова:** электромеханический дезинтегратор, рабочие ферромагнитные тела, электромагнитные усилия, деформация.

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

Одним из способов, позволяющих осуществлять различные технологические процессы тонкого и сверхтонкого измельчения, гомогенного перемешивания жидких и твердых порошковых веществ (приготовления эмульсий, суспензий и т.п.), ускорения некоторых химических реакций, является применение принципиально нового класса электромеханических преобразователей энергии – электромеханических дезинтеграторов (ЭМД) многофакторного действия [1, 2].

ЭМД состоит из двух плоских индукторов с трехфазными обмотками, которые образуют бегущие магнитные поля с противоположным порядком чередования фаз, и рабочей камеры с ферромагнитными рабочими телами (ФРТ), расположенной в межиндукторном зазоре. Встречные бегущие поля образуют в пределах каждого полюсного деления индуктора локальные зоны с интенсивным вихревым движением ФРТ (например, игольчатого типа), посредством которых и происходит обработка исходного вещества. Вихревой слой ФРТ может быть создан как при давлении, так и в вакууме, в жидкой, газообразной или гетерогенной среде [3]. Кроме 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.

**Анализ исследований и публикаций.** Множество факторов, позволяющих воздействовать на обрабатываемое вещество с необходимой интенсивностью и в нужном направлении требует, прежде всего, знания физической сущности происходящих в вихревом слое явлений. Несмотря на то, что аппараты с вихревым слоем уже нашли применение в различных отраслях промышленности, сложные физические и механохимические явления, происходящие в вихревом слое, остаются недостаточно изученными. Кроме того, существующие работы [4, 5, 6] посвящены рассмотрению усилий и моментов, возникающих в устройствах, вихревой слой которых создается вращающимся магнитным полем.

**Постановка задачи.** Задачей настоящей работы является теоретическое рассмотрение и оценка усилий, возникающих в рабочей зоне ЭМД многофакторного действия.

**Изложение материала и его результаты.** Сложный характер движения ФРТ, большое количество факторов, существенно влияющих на процесс обработки материала, осложняют теоретическое рассмотрение данного вопроса. Траектория немагнитной частицы, движущейся через вихревой слой, объемна и определяется совокупностью многочисленных факторов. На неравноосные ФРТ в вихревом слое действует ряд сил и моментов [4]:

- силы и моменты, вызванные встречными бегущими полями двух индукторов;
- силы и моменты, обусловленные воздействием магнитных полей других ФРТ;
- силы и моменты, возникающие при соударении ФРТ;
- силы и моменты трения между ФРТ, а также между ФРТ и стенками рабочей камеры;
- силы и моменты сопротивления, вызванные воздействием обрабатываемого вещества;
- силы тяжести ФРТ;
- центробежная сила инерции;
- сила Кориолиса.

Под действием указанных сил и моментов ФРТ в вихревом слое совершают сложное движение – поступательное с частым и резким изменением скорости и направления и вращательное с переменной угловой скоростью [4]. Характер движения ФРТ зависит от многих факторов – скорости вращения и напряженности магнитного поля, создаваемого индуктором, массы, формы, размеров и магнитных свойств ФРТ, вязкости среды.

Появление воздействующего на ФРТ вращающего момента объясняется следующим образом [5]. В неоднородном магнитном поле на ферромагнитное тело небольших размеров действует сила, которую можно определить по формуле

$$\vec{F} = \vec{f} \cdot V_T = \frac{1}{2} V_r \mu_0 (\mu_r - 1) \text{grad} H^2, \quad (1)$$

где  $\vec{f}$  – плотность пондеромоторных сил, испытываемых ферромагнетиками в магнитном поле;

$V_T$  – область пространства, занятого ферромагнитным телом;

$\mu_0$  – магнитная проницаемость вакуума;

$\mu_r$  – относительная магнитная проницаемость;

$H$  – модуль напряженности магнитного поля.

Из формулы видно, что ФРТ всегда втягиваются в область наибольшей напряженности магнитного поля. В бегущем магнитном поле ФРТ будут следовать за областью наибольшей напряженности поля. На рисунке 1 штриховой линией показана траектория движения цилиндрического ферромагнитного тела при условии отсутствия в рабочей камере обрабатываемого материала и других ФРТ, определенная путем скоростной видеосъемки за время 0,5 с.

Результаты исследования распределения магнитного поля в воздушном зазоре экспериментального образца ЭМД показывают, что движение ФРТ начинается при величине магнитной индукции 0,06 Тл. При достижении индукции 0,08...0,1 Тл, практически во всем рабочем объеме ЭМД наступает режим интенсивного перемещения ФРТ.

Для определения по формуле (1) силы, действующей на ферромагнитное тело, необходимо рассчитать магнитное поле в рабочей зоне ЭМД. Интересующая величина  $H$  определялась путем численного решения полевой задачи с использованием метода конечных элементов. Данный метод позволяет точно описать конфигурацию активной части ЭМД, а также учесть нелинейность свойств материалов.

На рисунке 2 а представлен фрагмент картины распределения векторного магнитного потенциала в активной зоне ЭМД при наличии немагнитной электропроводящей камеры и одного ферромагнитного тела. Распределение усилий (в виде стрелок-векторов), действующих на ФРТ при некоторых мгновенных положениях показано на рисунке 2 б. В соответствии с результатами численных расчетов, усилия, действующие на цилиндрическое ферромагнитное тело длиной 18 мм и диаметром 2 мм, достигают значения 19 Н.

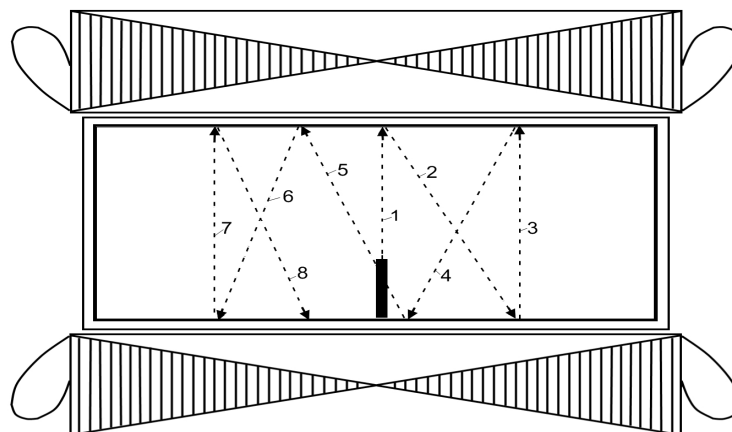
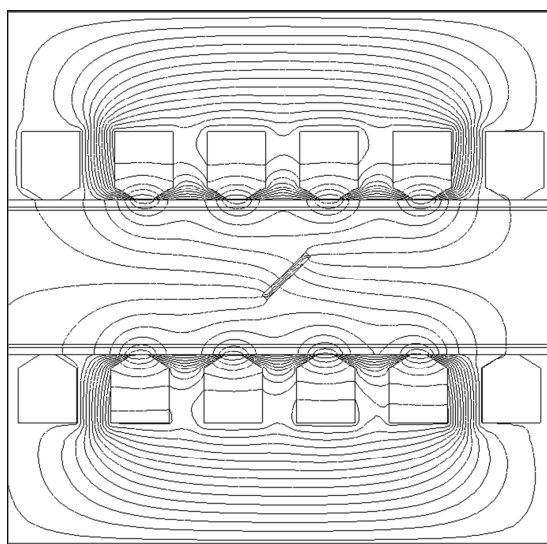
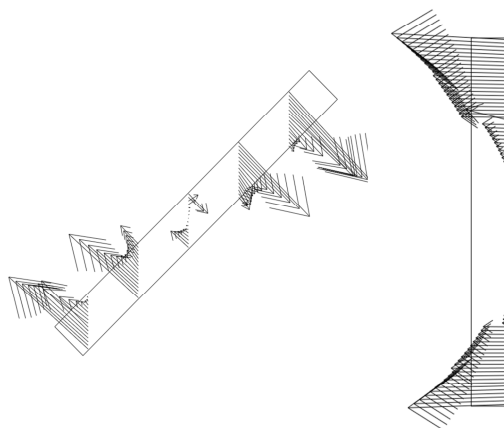


Рисунок 1 – Траектория движения цилиндрического ферромагнитного тела за время 0,5 с



а



б

Рисунок 2 – Распределение векторного магнитного потенциала в активной зоне ЭМД (а) и усилий действующих на ФРТ (б)

Важной особенностью работы ЭМД, выявленной в ходе проведения экспериментальных исследований [7] является деформация рабочей электропроводящей камеры. Следствием взаимодействия бегущих магнитных полей индукторов и вихревых токов, протекающих в стенках рабочей камеры (прилегающих к индукторам), является появление характерных прогибов стенок рабочей камеры в пределах каждого полюсного деления (рисунок 3).

На рисунке 4 представлены кривые, показывающие распределение глубины про-

гиба по длине одной из стенок рабочей камеры после 10, 15, и 20 минут работы ЭМД. Из рисунка видно, что после 20 минут работы дезинтегратора глубина прогиба, при толщине стенки камеры 0,8 мм, достигает 10 мм.

Распределение электромагнитных усилий в рабочей электропроводящей камере ЭМД, полученное по результатам конечно-элементных расчетов, представлено на рисунке 5.



Рисунок 3 – Деформация рабочей камеры ЭМД

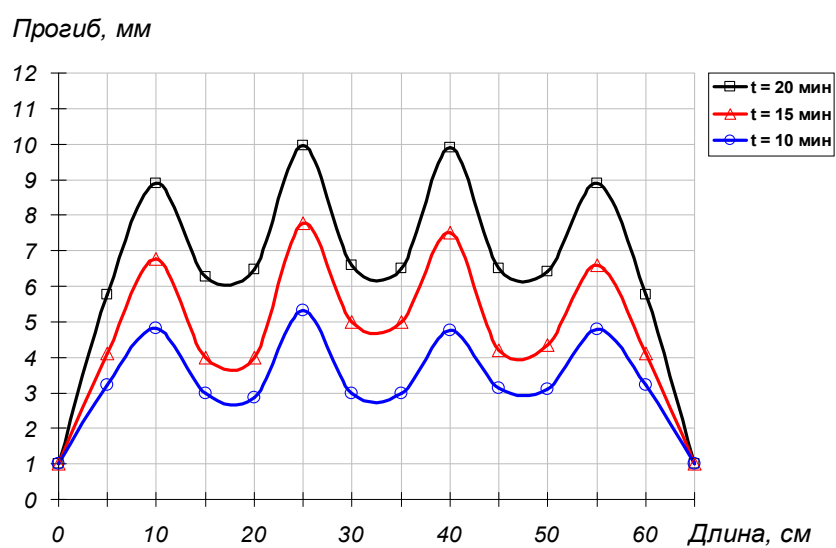


Рисунок 4 – Кривые распределения глубины прогиба по длине стенки рабочей камеры

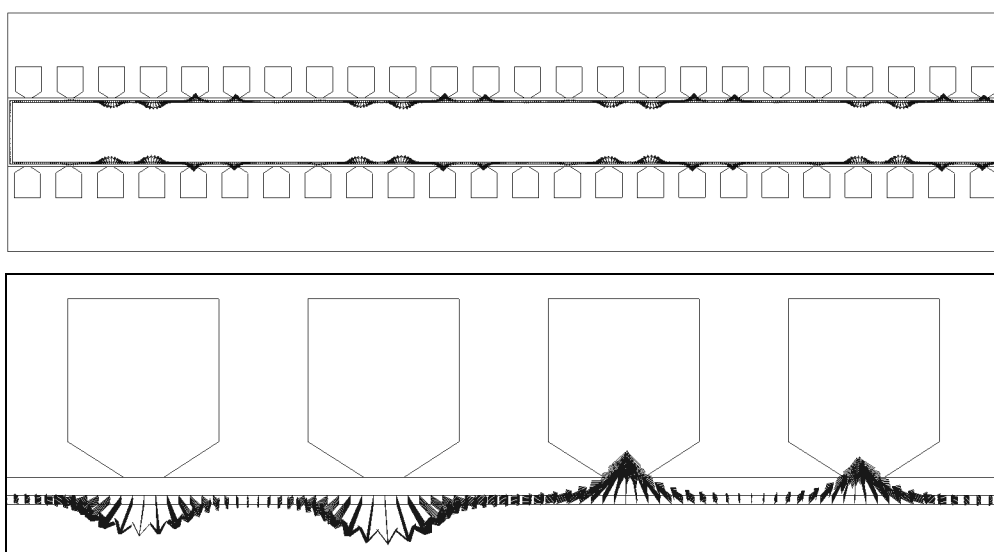


Рисунок 5 – Распределение электромагнитных усилий в рабочей электропроводящей камере ЭМД

**Выводы.** Рассмотрены усилия, возникающие в рабочей зоне ЭМД многофакторного действия. Представлена траектория движения цилиндрического ферромагнитного тела в рабочей камере ЭМД. В бегущем магнитном поле ФРТ следуют за областью наибольшей напряженности поля. Движение ФРТ начинается при вели-

чине магнитной индукции 0,06 Тл. При достижении индукции 0,08...0,1 Тл, практически во всем рабочем объеме ЭМД наступает режим интенсивного перемещения ФРТ. Получены экспериментальные зависимости глубины прогиба вдоль длины стенки рабочей камеры ЭМД.

#### Бібліографічний список

1. Шинкаренко В.Ф. Еволюційний синтез нових видів електромеханічних перетворювачів енергії технологічного призначення з використанням моделей макроеволюції / В.Ф. Шинкаренко, С.А. Безсонов // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». – Харків: НТУ «ХПІ», 2001. – № 16. – С. 171–173.
2. Пат. 43635 Україна, МПК B01F 13/00. Електромеханічний дезінтегратор / Шинкаренко В.Ф., Августинівич А.А., Лисак В.В., Вахновецька М.О.; заявник і патентовласник Національний технічний університет України «КПІ». – № u200902781 ; заявл. 25.03.2009 ; опубл. 25.08.2009, Бюл. № 16.
3. Логвиненко Д.Д. Реактор для проведения процессов в кипящем слое. Авторское свидетельство № 168264. – Бюллетень изобретений, 1965. – № 4.
4. Логвиненко Д.Д. Интенсификация технологических процессов в аппаратах с вихревым слоем / Д.Д. Логвиненко, О.П. Шеляков. – Техніка, 1976. – 144 с.
5. Бахвалов А.Ю. Электромеханические устройства с дискретной вторичной частью: алгоритмы анализа и синтеза и усовершенствованные конструкции : диссертация канд. техн. наук : 05.09.01 / А.Ю. Бахвалов. – Новочеркасск, 2007. – 136 с.
6. Вершинин И.Н. Аппараты с вращающимся электромагнитным полем / И.Н. Вершинин, Н.П. Вершинин. – ООО «Передовые технологии XXI века», Сальск-Москва, 2007. – 368 с.
7. Филатов М.А. Оценка возможности использования электромеханического дезинтегратора в технологии приготовления водоугольного топлива / М.А. Филатов, В.Ю. Грицюк, В.В. Лысак // Сборник научных трудов ДонГТУ. – Алчевск: ДонГТУ. – 2012. – Вып. 37. – С. 325–329.

**Рекомендована к печати д.т.н., проф. Луциком В.Д.**

*д.т.н., проф. Павленко Т.П.  
(Національний технічний університет "Харківський  
політехнічний інститут" НТУ «ХПІ», м. Харків, Україна)  
E-mail: khpavlenko@yandex.ru*

## ПСЕВДОРІДИННОМЕТАЛЕВІ ЕЛЕКТРИЧНІ КОНТАКТИ ДЛЯ НИЗЬКОВОЛЬТНИХ АВТОМАТИЧНИХ ВИМИКАЧІВ

*У роботі розглянуто псевдорідиннометалеві електричні контакти, які пропонуються до використання в струмообмежуючих блоках автоматичних вимикачів. Дані контакти не утримують токсичних та кошовних елементів і можуть використовуватися замість сріблоутримуючих електричних контактів, які використовуються в струмообмежуючих пристроях на цей час.*

**Ключові слова:** електричний контакт, псевдорідиннометалевий контакт, не токсичний елемент, автоматичний вимикач.

*В работе рассмотрены псевдожидкометаллические электрические контакты, которые предлагаются к использованию в токоограничивающих блоках автоматических выключателей. Данные контакты не содержат токсичных и дорогих элементов и могут использоваться вместо серебросодержащих электрических контактов, которые применяются в токоограничивающих блоках в настоящее время.*

**Ключевые слова:** электрический контакт, псевдожидкометаллический контакт, не токсичный элемент, автоматический выключатель.

Сучасні тенденції розвитку низьковольтного електроапаратобудування вимагають зменшення вагогабаритних показників автоматичних вимикачів при одночасному поліпшенні їхніх захисних характеристик.

Автоматичні вимикачі призначені для розподілу електричної енергії а також захисту електричних кіл в аварійних режимах роботи і використовуються в комплексних трансформаторних підстанціях. Звідси випливає, що автоматичні вимикачів повинні забезпечувати:

- тривале пропускання номінальних струмів і короткочасне – струмів короткого замикання у споживачів (тобто забезпечувати селективність роботи);
- нечасту комутацію номінальних струмів і короткого замикання;
- миттєве відключення надструмів.

Найважливішими параметрами, що визначають працездатність автоматичного вимикача є: електродинамічна стійкість (ЕДУ), гранична комутаційна здатність (ГКЗ), низький перехідний опір. Ці та інші параметри взаємопов'язані між собою і за-

безпечуються, в основному, конструктивними рішеннями [1]:

- поділом контактів на дугогасильні і головні, що характерно для багатоамперних автоматичних вимикачів;
- поділом головних контактів на ряд паралельних;
- забезпеченням достатньої енергоємності механізму включення;
- застосуванням струмообмежувальних пристроїв.

Ряд електричних апаратів, що володіють специфічними особливостями роботи, такі як автоматичні вимикачі зі струмообмежуючими пристроями або багатоамперні вимикачі, мають головні і дугогасильні контакти. До таких електричних апаратів і їх контактних систем існують особливі вимоги: низький перехідний опір; висока електродинамічна здатність; стійкість проти зварювання контактів; висока механічна міцність; низька вартість контактного матеріалу.

Струмообмежуючий пристрій призначений для підвищення комутаційної здатності автоматичного вимикача, який має

контактну і дугогасну системи. Такі пристрої забезпечують високу електродинамічну здатність (ЕДЗ) автоматичного вимикача при протіканні струмів короткого замикання (КЗ) і при зниженні струмів.

Особливістю роботи електричних контактів струмообмежуючого блоку є те, що вони постійно замкнуті при включенні – відключенні автоматичного вимикача. А тому, основною вимогою що до контактів струмообмежуючого пристрою є висока електропровідність, яка забезпечує низький перехідний опір.

Надійність роботи електричного апарату зі струмообмежуючим пристроєм залежить від контактного матеріалу, який повинен мати високу стійкість проти зварювання контактних пар та сприяти зменшенню їх перехідного опору при збільшенні ЕДЗ. А для цього необхідно збільшення площі контактування при незмінному контактному натисненні.

У головних контактах багатоамперних автоматичних вимикачів застосовуються відносно недугостійкі, але з низьким електричним опором матеріали. Як правило, такі матеріали відрізняються не тільки високими електро- і теплопровідністю, але і невисокою твердістю, що дозволяє зменшити необхідні для досягнення високої ЕДУ контактні натискання.

Надійність роботи контактної системи багатоамперних автоматичних вимикачів підвищують також підбором контактного матеріалу. Це сприяє підвищенню стійкості проти зварювання контактів. По мірі зростання температури контактів і збільшення контактного натискання відбувається розм'якшення матеріалу, що призводить до зварювання контактних пар. Збільшення площі контактування в твердих контактах, в основному, забезпечується збільшенням контактного натискання, що не приводить до зменшення вагогабаритних характеристик.

Таким чином, надійність роботи контактної системи автоматичного вимикача, в значній мірі, визначають технічні взаємо-

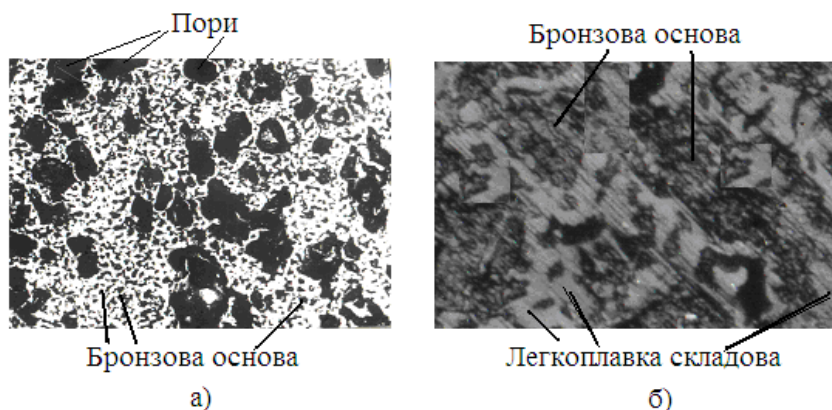
залежні параметри, а також витрати дорогіших і дефіцитних металів.

Метою роботи є дослідження можливості застосування нового контактного матеріалу, так званого псевдорідиннометалевого (ПРМК), в струмообмежуючому пристрої низьковольтного автоматичного вимикача типу ВА 52–35 та в головних контактах багато амперного автоматичного вимикача замість складів композицій контактів, які утримують коштовне срібло.

В світовій практиці відомі рідиннометалеві контакти [2, 3], які мають низький перехідний опір, за рахунок зменшення опору плівок поверхні рідкого металу, опору власного металу, опору інтерметалідів, що утворюються на поверхні розділу твердої і рідкої фаз. Ряд фірм США, Франції, Німеччини, Росії рекламують комутаційні апарати з рідиннометалевими контактами, головними достоїнствами яких є малі контактні натискання і відсутність вібрації. Але одним з головних недоліків рідиннометалевих контактів є нестабільність властивостей, та використання токсичних елементів, таких як ртуть, олово, вісмут, свинець та інші.

В роботі показані псевдорідиннометалеві контакти, які забезпечують необхідні вимоги, що сприяють підвищенню необхідних параметрів електричних контактів струмообмежуючого пристрою автоматичного вимикача та головних контактів багатоамперного вимикача без використання срібла і токсичних матеріалів.

Ідея роботи псевдорідиннометалевих контактів полягає в тому, що контакти складаються з більш тугоплавкої і легкоплавкої складової. Тугоплавка складова являє собою вигляд матриці або арматури (залежно від конструкції контакту). Легкоплавка складова має значно низьку температуру плавлення ніж струмоведучі частини автоматичного вимикача. Згідно поставленої мети були отримані контактні композиції на бронзовій тугоплавкій основі, які при виготовленні мають пори (рис. 1, а), а потім відбувається їх просочення легкоплавкою складовою (рис.1, б) [4 – 5].



а) тугоплавка складова з порами; б) після просочення пор

Рисунок 1 – Мікроструктура контакту на бронзовій основі

Принцип роботи таких контактних композицій відбувається таким чином, що у момент замикання електричного кола контакти тверді. При пропусканні відповідного струму та встановленому контактному натисненні відбувається збільшення щільності струму, що приводить до локального розігрівання і розплавлення легкоплавкої складової контакту. Таким чином, у момент розплавлення площа контактної поверхні збільшується, перехідний опір падає, зменшується щільність струму і подальшого розплавлення площі контактування не відбувається.

Отримані композиції контактів ПРМК пройшли дослідження як на випробувальних стендах, так і у струмообмежуючому блоці автоматичного вимикача ВА 52–35. Испити проводилися у тривалому режимі в колі однофазного змінного струму, частотою 50 Гц при температурі навколишнього повітря 18 – 20 °С. Під час досліджень проводився вимір спадань напруги в колі постійного струму при  $I_N = 250$  А і низької напруги в нагрітому стані.

На лівий полюс струмообмежуючого блоку була встановлена пара контактів

ПРМК, де рухомий та нерухомий контакти виготовлені з однакового матеріалу (бронзова основа). На середній полюс – контактна пара ПРМК (мідна основа), на правий полюс – серійна контактна пара КМКА30м / КМК А10м (срібна основа). Середній полюс для дослідних контактів був вибраний як найбільш навантаженим в тепловому відношенні. Результати досліджень (табл. 1) показали, що після закінчення 360 годин перехідний опір контактів з контактів ПРМК у нагрітому стані і перевищення температури істотно не відрізняються від серійних контактів (65°C по ТУ).

Зразки електричних контактів ПРМК Ø 8 мм пройшли випробування в замкнутому стані при пропущенні струмів від 50 до 250 А і контактному натисканні 15; 26 і 40 Н. Результати попередніх досліджень показали, що температура і перехідний опір експериментальних зразків спочатку має високі значення, в порівнянні з композиціями, що утримують срібло. Ступінчасте збільшення струму викликає підвищення температури та падіння напруги. Але по мірі зростання струму ці значення різко знижуються і стабілізуються.



Таблиця 1 – Результати досліджень контактів ПРМК у автоматичному вимикачі ВА 52–35

Час під струмом	Перехідний опір контактів, Ом $\times 10^{-3}$			Значення перевищення температури струмоведучих частин автоматичного вимикача								
				Верхній вивід струмообмежуючого блоку, °C			Нижній вивід струмообмежуючого блоку °C			Контакти струмообмежуючого блоку, °C		
	Полюси автоматичного вимикача											
	Лев.	Сер.	Пр.	Лев.	Сер.	Пр.	Лев	Сер.	Пр.	Лев.	Сер.	Пр
6	0,156	0,20	0,128	60	68	58	58	88	61	105	112	93
80	0,164	0,18	0,128	60	68	58	58	88	61	105	111	93
120	0,144	0,192	0,120	60	65	58	61	63	60	108	106	90
160	0,144	0,18	0,116	57	65	58	61	62	57	108	101	89
200	0,128	0,14	0,108	58	65	58	55	60	57	95	98	88
240	0,140	0,136	0,124	60	64	60	54	64	60	96	97	90
280	0,144	0,136	0,132	59	64	60	55	64	60	95	98	90
300	0,140	0,120	0,116	59	64	60	55	64	60	95	98	90
340	0,140	0,116	0,124	60	63	60	56	65	61	96	98	90
360	0,150	0,128	0,120	60	63	60	56	65	61	96	98	90
Вимоги ТУ (при T= 40°C)												
				65			65			130		

#### Висновки.

1. Доведена можливість реалізації принципу використання зміни агрегатного стану в точках контактування контактів на робочій поверхні при пропусканні струмів.

2. За експериментальною технологією виготовлена і випробувана партія контактів з розробленого контактного матеріалу, що мають бронзову основу. Склади композицій експериментальних контактів не мають токсичних елементів.

3. Проведені дослідження автоматичного вимикача ВА 52–35 з контактами зі струмообмежуючого блоку (в двох полюсах із

ПРМК і в третьому – з КМКА30м / КМКА10м) показали, що після закінчення 360 годин теплового режиму перехідний опір при значному перевищенні температури істотно не відрізняються від сріблостісованих композицій.

4. За результатами досліджень показана можливість використання контактів ПРМК в струмообмежуючих блоках автоматичних вимикачів замість серійних, що мають композиції, до яких входить коштовне срібло та в головних контактах багатоамперних вимикачів.

#### Бібліографічний опис

1. Беляев В.Л. Особенности работы и конструкций многоамперных автоматических выключателей: учеб. пособ. / В.Л. Беляев. – СПб.: СЗТУ, 2005. – 254 с.
2. Способ уменьшения сопротивления между контактными поверхностями. Патент США Н01Н 11/02 № 4513904.
3. Брон О.Б. Электрическая стойкость композиционных жидкометаллических контактов / О.Б. Брон, В.Л. Беляев // Электромеханика. – М.: Изв. вузов, 1984. – № 8. – С.76 – 81.
4. Павленко Ю.П. Новый контактный материал для многоамперных выключателей / Ю.П. Павленко, Г.Н. Гапоненко, Т.П. Крыгина // Сб. научн. тр. «Низковольтные аппараты защиты и управления». – Харьков: ВНИИЭА, 1993. – С. 223–229.
5. Павленко Т.П. Псевдожидкометаллические контакты электрических аппаратов с бездуговой коммутацией / Т.П. Павленко // Интегровані технології та енергозбереження. – Харків: ХДПУ, 1999. – № 4. – С. 69–72.

Рекомендовано до друку д.т.н., проф. Заблодським М.М.

д.т.н. Заблодский Н.Н.,  
Филатов М.А., Грицюк В.Ю.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

## МОДЕЛИРОВАНИЕ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОГО ПОЛЯ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОГО ДЕЗИНТЕГРАТОРА

*Розроблено скінченно-елементну модель ЕМД багатofакторної дії. Отримані за допомогою математичної та фізичної моделей дані про розподіл магнітного поля в ЕМД показують, що величина магнітної індукції в повітряному проміжку досягає значень, рекомендованих для апаратів з вихровим шаром.*

**Ключові слова:** електромеханічний дезінтегратор, індуктор, скінченно-елементна модель, електромагнітне поле.

*Разработана конечно-элементная модель ЭМД многофакторного действия. Полученные с помощью математической и физической моделей данные о распределении магнитного поля в ЭМД показывают, что величина магнитной индукции в воздушном зазоре достигает значений, рекомендуемых для аппаратов с вихревым слоем.*

**Ключевые слова:** электромеханический дезинтегратор, индуктор, конечно-элементная модель, электромагнитное поле.

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

На сегодняшний день процессы дробления и измельчения твердых материалов в целях обогащения, выделения полезного компонента, повышения реологической активности, увеличения контактной поверхности и интенсификации ряда физико-химических процессов являются наиболее распространенными технологическими операциями промышленного производства различных материалов. Важность процессов технологического измельчения подчеркивает и тот факт, что именно на измельчение материалов различного происхождения в наше время расходуется более 20 % всей вырабатываемой на планете электроэнергии.

Одним из способов, позволяющих осуществлять различные технологические процессы тонкого и сверхтонкого измельчения, гомогенного перемешивания жидких и твердых порошковых веществ (приготовления эмульсий, суспензий и т.п.), ускорения некоторых химических реакций, является применение принципиально нового класса электромеханических преобразователей энергии – электромеханиче-

ских дезинтеграторов (ЭМД) многофакторного действия [1, 2, 3].

Основой для проектирования и исследования процессов в новых электромеханических устройствах является математическое моделирование электромагнитных полей. Полученные с помощью математической модели данные о распределении электромагнитного поля позволяют на предварительном этапе определить геометрические размеры активной части преобразователя и приближенно оценить его рабочие свойства и характеристики. Одним из наиболее эффективных численных методов решения полевых задач является метод конечных элементов. Достоинством этого метода является сравнительная простота и точность описания достаточно сложных конфигураций границ раздела сред, возможность учета нелинейности свойств материалов и т.п.

**Постановка задачи.** Задачей данной работы является создание конечно-элементной модели ЭМД и анализ распределения магнитного поля в его активной части.

**Изложение материала и его результаты.** В общем виде нелинейное дифферен-

циальное уравнение электромагнитного поля в частных производных относительно векторного магнитного потенциала  $\vec{A}$  можно представить как

$$\operatorname{rot}\left(\frac{1}{\mu} \operatorname{rot} \vec{A}\right) - \gamma \frac{\partial \vec{A}}{\partial t} - \gamma(\vec{v} \times \operatorname{rot} \vec{A}) = -\vec{J}_{\text{стор}}, \quad (1)$$

где  $\mu = \mu_0 \cdot \mu_r$  – абсолютная магнитная проницаемость;

$\gamma$  – удельная электрическая проводимость;

$\vec{v}$  – вектор скорости движения электропроводящей среды относительно источника магнитного поля;

$\vec{J}_{\text{стор}}$  – плотность сторонних токов.

Для непроводящих областей справедливо уравнение Пуассона

$$\operatorname{rot}\left(\frac{1}{\mu} \operatorname{rot} \vec{A}\right) = -\vec{J}_{\text{стор}}. \quad (2)$$

Источники поля в правой части уравнения (1) задаются сторонней плотностью тока на участках пазов индукторов согласно трехфазной схеме соединения обмоток. Для предварительного расчета токовой нагрузки использовались экспериментальные данные фазных токов ЭМД. Комплексные значения плотности тока в фазах обмотки индуктора:

$$\begin{aligned} \vec{J}_A &= I_m \cdot u_n / S_n, \\ \vec{J}_B &= -I_m [\cos(-2\pi/3) - j \sin(-2\pi/3)] \cdot u_n / S_n, \\ \vec{J}_C &= -I_m [\cos(-4\pi/3) - j \sin(-4\pi/3)] \cdot u_n / S_n, \end{aligned} \quad (3)$$

где  $I_m$  – амплитуда тока в фазе индуктора;

$u_n$  – число эффективных проводников в пазу;

$S_n$  – площадь сечения паза.

Расчет квазистационарного магнитного поля ЭМД был проведен методом конечных элементов с использованием про-

граммно-вычислительного комплекса Comsol Multiphysics 3.5a.

На рисунке 1 показана расчетная геометрическая модель, построенная с учетом реальных линейных размеров активной зоны экспериментального образца ЭМД. Основные свойства материалов, задаваемые как исходные данные для каждого расчетного участка, приведены в таблице 1. На внешних границах расчетной области задается нулевое значение векторного магнитного потенциала (условие Дирихле)  $\vec{A} = 0$ . На границе раздела сред с различными магнитными свойствами используется условие равенства нормальных к границе составляющих вектора магнитной индукции и касательных составляющих вектора напряженности магнитного поля (условие Неймана):  $\vec{B}_{n1} = \vec{B}_{n2}$ ,  $\vec{H}_{t1} = \vec{H}_{t2}$ .

Результат расчета в виде картины распределения векторного магнитного потенциала в активной зоне ЭМД представлен на рисунке 2.

Одним из основных параметров аппаратов с вихревым слоем является величина магнитной индукции в центральной части расточки индуктора при холостом ходе, т. е. при условии отсутствия ферромагнитных частиц [4]. Величиной индукции определяются скорость перемешивания и диспергирования фаз, а также скорость химической реакции в зоне вихревого слоя. Опыт осуществления технологических процессов с использованием таких устройств позволил определить целесообразный интервал индукции – 0,1...0,2 Тл.

На рисунке 3 показано распределение нормальной составляющей магнитной индукции вдоль длины ЭМД (посередине воздушного зазора). Расчеты показывают, что магнитное поле ЭМД имеет выраженный зубчатый характер, а значение магнитной индукции посередине зазора достигает 0,084 Тл, т.е. является достаточным для приведения в движение ферромагнитных рабочих тел [4].

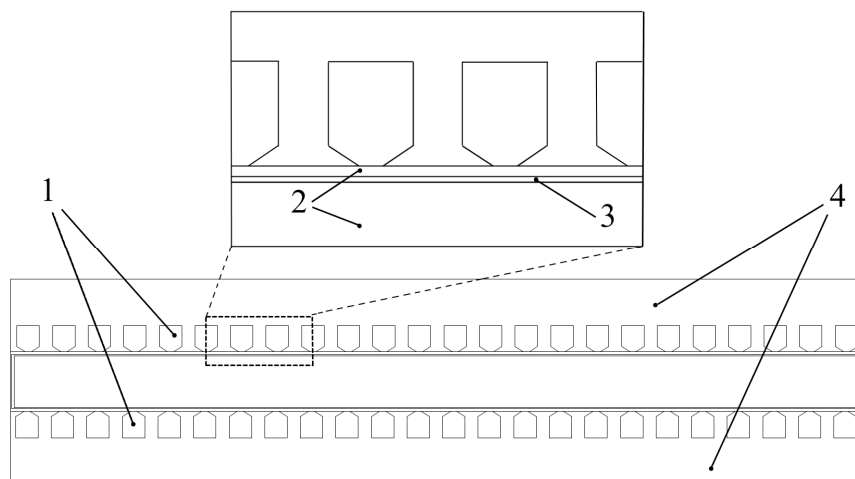


Рисунок 1 – Расчетная геометрическая модель ЭМД

Таблица 1 – Свойства материалов расчетных областей

Название расчетного участка	Относительная магнитная проницаемость, $\mu_r$	Удельная электрическая проводимость, $\gamma$ , См/м
1. Обмотка индуктора	1	$5,8 \cdot 10^7$
2. Воздушная область	1	0
3. Рабочая камера	1	$1,12 \cdot 10^7$
4. Магнитопровод индуктора	Кривая намагничивания Ст. 2211	0

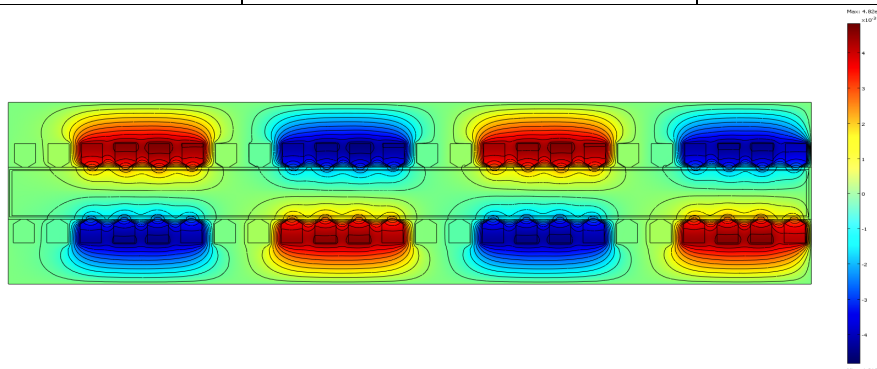


Рисунок 2 – Распределение векторного магнитного потенциала в активной зоне ЭМД

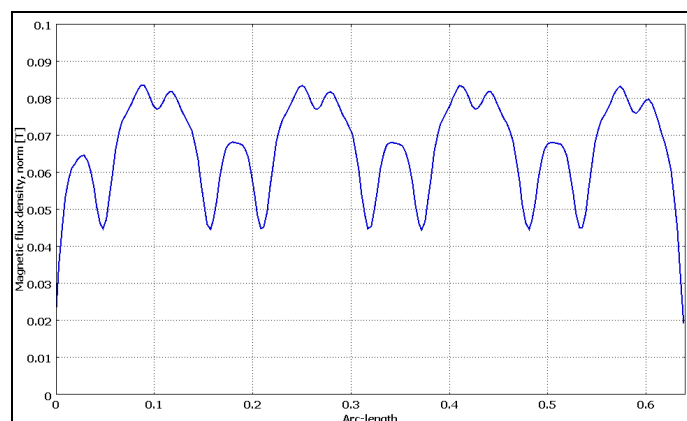


Рисунок 3 – Распределение нормальной составляющей магнитной индукции вдоль длины ЭМД (посередине воздушного зазора)

График распределения нормальной составляющей магнитной индукции вдоль длины ЭМД, на расстоянии 2 мм от поверхности одного из индукторов, представлен на рисунке 4. Величина индукции вблизи зубцов магнитопровода ЭМД достигает 0,18 Тл.

На рисунке 5 показан график распределения нормальной составляющей магнитной индукции вдоль линии, проходящей через ярмо магнитопровода верхнего индуктора, середину зубца, воздушный зазор, и соответственно, середину зубца и ярмо магнитопровода нижнего индуктора.

На рисунке 6а показан общий вид экспериментального образца ЭМД, изготовленного в Донбасском государственном техническом университете. 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, которая расположена в межиндукторном зазоре (рисунок 6б). Технические данные экспериментального образца ЭМД приведены в таблице 2.

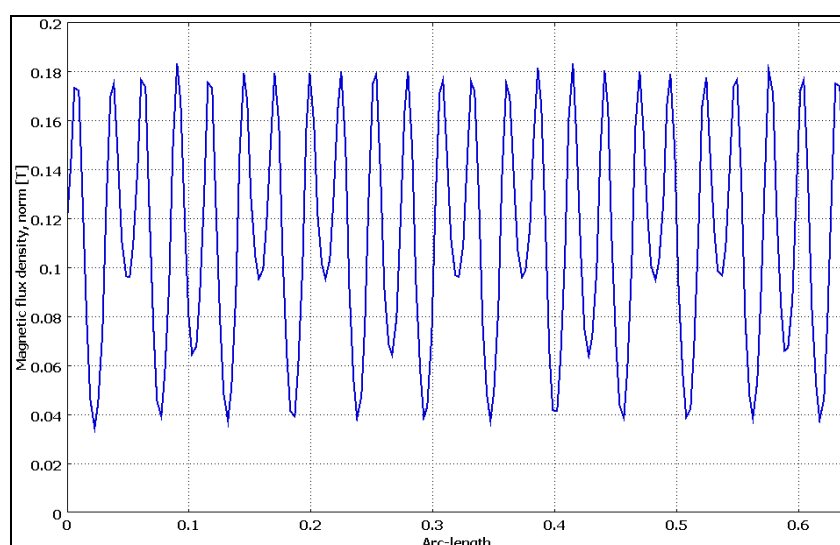


Рисунок 4 – Распределение нормальной составляющей магнитной индукции вдоль длины ЭМД (вблизи индуктора)

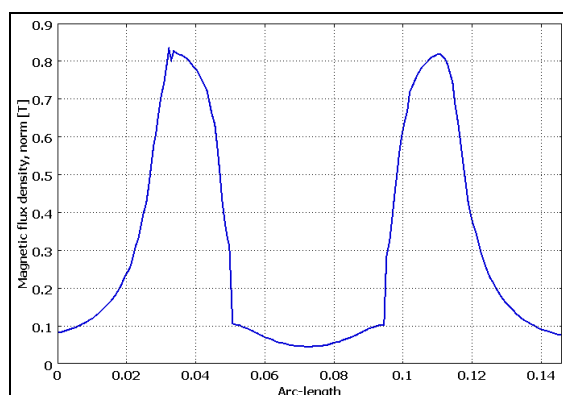


Рисунок 5 – Распределение нормальной составляющей магнитной индукции в ЭМД

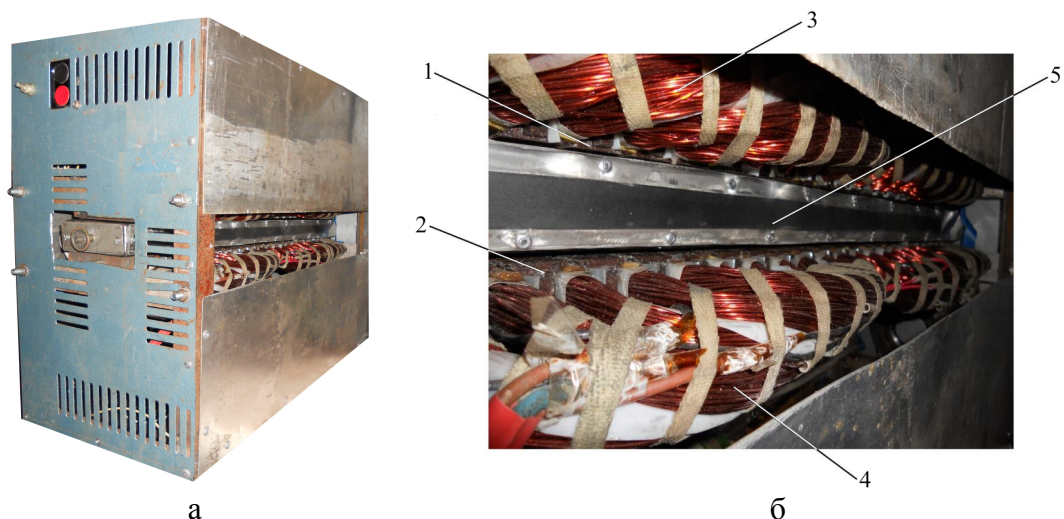


Рисунок 6 – Экспериментальный образец ЭМД  
1, 2 – индукторы бегущего поля; 3, 4 – трехфазные обмотки;  
5 – рабочая камера.

Таблица 2 – 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	Активная мощность, кВт	4
6	Потребляемый ток, А	26,5
7	Коэффициент мощности, о.е.	0,23
8	Объем активной зоны электромагнитного воздействия, дм <sup>3</sup>	2,82
9	Объем рабочей камеры, дм <sup>3</sup>	2,68
10	Режим работы	Кратковременный
11	Максимальное время одного включения с последующей паузой для остывания, мин	7
12	Охлаждение	Принудительное воздушное

Экспериментальные исследования показали, что расхождение значения магнитной индукции, полученного при численном расчете, и измеренного значения в изготовленном ЭМД не превышает 10 %.

#### Выводы и направление дальнейших исследований.

Разработана конечно-элементная модель ЭМД многофакторного действия. Полученные с помощью математической и физической моделей данные о распределе-

нии магнитного поля в активной части ЭМД показывают, что величина магнитной индукции в воздушном зазоре достигает значений, рекомендуемых для аппаратов с вихревым слоем. Результаты численного расчета электромагнитного поля ЭМД могут быть использованы при выборе геометрических размеров активной части с целью получения заданных рабочих свойств и характеристик.

**Бібліографічний список**

1. Шинкаренко В.Ф. Еволюційний синтез нових видів електромеханічних перетворювачів енергії технологічного призначення з використанням моделей макроеволюції / В.Ф. Шинкаренко, С.А. Безсонов // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». – Харків: НТУ «ХПІ», 2001. – № 16. – С. 171–173.
2. Пат. 43635 Україна, МПК B01F 13/00. Електромеханічний дезінтегратор / Шинкаренко В.Ф., Августинівич А.А., Лисак В.В., Вахновецька М.О.; заявник і патентовласник Національний технічний університет України «КПІ». – № u200902781, заявл. 25.03.2009; опубл. 25.08.2009, Бюл. № 16.
3. Филатов М.А. Оценка возможности использования электромеханического дезинтегратора в технологии приготовления водоугольного топлива / М.А. Филатов, В.Ю. Грицюк, В.В. Лысак // Сборник научных трудов ДонГТУ. – Алчевск: ДонГТУ. – 2012. – Вып. 37. – С. 325–329.
4. Логвиненко Д.Д. Интенсификация технологических процессов в аппаратах с вихревым слоем / Д.Д. Логвиненко, О.П. Шеляков. – Техніка, 1976. – 144 с.

**Рекомендована к печати д.т.н., проф. Луциком В.Д.**

д.т.н. Корсунов К.А.  
(Восточноукраинский национальный  
университет им. В. Даля, г. Луганск)

## МОБИЛЬНЫЕ ПЛАЗМЕННЫЕ УСТАНОВКИ ДЛЯ УТИЛИЗАЦИИ ОПАСНЫХ ОТХОДОВ

*В статье рассмотрены некоторые направления применения мобильных плазменных комплексов, предназначенных для утилизации опасных техногенных и биологических отходов. Использование мобильных установок позволяет утилизировать опасные радиоактивные, химические и биологические отходы непосредственно на месте их обнаружения или хранения без дополнительных затрат на транспортировку. Важной областью применения мобильных плазменных установок может стать применение для утилизации медицинских и биологических отходов в чрезвычайных ситуациях.*

**Ключевые слова:** медицинские и биологические отходы, чрезвычайная ситуация, плазменная утилизация, мобильный плазменный комплекс.

*У статті розглянуті деякі напрямки застосування мобільних плазмових комплексів, призначених для утилізації небезпечних техногенних і біологічних відходів. Використання мобільних установок дозволяє утилізувати небезпечні радіоактивні, хімічні й біологічні відходи безпосередньо на місці їх виявлення або зберігання без додаткових витрат на транспортування. Важливою сферою застосування мобільних плазмових установок може стати застосування для утилізації медичних та біологічних відходів в надзвичайних ситуаціях.*

**Ключові слова:** медичні та біологічні відходи, надзвичайна ситуація, плазмова утилізація, мобільний плазмовий комплекс.

**Введение.** Проблема утилизации и переработки опасных отходов по-прежнему остается актуальной не только в Украине, но и во многих странах. Решение данной проблемы связано с применением плазменных установок для утилизации и обезвреживания не только муниципальных, но также радиоактивных и высокотоксичных отходов, которые невозможно переработать традиционными методами. При этом нужно иметь в виду, что промышленная переработка отходов не имеет «готовых решений», вследствие чего отработка технологических решений, выбор основного и вспомогательного оборудования определяются отдельно для каждого конкретного случая. Учитывая, что к настоящему времени накоплен большой объем радиоактивных и химических веществ, подлежащих утилизации (обезвреживанию), значительный интерес представляет создание мобильных плазменных комплексов. Промышленная эксплуатация таких мобиль-

ных комплексов имеет ряд преимуществ по сравнению со стационарными установками, поскольку сводится к нулю риск заражения окружающей среды во время транспортировки опасных отходов в результате ДТП или нарушения целостности защитных контейнеров, снижаются требования к задачам логистики и пр. Кроме того, мобильные плазменные комплексы могут найти применение для решения некоторых задач МЧС. Так, например, по заказу МЧС в России ведется разработка мобильной установки для плазмотермической детоксикации проливов огнетушащих веществ, токсичных и экологически опасных материалов производительностью 30 кг/ч по твердым отходам и 50 кг/ч – по жидким отходам [1]. Ниже рассмотрим некоторые известные разработки мобильных установок.

**Анализ существующих плазменных технологий.** Американская компания Westinghouse разработала плазменную сис-



тему внутри передвижного модуля [2]. Внутри стандартного грузового трейлера была смонтирована плазменная система вместе со всеми сопутствующими ей устройствами – источником тока, системой газо- и водоснабжения, системой управления процессом и т.д. (рис. 1) Плазменная система, расположенная внутри трейлера, позволяет перерабатывать химические отходы с производительностью около 4 л/мин., с эффективностью разложения вредных компонентов до 99,99%.

Фирмой E.S.T. Ecological Systems Ltd совместно с ООО «Плазмактор» (г.Минск,

Беларусь) изготовлена и введена в эксплуатацию мобильная опытно-промышленная плазменная установка для утилизации токсичных химических отходов (рис. 2). Монтаж выполнен в 20-футовом транспортируемом автомобильном контейнере. Технологическая установка включает в себя устройство для подачи химических отходов, плазменный реактор с электродуговым плазмотроном постоянного тока типа ПДС-3, систему закалки, основную адсорбционную систему, экологическую адсорбционную систему, экологическую адсорбционную систему [3].

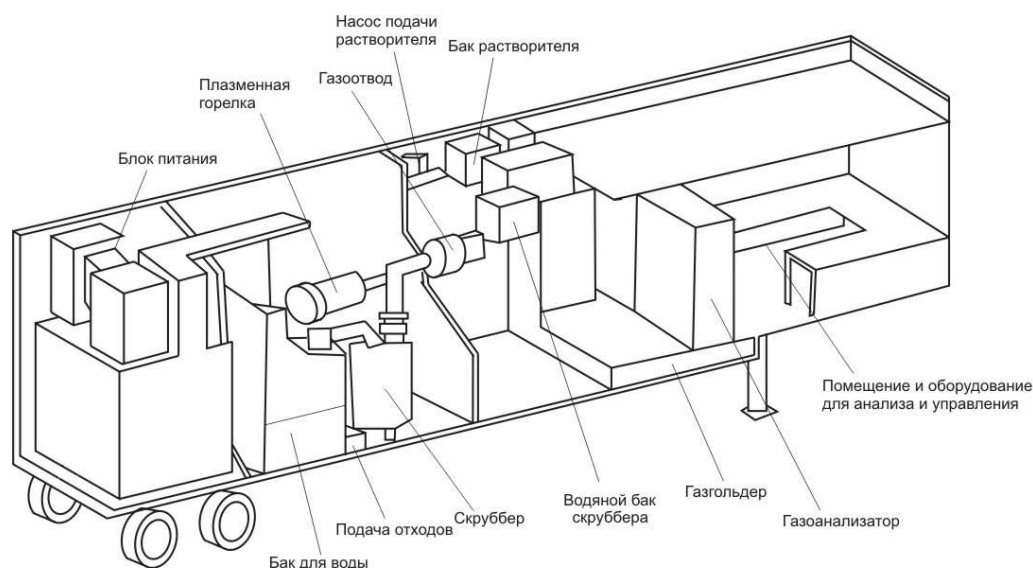


Рисунок 1 - Мобильный плазменный модуль компании Westinghouse

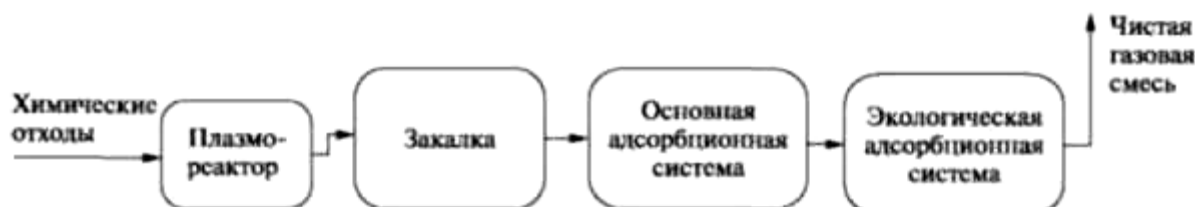


Рисунок 2 - Принципиальная схема мобильной опытно-промышленной плазменной установки по утилизации токсичных химических отходов, созданной в фирме E.S.T. Ecological Systems Ltd

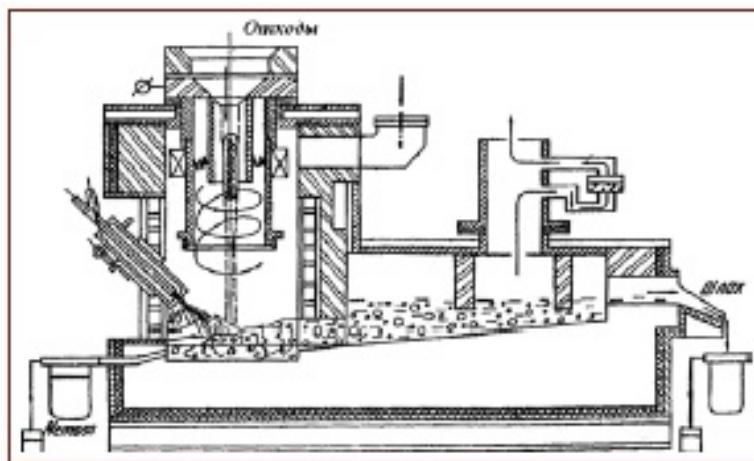


Рисунок 3 - Плазменная установка ЗАО «Плазма Тест» для обезвреживания медицинских отходов

Другим направлением применения мобильных плазменных установок сможет стать переработка медицинских и медико-биологических отходов. В настоящее время известны разработки стационарных установок для данных целей. Так, например, плазменная установка для переработки инфицированных медицинских отходов была разработана и спроектирована специалистами ЗАО «Плазма Тест» и построена на территории Московской городской инфекционной клинической больницы № 1 [4]. Принципиальная технологическая схема установки приведена на рис. 3. Основу оборудования составляет двухкамерная кессонная металлургическая печь с ванной расплава шлака и металла и плазмотроном на боковой стенке, обеспечивающим температурный уровень от 2000 до 5000 °С. Максимальная проектная пропускная способность по отходам - 60 кг/ч (500 т в год). Однако по ряду технических и экономических факторов указанная установка не была введена в постоянную эксплуатацию.

Специалистами Института тепло-массообмена им. А. В. Лыкова и ООО «Плазмактор» (г. Минск, Беларусь) была разработана, изготовлена и испытана плазменная камерная печь периодического действия мощностью до 50 кВт и производи-

тельностью 20-30 кг/ч, приведенная на рис. 4. Печь предназначена для обезвреживания сравнительно небольших объемов медицинских и биологических отходов. После загрузки отходов в количестве примерно 10-15 кг и включения плазмотрона цикл их переработки (сжигания) составляет примерно 10 мин и зависит от состава отходов. После завершения цикла работы плазмотрон выключается, и печь переходит в режим остывания и разгрузки шлака. Суммарное время реализации всех стадий составляет около 30 мин, после чего печь готова к следующей загрузке и включению [4].

На Украине сотрудниками Института электросварки им. Е.О. Патона НАНУ и Института газа НАНУ разработана плазменная технология и оборудование для экологически чистой утилизации медицинских отходов производительностью порядка 50 кг/ч по обезвреживанию медицинских отходов [5].

Исходя из вышесказанного, можно сделать вывод, что опыт создания и эксплуатации мобильных плазменных установок позволяет создать мобильные плазменные комплексы для утилизации медицинских и биологических отходов, предназначенные для применения в чрезвычайных условиях.

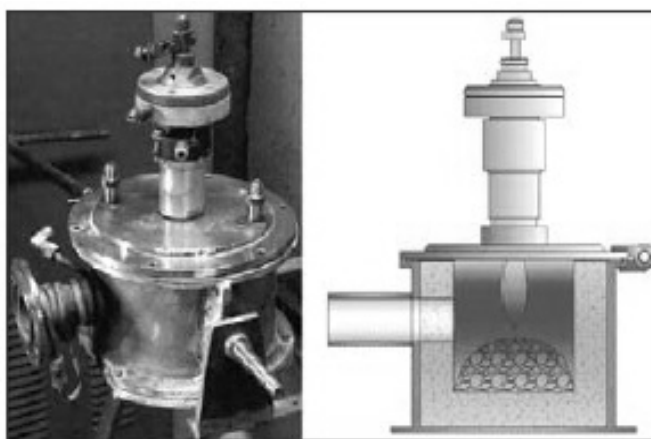


Рисунок 4 - Плазменная печь для обезвреживания медицинских отходов

**Целью работы** является рассмотрение возможности разработки и применения мобильных плазменных комплексов для МЧС.

**Применение мобильных плазменных комплексов в чрезвычайных ситуациях.** Прошедшие годы были отмечены достаточно большим количеством катастроф как природного, так и техногенного характера. Достаточно вспомнить землетрясение в Японии, спровоцировавшее аварию на атомной станции «Фукусима», наводнение в Краснодарском крае, землетрясение на Гаити, ураган «Катрина» и разрушение Нового Орлеана и др. Одной из проблем, которые необходимо решать после подобных катастроф, является уничтожение большого числа погибших животных, так как в противном случае останки начинают гнить и разлагаться. Неприятный запах при этом далеко не самая большая проблема. Опасность представляют болезнетворные бактерии и прочие патогенные микроорганизмы, которые активно размножаются в отходах. Кроме того, велика вероятность, что инфекцию могут разнести по обширной территории различные насекомые, птицы и падальщики, а это уже грозит эпидемией для целых регионов. Другой потенциальной опасностью, обуславливающей необходимость массового уничтожения скота и домашней птицы, являются периодически возни-

кающие эпидемии, например, «птичьего» или «свиного» гриппа, африканской чумы свиней и пр. В настоящее время в целях безопасного уничтожения трупов животных, исключающего возможность распространения инфекционных болезней и загрязнение окружающей среды, применяют четыре метода: переработка на ветеринарно-санитарных утилизационных заводах, сжигание, обезвреживание в биотермических ямах и захоронение на скотомогильниках. Однако в условиях чрезвычайных ситуаций наиболее эффективным является сжигание трупов погибших животных. В качестве термического источника используется открытый огонь (костры), однако температуры в открытых кострах невысоки (не более 800-1000°C), что не всегда достаточно для уничтожения патогенной микрофлоры. Поэтому наиболее эффективным методом утилизации в условиях чрезвычайной ситуации, по нашему мнению, является применение мобильных плазменных установок. Такая установка должна монтироваться на автомобильном шасси и содержать следующие элементы (рис. 5):

- плазменную печь, оборудованную воздушным электродуговым плазмотроном;
- системы газо- и водоснабжения плазмотрона;
- систему электропитания плазмотрона;

- систему газоочистки;
- систему автоматического управления процессом.

Плазменная печь. Оснащение плазменной печи электродуговым плазмотроном позволит увеличить температуру в реакционной области до 3500-5000°C, что значительно повышает эффективность утилизации. Мощность плазмотрона зависит от загрузочной емкости печи. Так, для утилизации 1 кг отходов требуется примерно 1 кВт энергии, следовательно, при скорости сжигания 100 кг/ч необходим плазмотрон мощностью 100 кВт. Применение в качестве рабочего газа воздуха снижает стоимость эксплуатации установки (т.к. воздух самый дешевый технологический газ) и упрощает систему газоснабжения.

Системы газо- и водоснабжения. Система газоснабжения содержит компрессор, ресивер и коммуникационные тракты для подачи атмосферного воздуха к плазмотрону. Система водоснабжения является замкнутого типа и обеспечивает охлаждение как конструктивных элементов плазмотрона, так и плазменной печи (при необходимости). Она включает насос для создания необходимого давления воды в системе, теплообменник и коммуникационные тракты.

Система электропитания плазмотрона. В зависимости от мощности плазмотрона система электропитания может быть вы-

полнена на источниках разного типа. В качестве примера можно предложить схему электропитания, использующую трехфазный дизель-генератор как источник переменного тока и тиристорный управляемый выпрямитель с автоматической стабилизацией тока и обратной связью по току (которые могут монтироваться на другом автомобильном шасси). Также система электропитания включает устройство возбуждения электрической дуги в плазмотроне.

Система газоочистки включает соответствующие фильтры для полной очистки отходящих газов от CO<sub>2</sub>, O<sub>x</sub>, нитрозных газов и пр.

Система автоматического управления должна обеспечивать следующие этапы работы:

- автоматический запуск плазмотрона;
- выход на рабочий режим;
- стабилизацию режима работы всех узлов установки;
- экстренное отключение электропитания плазмотрона в аварийной ситуации.

Таким образом, создание мобильных плазменных установок обеспечит возможность оперативно и более эффективно утилизировать трупы животных и других биологических отходов в условиях чрезвычайных ситуаций и улучшить тем самым эпидемиологическую ситуацию в пострадавших регионах.

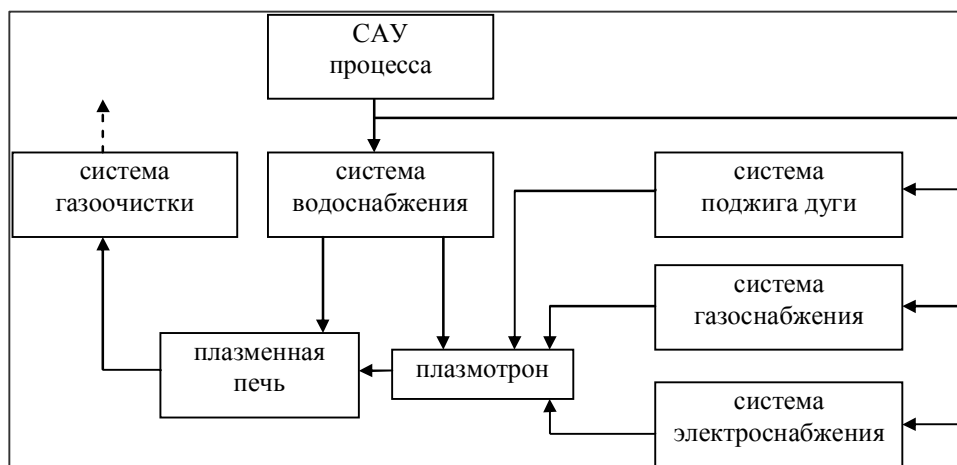


Рисунок 5 - Принципиальная схема предлагаемой мобильной плазменной установки по утилизации медицинских и биологических отходов в чрезвычайной ситуации

**Библиографический список**

1. Кудрявцев А.А. Новое направление дивизиона «Техника для рециклинга» /А.А. Кудрявцев // *Твердые бытовые отходы*. – 2011. - № 10. – С. 46-47.
2. Гарин В.О. Перспективные схемы установок для плазменной утилизации деталей летательных аппаратов из композиционных материалов / В.О. Гарин, Ю.А. Богославец // *Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии*. – 2010. - № 47. – С. 105- 114.
3. Моссэ А. Л. Мобильная плазменная установка для уничтожения токсичных отходов / А.Л. Моссэ, Г.Э. Савченко, В.В. Савчин, А.В. Ложечник // *Электронный вариант материалов 7-ой Междунар. конференции «Сотрудничество для решения проблемы отходов»*. 8-9 апреля 2010 г., Харьков, Украина. – Харьков, 2010.
4. Бернадинер И.М. Высокотемпературная переработка отходов. Плазменные источники энергии / И.М. Бернадинер, М. Н. Бернадинер // *Твердые бытовые отходы*. – 2011. - № 4. –С. 16-19.
5. Установка для конверсии углеродсодержащих материалов / Жовтянский В.А., Петров С.В., Коржик В.Н. и др.// Тез. докл. междунар. научно-практ. конф. «Энергоэффективность». – К.: Институт газа НАНУ, 2008. – С. 114-116.

**Рекомендована к печати д.т.н., проф. Заблюдским Н.Н.**

д.т.н. Заблодський М.М.,  
к.т.н. Ямкова М.А.  
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна),  
Шадрін С.В.  
(ТОВ «Нафтапромторг», м. Алчевськ, Україна)

## МАТЕМАТИЧНА МОДЕЛЬ СИЛОВОГО КОЛА ЕЛЕКТРОТЕХНІЧНОГО КОМПЛЕКСУ ДЛЯ РОЗМІРНОЇ ЕЛЕКТРОХІМІЧНОЇ ОБРОБКИ

*Запропоновано математичну модель силового кола електротехнічного комплексу для електрохімічної обробки з урахуванням його електричних, гідравлічних і геометричних параметрів.*

**Ключові слова:** електрохімічна обробка, електротехнічний комплекс, міжелектродний проміжок, нелінійний опір, електроліт.

*Предложена математическая модель силовой цепи электротехнического комплекса для электрохимической обработки с учетом его электрических, гидравлических и геометрических параметров.*

**Ключевые слова:** электрохимическая обработка, электротехнический комплекс, межэлектродный промежуток, нелинейное сопротивление, электролит.

**Постановка проблеми** і її зв'язок з науковими і технічними завданнями.

У теперішній час в промисловості і побутовій техніці серед електричних двигунів найбільше поширення набули асинхронні з короткозамкненим ротором. Це пов'язано, насамперед, з їхньою дешевизною (у порівнянні з іншими електродвигунами) і простотою. Однак зараз ціни на алюміній в Україні встановлено на рівні світових, що призводить до подорожчання двигунів.

У цих умовах стає актуальною задача ремонту асинхронних двигунів. Якщо раніш, за часів СРСР, часто ремонт двигуна коштував більше, ніж його виготовлення, то зараз вигідніше відновлювати ротори. Оскільки практично всі підприємства з виробництва електричних машин були засновані до 1991 року, в них відсутні цеха для відновлення роторів, що тепер призводить до збитків, бо дефектні двигуни доводиться викидати.

Обрив стрижнів у роторі – дефект, що зустрічається дуже часто. Експлуатація двигуна навіть при одному-двох обірваних стрижнях призводить до подальшого виходу з ладу інших стрижнів і відмові двигуна у роботі.

Короткозамкнена обмотка ротора являє собою залиті у пази з електротехнічної сталі (покриті спеціальною плівкою) алюмінієві стрижні складної конфігурації. Ці стрижні з'єднані між собою кільцями з того ж алюмінію, що вилиті разом з ними за один цикл лиття.

Після того, як продіагностовано обрив конкретного стрижня у роторі, виникає задача з його видалення. Теоретично видалення стрижнів можливо кількома способами: виплавленням алюмінія з пазів при нагріванні до температури 700 °С; хімічним витравленням лужним розчином, висвердлюванням і фрезеруванням пазу.

На жаль, виявилось, що всі ці способи не можна застосувати на практиці. Тому у нашому університеті було запропоновано для розв'язання цієї задачі використати розмірну електрохімічну обробку (РЕО) [1]. Сутність способу полягає в отриманні на місці стрижня отвору, який повторює за формою і розмірами сам паз.

Розмірна електрохімічна обробка використовується для електропровідних матеріалів. До її переваг відносяться можливість отримання довгих і вузьких отворів складної конфігурації, високий клас точності, відсутність залишкових напруг і т.і.

Але при всіх перевагах електрохімічна обробка має і деякі недоліки, і підвищене енергоспоживання – найбільш суттєвий з них. Тому в задачі оптимізації систем керування РЕО входить не тільки підвищення точності обробки, але і зниження енерговитрат. Для цього необхідно розробити адекватну модель силового ланцюга електротехнічного комплексу [2].

Для синтезу енергозберігаючої системи керування процесом електрохімічної обробки треба отримати математичний опис об'єкту керування, в якості якого виступає міжелектродний проміжок.

#### Аналіз досліджень і публікацій.

Існуючі математичні моделі міжелектродного проміжку отримані за умови доволі сильних припущень і не враховують вплив деяких істотних факторів.

Дуже важливим параметром процесу РЕО є щільність струму. Зрозуміло, що для підвищення продуктивності процесу електрохімічної обробки бажано підтримувати щільність робочого струму на рівні граничному рівні. Інтуїтивно зрозуміло, що граничне значення щільності струму повинно залежати від електричних параметрів (напруженості електричного поля), параметрів електроліту (його в'язкості і витрати, а також початкової концентрації електроліту) і геометричних параметрів (розмірів катод-інструменту і міжелектродного проміжку). Та на жаль в існуючій літературі відсутні кількісні залежності між цими величинами.

До того ж у існуючих моделях силового кола робляться, на наш погляд, вельми сильні припущення про постійність електропровідності електроліта і його опору незалежно від швидкості електроліту і робочого струму; не враховується режим течії електроліту і т.і. [3].

#### Постановка задачі.

Для проектування системи керування електротехнічним комплексом для електрохімічної обробки металів, що забезпечить високу продуктивність, точність і низьке енергоспоживання, треба мати мате-

матичну модель об'єкту керування, тобто силового кола комплексу.

#### Основні результати досліджень.

До силового кола електротехнічного комплексу для електрохімічної обробки входять джерело живлення, з'єднувальні дроти, трансформатор, стовпчик електроліту у катод-інструменті, міжелектродний проміжок і анод.

Блок живлення будемо вважати безінерційним. Тоді його передатна функція  $W_{ин}$  визначається як опір джерела живлення:

$$W_{ин} = (0.2 - 0.3) U_{кл} / I_{ном}, \quad (1)$$

де  $U_{кл}$  - класифікаційна напруга,  $I_{ном}$  - номінальний робочий струм джерела живлення.

Трансформатор є форсуючою ланкою

$$W_{тр} = R_{тр} \left( \frac{L_{тр}}{R_{тр}} p + 1 \right), \quad (2)$$

де  $R_{мп}$  і  $L_{мп}$  - повний активний опір трансформатору, приведений до його первинної обмотки і його індуктивність відповідно.

$$R_{мп} = R_1 + R_2 (w_1 / w_2); \quad L_{мп} = X_{мп} / (2\pi f),$$

де  $R_1$  і  $R_2$  - активний опір первинної і вторинної обмотки відповідно;  $w_1$  і  $w_2$  - число витків цих обмоток;  $X_{мп}$  - індуктивний опір трансформатора;  $f$  - частота мережі.

З'єднувальні дроти, строго кажучи, описуються як форсуюче-коливальна ланка, бо в них є активний опір, індуктивність між двома дротами [4] і ємність:

$$W_{np} = \frac{R_{np} \left( \frac{L_{np}}{R_{np}} p + 1 \right)}{p^2 C_{np} L_{np} + p C_{np} R_{np} + 1}, \quad (3)$$

де  $L_{np}$  - індуктивність дводротової лінії,  $C_{np}$  - ємність між двома провідниками:

$$L_{np} = \frac{\mu_0 I}{\pi} \left[ \ln \left( \frac{D}{R} \right) + \frac{\mu}{4} \right], \quad C_{np} = \frac{\pi \epsilon \epsilon_0 I}{\ln \left( \frac{D}{R} \right)},$$

де  $I$  - сила струму,  $D$  - відстань між провідниками,  $R$  - радіус дротів,  $\mu_0$  - магнітна проникність вакууму,  $\epsilon$  - діелектрична проникність.

Стовпчик електроліту в катод-інструменті має активний опір і ємність [4], і являє собою інерційну ланку з передатною функцією

$$W_{cm} = \frac{R_{cm}}{p C_{cm} R_{cm} + 1} \quad (4)$$

причому опір стовпчика електроліту у катод-інструменті, як показано у [4],

$$R_{cm} = \frac{1}{\chi h 4 K' / K},$$

де  $\chi$  - електропровідність електроліту, що залежить від робочого струму,  $K'$  і  $K$  - зв'язані еліптичні інтеграли першого роду, аргумент яких

$$k = \frac{1 - \frac{R^2}{D^2}}{1 + \frac{R^2}{D^2}},$$

де  $R$  - внутрішній радіус катод-інструменту,  $D$  - зовнішній радіус катод-інструменту.

Для визначення ємності електроліту у катод-інструменті є вирази, наведені у [4]:

$$C_{cm} = \frac{2\pi h \epsilon \epsilon_0}{\operatorname{Arsh} \left( \frac{h}{R} \right) - \sqrt{\frac{R^2}{h^2} + 1} + \frac{R}{h}}.$$

У той час як структурні схеми трансформатора і джерела живлення відомі, схема заміщення міжелектродного проміжку потребує вивчення і покращення. У існуючій літературі наведено спрощені схеми, які не враховують цілий ряд вельми суттєвих факторів, одним з головних є течія електроліту у міжелектродному проміжку [5].

Найбільш істотним недоліком усіх відомих нам математичних моделей, є, на наш погляд, вельми сильне припущення, що електропровідність електроліту і граничний струм вважають постійними незалежно від швидкості електроліту і величини робочого струму.

Для більш точного визначення залежності граничного струму від гідравлічних, геометричних і електричних параметрів у [2] запропоновано наступний підхід: спочатку потрібно знайти поле швидкостей електроліту в міжелектродному проміжку з розв'язання рівняння Нав'є-Стокса, потім з використанням знайденого розподілу швидкості розв'язати рівняння дифузії для отримання поля концентрації електроліту згідно з

$$\frac{\partial C}{\partial t} + \vec{v} \operatorname{grad} C = D \nabla^2 C, \quad (5)$$

де  $C$  - концентрація електроліту,  $\vec{v}$  - швидкість електроліту,  $D$  - коефіцієнт дифузії,  $t$  - час.

Потім визначено граничну щільність струму  $j_{nped}$ , що тече в міжелектродному проміжку, згідно з виразом

$$j_{nped} = D \operatorname{grad} C + \frac{DmF\vec{E}}{RT} C, \quad (6)$$

де  $m$  - валентність іонів електроліту,  $R$  - газова постійна,  $T$  - температура електроліту по Кельвіну,  $F$  - постійна Фарадея,  $\vec{E}$  - напруженість електричного поля у міжелектродному проміжку.

По знайденим значенням щільності струму при заданій концентрації електроліту і напруженості електричного поля визначаються складові повного ефективного опору міжелектродного проміжку:

$$Z_0 = \frac{RT}{F^2 D_1 D_2 m_1 m_2}; \quad (7)$$

$$Z_1 = \frac{RT(m_1 + m_2)}{F m_1 m_2 (i_{nped} - i)}; \quad (8)$$

$$Z_2 = \frac{2RT}{Fi}, \quad (9)$$



де  $i_{пред}$  - граничний струм,  $i$  - робочий струм.

При розв'язанні цієї задачі нами були прийняті такі припущення: електрод вважався круглим, а електроліт – нестисливою ньютонівською рідиною.

Для визначення поля швидкості електроліту у міжелектродному проміжку розглянемо просторову осесиметричну течію в'язкої рідини міжелектродного проміжку поблизу критичної точки. При такій течії рідина набігає на стінку, перпендикулярну напрямку руху, і відтікає від критичної точки вздовж цієї стінки по радіусах. Для цього випадку існує точне розв'язання рівняння Нав'є-Стокса [6]. Задача розв'язується у циліндричній системі координат  $r, \phi, z$ . Площина  $z=0$  суміщена зі стінкою, а ось  $z$  направлена протилежно набігаючій течії.

Позначимо  $U$  і  $V$  радіальну і осеву швидкості при течії ідеальної рідини, і  $u(r, z)$  і  $v(r, z)$  - відповідні швидкості для в'язкої течії. Внаслідок осевої симетрії  $v_\phi = 0$  і  $\partial/\partial\phi = 0$ . Тому рівняння Нав'є-Стокса і рівняння нерозривності мають такий вигляд:

$$v \frac{\partial v}{\partial r} + w \frac{\partial v}{\partial z} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial r} + \gamma \left( \frac{\partial^2 v}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial v}{\partial r} - \frac{v}{r^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial z^2} \right),$$

$$v \frac{\partial w}{\partial r} + w \frac{\partial w}{\partial z} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial z} + \gamma \left( \frac{\partial^2 w}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial w}{\partial r} + \frac{\partial^2 w}{\partial z^2} \right),$$

$$\frac{\partial v}{\partial r} + \frac{v}{r} + \frac{\partial w}{\partial z} = 0,$$

де  $p$  - тиск електроліту,  $\rho$  - його щільність,  $\gamma$  - кінематична в'язкість.

Граничні умови:

$$v = 0, \quad w = 0 \quad \text{при} \quad z = 0,$$

$$v = V \quad \text{при} \quad z = \infty.$$

Для розв'язання рівняння Нав'є-Стокса використовується афінне перетворення. У кінцевому рахунку отримано вираз для осевої швидкості електроліту:

$$w = 2 \left( \frac{Q}{2\pi r_k^2 d} \right)^{\frac{b+1}{2}} \gamma^{\frac{b-1}{2}} g z^b e^{\sqrt{\frac{Q}{2\pi r_k^2 d \gamma}} z}. \quad (10)$$

Радіальна швидкість електроліту

$$v = \frac{Q}{2\pi r_k^2 d} r \left( 1 - e^{-\sqrt{\frac{Q}{\pi r_k d T}} z} \right),$$

де  $T = 0.7$ ,  $Q$  - витрата електроліту,  $r_k$  - радіус катод-інструменту,  $d$  - міжелектродний проміжок,  $a = \frac{Q}{2\pi r_k d}$ ,

$$g = 0.2358, b = 1.807, G = 0.0466.$$

Вираз для осевої швидкості електроліту використовується для визначення розподілу його концентрації, а по величині радіальної швидкості перевіряється припущення про те, що дифузійний пограничний шар достатньо малий порівняно з поверхнею анода.

Розподіл концентрації електроліту визначається розв'язанням рівняння дифузії (5).

Запишемо вираз для граничної щільності струму, враховуючи розподіл концентрації електроліту, згідно з (6):

$$j_{пред} = D a_1 e^{\frac{1}{D} \int_0^\infty w(z) dz} + \frac{D m F \bar{E}}{RT} a_1 e^{\frac{1}{D} \int_0^\infty w(z) dz} z,$$

в цьому виразі  $w(z)$  визначається за виразом (8).

У нашому випадку граничний струм у нерухомому електроліті дорівнює 0.44 А, а для рухомого електроліту граничний струм дорівнює 10.58 А (на практиці струм дорівнював 9-10 А).

За знайденими значеннями граничного струму знайдемо повний ефективний опір міжелектродного проміжку, що складається з омичного опору (7), дифузійного (8) і міграційного (9) опорів.

Наведемо залежність повного опору міжелектродного проміжку від робочого струму (рис.1) (характеристику розраховано у відносних одиницях). Як видно характеристика повного опору має U-образний вигляд, що пояснюється переважанням на

різних стадіях електрохімічної реакції дифузійної чи міграційної перенапруги і опору відповідно. Наявність падаючої ділянки на характеристиці може призвести до виникнення нестійкості процесу обробки, тобто до коливань струму. Це пояснює часте виникнення режиму короткого замикання на практиці.

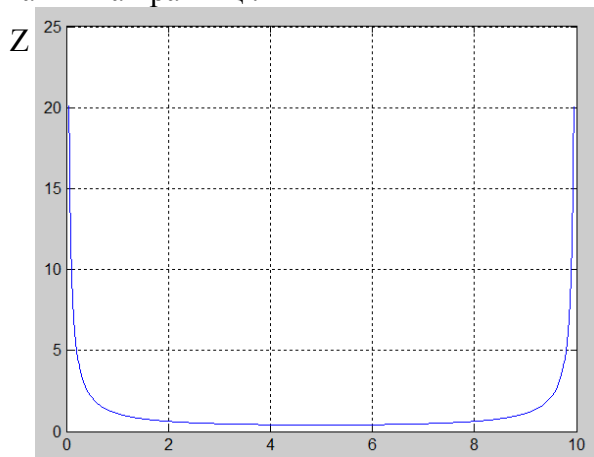


Рисунок 1 – Залежність повного опору міжелектродного проміжку від робочого струму у відносних одиницях

Питома ємність міжелектродного зазору дорівнює 16-20 мкФ/см<sup>2</sup>.

Його еквівалентна індуктивність визначається в залежності від типу джерела живлення по часу встановлення нестационарного електрохімічного процесу. Вперше питання нестационарних явищ у гетерогенних процесах було докладно вивчене А.Н. Соколовим, потім В.Г. Левичем [5]. При цьому використано допущення про постійність у часі швидкості течії електроліту. Будемо вважати, що перехідний процес закінчується за 3 постійні часу, тоді при живленні від джерела напруги

$$T_u = \frac{1}{3} \sqrt{\frac{\gamma}{\pi D v^3}},$$

а при живленні від джерела струму

$$T_u = \left( \frac{nF}{2j} \right)^2 \pi D C_0.$$

Індуктивність  $L_{зaz}$  визначається як постійна часу, розділена на  $R_{зaz}$ . Треба

пам'ятати, що повний активний опір міжелектродного проміжку  $R_{зaz}$  є сумою омичного, дифузійного і міграційного опорів (7-9).

Таким чином, міжелектродний проміжок є форсуюче-коливною ланкою з передатною функцією

$$W_{зaz} = \frac{R_{зaz} \left( \frac{L_{зaz}}{R_{зaz}} p + 1 \right)}{p^2 C_{зaz} L_{зaz} + p C_{зaz} R_{зaz} + 1}. \quad (11)$$

Наявність у передатній функції міжелектродного проміжку форсуючої ланки надає йому певні попереджувальні властивості, бо в систему вводиться крім самої величини і її похідна, тобто тенденція до її зміни. Це підтверджує адекватність математичної моделі міжелектродного проміжку, який, як відомо з практики [3], має властивість саморегульованості.

Отримаємо передатну функцію аноду. У нашому випадку він являє собою ротор асинхронного короткозамкненого двигуна, кожний стрижень якого має активний опір і індуктивність. Оскільки перехідний опір на границі стрижень-пакет значно більше опору стрижня, можна вважати, що робочий струм тече тільки по оброблюваному стрижню.

Індуктивність провідника, що лежить у відкритому разі з паралельними стінками і оточений сталевим масивом з нескінченно великою магнітною проникністю, визначається за формулою Рота [7]:

$$L_a = - \frac{2ab}{\pi^2 c d l} \sum_h \sum_k \frac{B_{h,k}}{(h-1)(2k-1)} \times \left\{ \sin(h-1) \frac{\pi a_1}{a} - \sin(h-1) \frac{\pi a_1}{a} \right\},$$

де  $B_{h,k}$  - коефіцієнти двойного ряду Фур'є,  $a$  і  $b$  - геометричні розміри пазу.

Активний опір аноду  $R_a$  визначається за відомою формулою.

Значить, анод являє собою інерційну ланку з передатною функцією

$$W_a = R_a \left( \frac{L_a}{R_a p + 1} \right). \quad (12)$$

Згідно з наведеними вище залежностями можна розрахувати параметри структурної схеми силового ланцюга електротехнічного комплексу для електрохімічної обробки. По результатам підрахунку, як і слід було очікувати, виявилось, що індуктивністю і ємністю з'єднувальних дротів можна було знехтувати, інші ж величини обов'язково повинні бути враховані.

Тоді, після деяких перетворень, можна отримати передатну функцію силового ланцюгу електротехнічного комплексу у наступному вигляді:

$$W = \frac{I}{R_E + R_{зз}} \frac{T_{зз} p + 1}{\frac{T_{зз} L_E}{R_E + R_{зз}} p^2 + T p + 1}, \quad (13)$$

$$\text{де } R_E = R_{ин} + R_{mp} + R_{ан} + R_{np} + R_{ст},$$

$$L_E = L_{mp} + L_{ан}, \quad T = \frac{T_{зз} R_E + L_E + L_{зз}}{R_E + R_{зз}},$$

$$T_{зз} = C_{зз} R_{зз}.$$

Таким чином силовий ланцюг описується послідовним з'єднанням нелінійних форсуючої і двох інерційних ланок, бо коефіцієнт демпфування завжди (при робочих значеннях струму) більше одиниці.

Необхідно враховувати, що постійними можна вважати тільки активні опори джерела живлення, дротів і трансформатора (як і його індуктивність). Опір же електроліту, ємність стовпчика електроліту і індуктивність міжелектродного проміжка та анода залежать від величини робочого струму і є нелінійними. Опір аноду змінюється при його розчиненні.

Таким чином, нами вперше отримана структурна схема силового ланцюгу електротехнічного комплексу для електрохімічної обробки, яка враховує індуктивність і ємність міжелектродного проміжку, параметри стовпчика електроліту у катод-інструменті і їхні залежності від робочого струму, нелінійний характер яких, як нескладно показати, може призвести при живленні комплексу від джерела ЕРС до виникнення коливань струму і припинення процесу обробки (яке доволі часто і відбувається на практиці). За-

пропонована математична модель дозволяє пояснити це явище.

З передатної функції силового ланцюга (13) можна отримати такий вираз для робочого струму (числові коефіцієнти отримані з урахуванням постійних величин)

$$pI = \frac{0.87I^2 + (3.59 - 0.87I_{пред} - U)I + (U - 7.17)I_{пред}}{L(I_{пред} - I)}. \quad (14)$$

Диференційне рівняння (14) не вдається представити у формі Коші. Однак воно має розв'язання у неявній формі

$$\frac{(I^2 - 28.89I + 146.93)^{0.127} (2I - 44.59)^{0.072}}{(2I - 13.18)^{0.072}} = e^{-t} - 0.72.$$

На рис. 2 це розв'язання представлено графічно.

Як видно на рис. 2 при деяких значеннях часу можливі два, три або чотири різних значення струму. На наш погляд, наявність двох точок біфуркації і неоднозначність значень струму може призвести до його коливань, при чому якщо струм буде стремитися до значень більших гранично допустимого (у нашому випадку 10 А), виникне коротке замкнення. Як відомо, це явище неодноразово виникає на практиці.

Така неоднозначність розв'язань виникає через нелінійну залежність опору міжелектродного проміжку від струму. Невраховання попередніми дослідженнями цієї залежності і неоднозначності (у відомій нам літературі опір електроліту у міжелектродному проміжку взагалі вважається постійним і незалежним від сили струму) не дозволяв пояснити часті виникнення режиму короткого замикання і, відповідно, вжити заходи з його запобігання.

На рис. 3 наведена залежність струму від часу, отримана у припущенні постійності опору. Як видно, вона повністю повторює нижню гілку характеристики на рис. 3, але не дозволяє отримати ще дві її гілки і передбачити можливість нестійкості робочого струму.

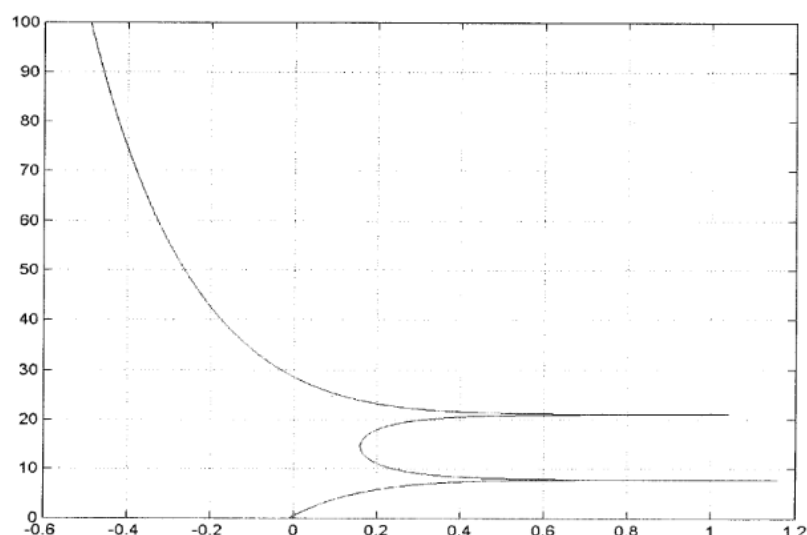


Рисунок 2 – Залежність робочого струму від часу

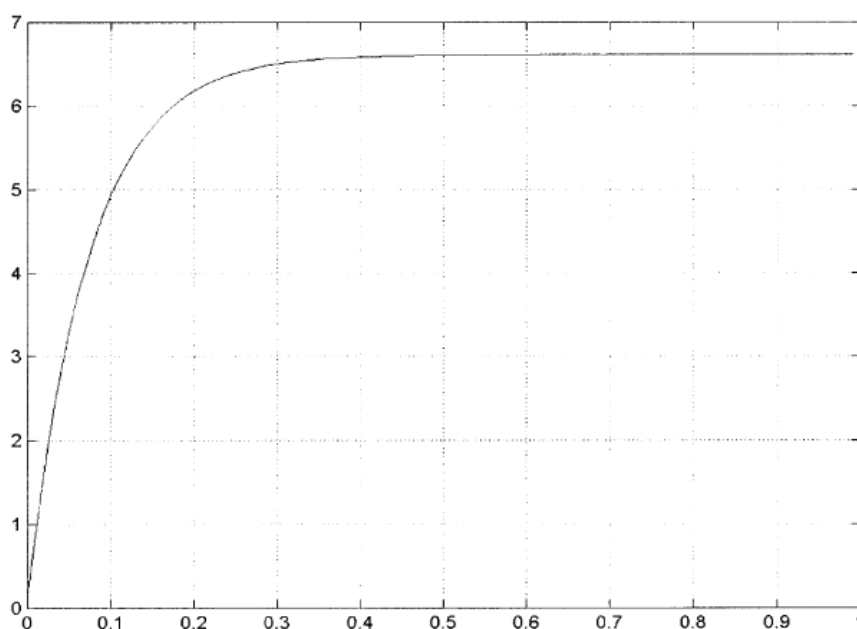


Рисунок 3 – Залежність робочого струму від часу у припущенні постійного опору

Таким чином, отриману математичну модель силового ланцюга електротехнічного комплексу для розмірної електрохімічної обробки можна признати адекватною, бо її використання дозволяє правильного теоретично розрахувати значення робочого струму; теоретично пояснити властивість саморегульованості міжелектродного проміжку (наявність похідної у законі регулювання); теоретично обґрунтувати можливість виникнення режиму ко-

роткого замикання (за рахунок нелінійної U-образної залежності повного опору міжелектродного проміжку від робочого струму, падаюча гілка є може призвести до нестійкості процесу).

#### Висновки.

У статті здійснено теоретичне узагальнення й розв'язання актуальної науково-технічної задачі створення математичної моделі силового ланцюга електротехнічно-

го комплексу для розмірної електрохімічної обробки.

Суть виконаних досліджень полягає у теоретичному поясненні властивості саморегульованості міжелектродного проміжку та можливості виникнення режиму короткого замикання, а також у теоретичному розрахунку робочого струму комплексу в залежності від його електричних, геометричних і гідравлічних параметрів.

Найбільш суттєві наукові і прикладні результати, висновки і рекомендації полягають у наступному:

1. Вперше запропоновано залежності повного опору міжелектродного проміжку від електричних, гідравлічних і геометричних параметрів. Встановлено U-образну залежність опору від робочого струму, що призводить до його нестійкості, тобто вперше теоретично пояснено часте виникнен-

ня режиму короткого замикання при електрохімічній обробці.

2. Вперше наведено залежності для врахування нелінійного опору стовпчика електроліту у катод-інструменті.

3. Вперше враховано індуктивності міжелектродного проміжку і аноду, що дозволило створити більш точну математичну модель комплексу.

4. Вперше запропоновано математичну модель силового ланцюга електротехнічного комплексу для електрохімічної обробки металів та сплавів, яка дозволяє:

- правильного теоретично розрахувати значення робочого струму;

- теоретично пояснити властивість саморегульованості міжелектродного проміжку (наявність похідної у законі регулювання).

#### Бібліографічний список

1. Пат. 77041 Україна, МПК H02K 15/00, H02K 15/08. Спосіб відновлення литих короткозамкнених обмоток роторів / Заблодський М.М., Заблодська Т.П., Шадрін С.В.; заявник і патенто-власник Донбаський державний технічний університет. - № 77041; заявл. 29.06.2004 ; опубл. 16.10.2006, Бюл. № 10.

2. Обоснование и выбор источника питания для комплекса электрохимической обработки металлов / Н.Н. Заблодский, С.В. Шадрин, М.А. Ямкова //Технічна електродинаміка. – 2004. - № 5. – С. 68-74.

3. Орлов В.Ф. Электрохимическое формообразование / В.Ф. Орлов, Б.И. Чугунов. – М.: Машиностроение, 1990.

4. Бухгольц Г. Расчет электрических и магнитных полей / Г. Бухгольц. – М.: Изд-во иностранной литературы, 1961.

5. Левич В.Г. Физико-химическая гидродинамика / В.Г. Левич. – М.: Изд-во Академии наук СССР, 1952.

6. Шлихтинг Г. Теория пограничного слоя / Г. Шлихтинг. – М.: Наука, 1974.

7. Бинс К. Анализ и расчет электрических и магнитных полей / К. Бинс, П. Лауренсон. – М.: Энергия, 1970.

**Рекомендовано до друку д.т.н, проф. Луциком В.Д.**

д.т.н. Шавѐлкин А.А.  
(ДонНТУ, г. Донецк, Украина  
sha@dgtu.donetsk.ua)

## АКТИВНЫЙ ВЫПРЯМИТЕЛЬ ТОКА ДЛЯ ВЫСОКОВОЛЬТНЫХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ ЧАСТОТЫ С АВТОНОМНЫМ ИНВЕРТОРОМ ТОКА

*Розглянуті можливості поліпшення показників активного випрямляча струму для високовольтного перетворювача частоти на базі автономного інвертора струму. Показано, що при використанні широтно-імпульсної модуляції ефективним є застосування методу просторового вектора струму. Це дозволяє зменшити кількість перемикачів ключів при фіксованій частоті модуляції. При низьких частотах модуляції запропоновано використовувати складену схему з послідовним з'єднанням по виходу декількох випрямлячів.*

**Ключові слова:** перетворювач частоти, активний випрямляч струму, автономний інвертор струму, просторовий вектор, гармонічний склад, коефіцієнт гармонік.

*Рассмотрены возможности улучшения показателей активного выпрямителя тока для высоковольтного преобразователя частоты на базе автономного инвертора тока. Показано, что при использовании широтно-импульсной модуляции эффективным является применение метода пространственного вектора тока. Это позволяет уменьшить количество переключений ключей при фиксированной частоте модуляции. При низких частотах модуляции предложено использовать составную схему с последовательным соединением по выходу нескольких выпрямителей.*

**Ключевые слова:** преобразователь частоты, активный выпрямитель тока, автономный инвертор тока, пространственный вектор, гармонический состав, коэффициент гармоник.

Регулируемый электропривод (ЭП) является неотъемлемым элементом системы энергосбережения. В значительной степени это касается ЭП переменного тока большой мощности, где используются высоковольтные двигатели. При этом на первый план выходят вопросы качества преобразования энергии и для преобразователя частоты (ПЧ) предъявляются повышенные требования к выходному напряжению и входному току [1].

В настоящее время в высоковольтном ЭП применяются многоуровневые ПЧ (МПЧ) на базе автономных инверторов напряжения (АИН) и ПЧ на базе автономного инвертора тока (АИТ) [2]. ПЧ на базе АИТ с выходным емкостным фильтром имеют более простую схему силовых цепей и имеют возможность формирования практически синусоидального напряжения с минимальной скоростью нарастания напряжения. В схемах МПЧ для улучшения качества тока, потребляемого из сети переменного тока, применяют составные

многофазные схемы выпрямления, когда выпрямители питаются от отдельных комплектов вторичных обмоток многообмоточного трансформатора. Трансформатор используется как многофазный источник напряжения и напряжения комплектов вторичных обмоток сдвинуты по фазе. В схемах ПЧ на базе многоуровневых АИН применяются многоуровневые активные выпрямители напряжения (АВН), чем обеспечивается двусторонний обмен энергии с сетью.

В высоковольтных ПЧ (ВПЧ) на базе АИТ типа Power Flex 7000 (фирма «Rockwell Automation») также используются многофазные схемы управляемых выпрямителей или активный выпрямитель тока (АВТ). АВТ решает вопрос формирования синусоидального тока при  $\cos\varphi \approx 1$  и выполнен по трехфазной мостовой схеме на запираемых по цепи управления высоковольтных тиристорах, для увеличения напряжения используется последовательное соединение нескольких тиристов.

Высоковольтные тиристоры имеют большие потери на переключение и, соответственно, низкую рабочую частоту. Это ограничивает возможности формирования входного тока АВТ. Для снижения количества переключений в ВПЧ типа Power Flex 7000 используется избирательная ШИМ [2] с подавлением высших гармоник низкого порядка (5-й, 7-й, 11-й). Однако возможности такого решения весьма ограничены.

Дополнительные возможности улучшения характеристик АВТ при низких частотах модуляции могут быть достигнуты при использовании составных схем. Этот вопрос, как и принцип формирования тока АВТ является предметом отдельного исследования. Некоторые вопросы по использованию в АВТ ШИМ рассмотрены в [3], использование релейного регулятора для формирования входного тока АВТ рассмотрено в [4,5]. Применение релейного принципа формирования тока осуществляется с учетом параметров входного LC фильтра (колебательное звено) и проблематично, частота переключения ключей при этом меняется в широких пределах. При использовании ШИМ формируется ток на входе АВТ до фильтра и его параметры никак не влияют на работу АВТ. Естественно, что параметры фильтра рассчитываются с учетом частоты модуляции.

Таким образом, вопрос использования АВТ во входной цепи ПЧ на данный момент времени изучен недостаточно. Проблема упрощения силовых цепей и улучшения показателей качества выходного напряжения и входного тока ВПЧ на данное время остается актуальной. Ее решение будет способствовать расширению областей применения ВПЧ. Следует отметить, что принципы реализации АВТ существенно отличаются от АВН и практически не освещены в литературе.

**Цель работы.** Улучшение характеристик АВТ.

При этом необходимо решить следующие задачи:

- исследовать возможности использования в АВТ векторной ШИМ для снижения количества переключений ключей АВТ;
- разработать систему управления АВТ с регулятором выходного тока;
- исследовать возможности составных схем АВТ при последовательном соединении выпрямителей;
- разработать математическую модель и выполнить исследования по определению параметров схемы АВТ для обеспечения качества входного тока и приемлемых показателей АВТ как объекта регулирования.

**Изложение основного материала.** АВТ представляет собой трехфазный мостовой выпрямитель (ТМВ) на полностью управляемых ключах с односторонней проводимостью (запираемые по цепи управления тиристоры на рис.1) и подключается к сети переменного тока через LC - фильтр ( $L_{BX}$ ,  $C_{BX}$ ). Дроссель  $L_d$  задает режим работы источника тока. Работает АВТ в режиме регулируемого источника постоянного тока с активным формированием тока, потребляемого от источника переменного напряжения. Он обеспечивает регулирование выходного напряжения ниже значения напряжения для неуправляемого мостового выпрямителя и функционирует при неизменном направлении выпрямленного тока, но допускает изменение полярности и регулирование выпрямленной ЭДС.

**Формирование входного тока.** В ТМВ ток, потребляемый из сети независимо от нагрузки, является несинусоидальным при длительности проводящего состояния  $2/3$  периода. Для получения синусоидального входного тока необходимо обеспечить равномерное во времени потребление тока по фазам сети. В любой момент времени выводы  $p$  и  $n$  (рис.1) подключаются к двум фазам сети на линейное напряжение  $u_L$ . При этом ток течет в двух фазах сети. Равномерное распределение тока по фазам сети можно обеспечить при поочередном подключении к разным фазам при  $u_L > 0$ .

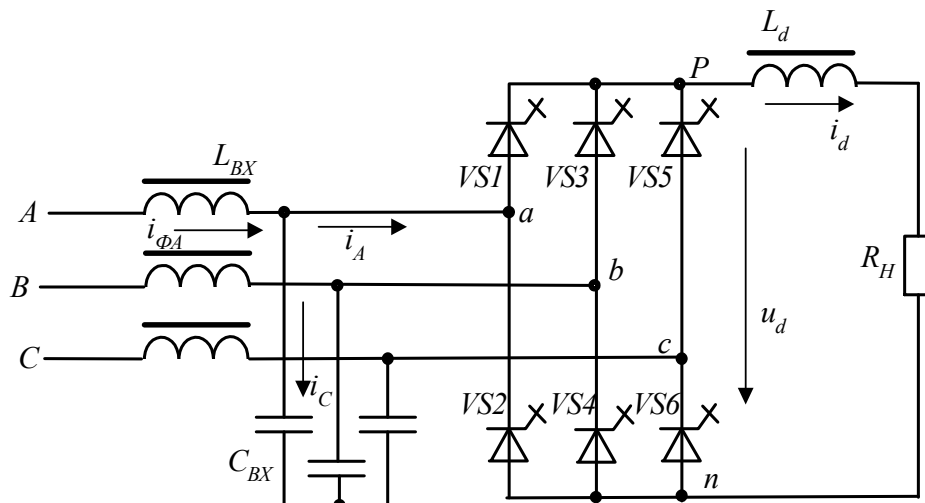


Рисунок 1 - Структура силовых цепей АВТ

Полагаем, что ток на выходе выпрямителя  $i_d$  постоянный. Тогда токи в фазах сети за счет периодического переключения ключей ТМВ будут иметь форму импульсов постоянной амплитуды. При использовании ШИМ можно обеспечить изменение их среднего значения по синусоидальному закону. Ток на входе фильтра (потребляемый из сети переменного тока), подавляющего высшие гармоники будет практически синусоидальным.

Рассмотрим формирование входного тока АВТ с использованием метода пространственного вектора (векторной ШИМ), который обеспечивает минимальное количество переключений ключей схемы. Возможные состояния схемы выпрямителя представлены в табл.1, где отображены фазы сети, которые соединены с выводами  $p$  и  $n$  (рис.1), выпрямленное напряжение  $u_B$ , токи в фазах сети и угол поворота пространственного вектора тока. При этом получаем 6 ненулевых векторов и три нулевых, когда выпрямитель от сети отключен и замкнуты оба ключа в одном из плеч схемы. Построение вектора 1 (первая строка табл.1) иллюстрирует рис.2. При этом ось вещественных чисел совмещается с вектором напряжения фазы А сети. Результирующий вектор тока  $I_P$  отстает от вектора напряжения на угол  $30^\circ$ .

Временные диаграммы напряжений сети представлены на рис.3. Положения пространственного вектора тока представлены на рис.4,а. При этом нумерация положений вектора соответствует табл.1.

Таблица 1 - Возможные состояния схемы выпрямителя

№	$p$	$n$	$u_B$	$i_A$	$i_B$	$i_C$	$\beta, \text{град}$
1	A	B	$u_{AB}$	$i$	$-i$	0	-30
2	B	A	$u_{BA}$	$-i$	$i$	0	150
3	B	C	$u_{BC}$	0	$i$	$-i$	90
4	C	B	$u_{CB}$	0	$-i$	$i$	-90
5	A	C	$u_{AC}$	$i$	0	$-i$	30
6	C	A	$u_{CA}$	$-i$	0	$i$	-150
0			0	0	0	0	0

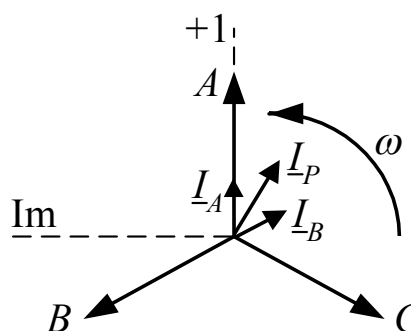


Рисунок 2 - Построение пространственного вектора тока на входе АВТ



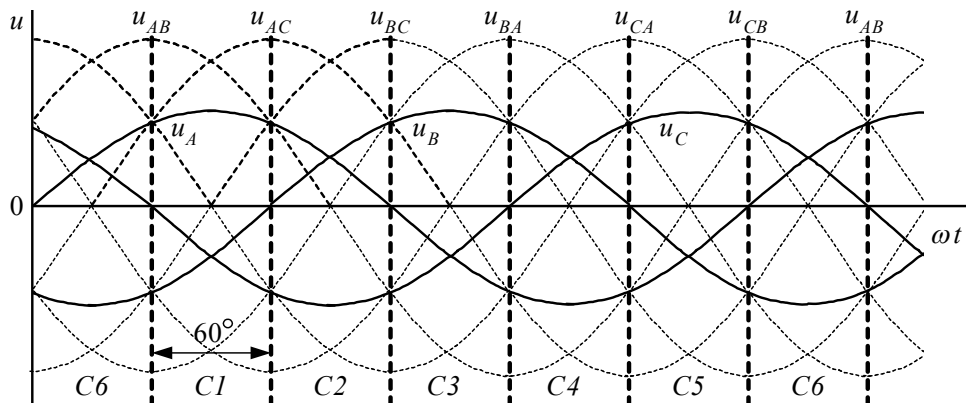


Рисунок 3 - Временные диаграммы напряжения сети

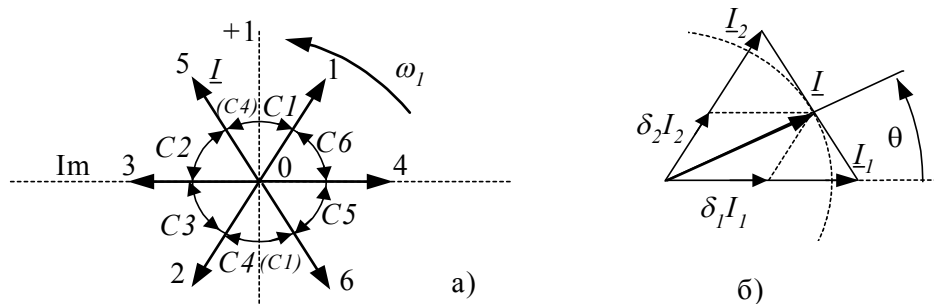


Рисунок 4 - Формирование пространственного вектора входного тока

Рассмотрим случай, когда  $\cos\varphi=1$  и пространственные вектора напряжения и тока сети совпадают по фазе. Разделим период на шесть интервалов (рис.3) соответственно моментам изменения полярности фазного напряжения сети. При этом интервалы соответствуют максимумам фазного напряжения сети и определяют положение пространственного вектора напряжения и тока в секторе, который составляет  $60^\circ$ . В инверторном режиме АВТ следует изменить порядок чередования секторов таким образом, чтобы сектор C1 занял положение C4 (рис.3 и рис.4,а) C2 - C5 и т.д., т.е. сдвинуть на половину периода напряжения сети.

Для определения относительных (к интервалу  $T$ , соответствующему времени нахождения вектора в определенном положении) продолжительностей нахождения схемы в состояниях, которые обеспечивают формирование синтезируемого вращающегося пространственного вектора  $\underline{I}$  (с траекторией, которая приближается к

окружности) для сектора в  $60^\circ$  (рис.4,б) можно использовать соотношение:

$$\delta_1 = \mu \sin(60^\circ - \theta); \delta_2 = \mu \sin\theta; \delta_0 = 1 - \delta_1 - \delta_2, \quad (1)$$

где  $\theta$  – угол поворота синтезируемого вектора,  $\delta_1, \delta_2, \delta_0$  – относительная продолжительность (к  $T$ ) нахождения схемы в состояниях, соответствующих ненулевым векторам  $\underline{I}_1$  и  $\underline{I}_2$  и нулевому, когда АВТ отключен от сети, интервал  $T$  соответствует 1,  $\mu = (0 - 1)$  – коэффициент модуляции по амплитуде (определяется как  $\mu = I_d / I_{dMAX}$ ).

Для перехода от относительных продолжительностей  $\delta_1, \delta_2, \delta_0$  к соответствующим временным интервалам  $t_1, t_2, t_0$  (на интервале  $T$ ) используется устройство сравнения модулирующего напряжения  $u_{TP}$  треугольной формы единичной амплитуды (с частотой  $f_M = 1/2T$ ) с двумя уровнями срабатывания  $K_1 = \delta_1$  и  $K_2 = (\delta_1 + \delta_2)$ . Значение  $T$  соответствует продолжительности нахождения вектора при заданном значении  $\theta$  – такт модуляции. Принцип реализации иллюстрирует рис.5. В результате сравнения получаем логические перемен-

ные  $T_1$ ,  $T_2$ ,  $T_0$ , определяющие продолжительность нахождения схемы АВТ в соответствующих состояниях. Данный алгоритм обеспечивает минимальное количество переключений ключей АВТ, поскольку переход на очередной такт модуляции (положение вектора) осуществляется без переключения, например, с  $T_0$  (на первом такте) на  $T_{01}$  (на втором такте). Это верно и для  $T_1$ . При этом один из ключей АВТ на интервале времени соответствующем сектору замкнут постоянно.

Если сектору ( $60^\circ$ ) соответствует  $n$  положений вектора (тактов модуляции) то количество переключений ключа  $K=1+2n$ . Так при выходной частоте  $f=50\text{Гц}$  и дискретности перемещения вектора  $6^\circ$  ( $n=10$ , тактовая частота  $f_T=3000\text{Гц}$ , частота модуляции  $f_M=1500\text{Гц}$ )  $K=21$ , что соответствует частоте переключения  $f_{IT}=1050\text{ Гц}$ . При  $\mu=1$  значение  $K_2$  достигает 1 переключение ключа соответствующее  $T_0$  и  $T_2$  отсутствует (см. рис.5) и  $K=2n-1$  (при  $n=10$ ,  $f_{IT}=950\text{Гц}$ ). Коэффициент модуляции по частоте  $m_f = \frac{f_M}{f} = 30$ . При дискретности перемещения вектора  $12^\circ$  ( $n=5$ , тактовая

частота  $f_T=1500\text{Гц}$ , частота модуляции  $f_M=750\text{Гц}$ )  $K=11$ , что соответствует частоте переключения  $f_{IT}=550\text{ Гц}$   $m_f = \frac{f_M}{f} = 15$ .

При  $\mu=1$  значение  $f_{IT}=450\text{ Гц}$ .

Комбинации состояний ключей схемы (соответственно в плечах АВТ  $A$ ,  $B$ ,  $C$ ) для соответствующих секторов пространственного вектора представлены в табл.2. Символ 1 показывает, что замкнут верхний ключ ( $a_+$ ,  $v_+$ ,  $c_+$ ). Символ 0 показывает, что замкнут нижний ключ ( $a_-$ ,  $v_-$ ,  $c_-$ ). Символы 0,1 показывают, что в данной фазе замкнуты оба ключа – верхний и нижний, что соответствует нулевому вектору. Анализируя табл.2, нетрудно определить логику работы схемы. Так в секторе  $C1$  в плече, которое соединяется с фазой сети  $A$  постоянно замкнут ключ  $a_+$ . В других плечах имеет место следующее: ключ  $v_-$  включается на интервале определяемом  $T_1$ , ключ  $c_-$  включается на интервале определяемом  $T_2$ , на интервале определяемом  $T_0$  включается ключ  $a_-$ .

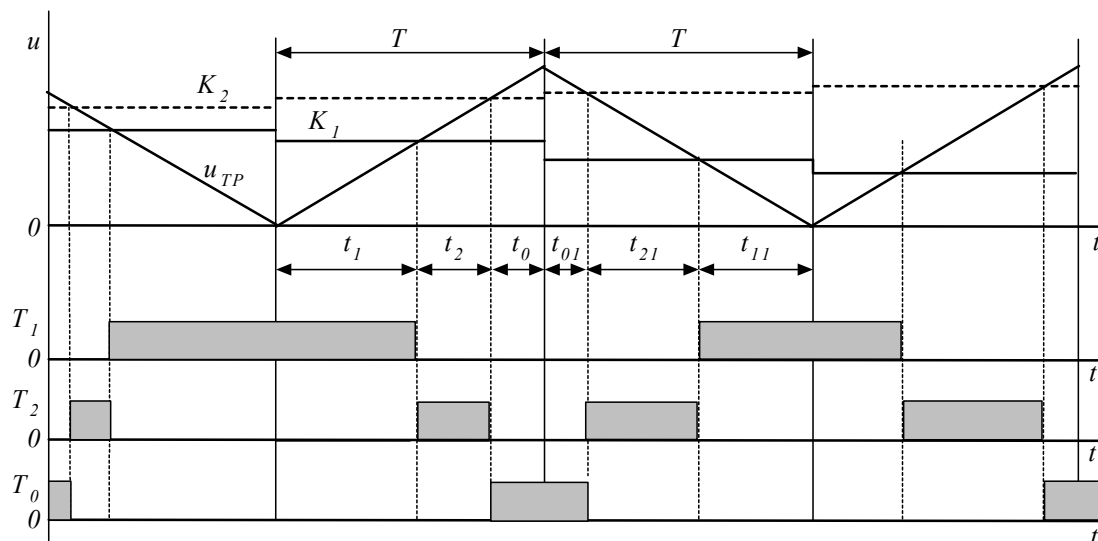


Рисунок 5 - Принцип реализации векторной ШИМ

Таблица 2 –состояния ключей схемы АВТ

№ сектора	C1			C2			C3			C4			C5			C6		
	a	v	c	a	v	c	a	v	c	a	v	c	a	v	c	a	v	c
$T_1$	1	0		1		0		1	0	0	1		0		1		0	1
$T_2$	1		0		1	0	0	1		0		1		0	1	1	0	
$T_0$	1,0					0,1		1		0,1					1,0		0,1	

Секторам  $C1 - C6$  соответствуют логические сигналы  $C1 - C6$ , определяемые напряжениями питающей сети. Согласно этому можно составить логические уравнения, которые определяют состояние соответствующих ключей схемы инвертора:

$$a_+ = C1 + C2 \cdot T_1 + C4 \cdot T_0 + C6 \cdot T_2,$$

$$a_- = C4 + C1 \cdot T_0 + C3 \cdot T_2 + C5 \cdot T_1,$$

$$b_+ = C3 + C2 \cdot T_2 + C4 \cdot T_1 + C6 \cdot T_0,$$

$$b_- = C6 + C1 \cdot T_1 + C3 \cdot T_0 + C5 \cdot T_2,$$

$$c_+ = C5 + C2 \cdot T_0 + C4 \cdot T_2 + C6 \cdot T_1,$$

$$c_- = C2 + C1 \cdot T_2 + C3 \cdot T_1 + C5 \cdot T_0.$$

При использовании высоковольтных ключей с большими потерями энергии на переключение частоту переключения следует ограничивать. Очевидно, что для обеспечения требуемого гармонического состава тока, потребляемого из сети, в данном случае следует увеличивать индуктивность или емкость входного фильтра АВТ.

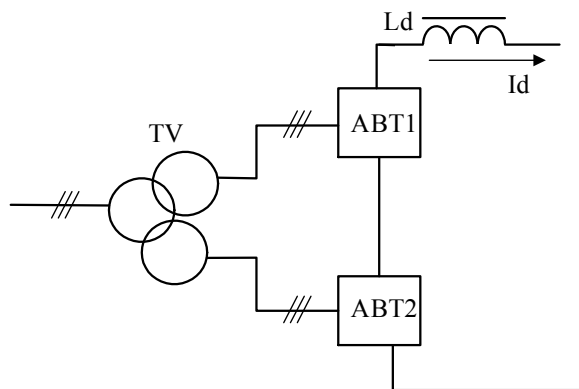


Рисунок 6 - Структурная схема составного АВТ

Улучшения гармонического состава тока, потребляемого АВТ при низких частотах модуляции, можно достигнуть при использовании составных схем при последовательном соединении нескольких ( $n$ ) АВТ, которые питаются от изолированных комплектов вторичных обмоток трансформатора (рис.6). При этом: 1) снижается напряжение ключей, 2) появляется возможность улучшения результирующего тока на входе трансформатора (это позво-

ляет уменьшить частоту переключения ключей АВТ), а также снижения пульсаций выпрямленного тока (это позволяет уменьшить индуктивность выходного дросселя АВТ). Подавление модуляционных составляющих тока первичной обмотки трансформатора при этом обеспечивается сдвигом фаз напряжений вторичных обмоток или таким же сдвигом фаз формируемых АВТ токов. При  $n=2$  сдвиг модуляционных гармоник для их взаимной компенсации составит  $\pi$ , при  $n=3$  сдвиг  $2\pi/3$ , таким образом, сдвиг фаз по первой гармонике составит  $\theta = \frac{2\pi}{n \cdot m_f}$ , где

$m_f$  - кратность частот модуляции  $f_M$  и напряжения сети  $f$ . Для  $m_f=15$  и  $n=2$  угол  $\theta=12^\circ$ . Для упрощения конструкции трансформатора (для получения  $\theta=12^\circ$  необходимо использовать специальные решения по выполнению вторичной обмотки) лучше использовать сдвиг фаз формируемых АВТ токов. В этом случае вторичные обмотки трансформатора идентичные, а сдвиг фаз по первой гармонике токов АВТ реализуется сдвигом секторов синтезируемого вектора тока относительно вектора напряжения.

Рассмотренный принцип формирования тока реализует система управления СУ АВТ, входными сигналами для нее являются напряжения сети (с датчика напряжения ДН) и коэффициент модуляции по амплитуде  $\mu$ . Значение  $\mu$  задается регулятором выходного тока РТ. Проблемным элементом в схеме АВТ является сглаживающий дроссель, индуктивность которого  $L_d$  с одной стороны определяет качество выходного, а при использовании ШИМ и входного тока АВТ, с другой стороны, определяет постоянную времени выходной цепи и повышение  $L_d$  увеличивает инерционность АВТ как объекта регулирования. При этом необходимо учитывать, что сопротивление нагрузки АВТ  $R_H = U_d / I_d$  (определяется АИТ) в процессе регулирования частоты и амплитуды выходного напряжения ПЧ изменяется в широких пределах, меняется и постоянная времени.

Существенным образом на гармонический состав тока  $i_{\phi A}$ , потребляемого из сети (на выходе фильтра) влияют параметры фильтра, который при подавлении высших гармоник тока высокого порядка (опреде-



При  $f_M=750$  Гц значение  $I_{m(5)}^*=0.55\%$  для тока  $i_d$ . При тех же параметрах фильтров, что и для  $f_M=1500$  Гц ( $L_{BX}=4$  мГн,  $C_{BX}=20$  мкФ,  $L_d=20$  мГн) и  $\mu=1$  для тока  $i_{\Phi A}$  значения  $I_{m(5)}^*=3.5\%$ , THD=13.5%,  $\Delta=6\%$ .

Таким образом, чем выше  $f_M$ , тем лучше качество сглаживания тока  $i_d$  и гармонический состав входного тока АВТ  $i_{\Phi}$ . При этом требуются меньшие значения  $L_{BX}$ ,  $C_{BX}$ ,  $L_d$ .

Снижение  $f_M$  предполагает смещение частоты среза фильтра в область более низких частот и соответствующее увеличение значений  $L_{BX}$ ,  $C_{BX}$ . При  $L_{BX}=8$  мГн,  $C_{BX}=40$  мкФ для тока  $i_{\Phi A}$  значение THD=2.82%. В этом плане эффективным решением является использование составной схемы АВТ, которая наряду с подавлением модуляционных гармоник обеспечивает частичное подавление гармоник низкого порядка. Так при  $f_M=750$  Гц ( $L_{BX}=4$  мГн,  $C_{BX}=40$  мкФ и  $\mu=1$ ) для тока АВТ1 THD<sub>1</sub>=7%,  $I_{m(5)1}^*=5\%$ , а для результирующего тока (на входе трансформатора) THD<sub>0</sub>=3.85%,  $I_{m(5)0}^*=3.5\%$  (при  $\mu=0.3$ ,

THD<sub>1</sub>=7.8%, THD<sub>0</sub>=2.3%). Осциллограммы  $i_d$ , токов АВТ1  $i_{\Phi A1}$ , АВТ2  $i_{\Phi A2}$ , результирующего тока  $i_{\Phi A0}$  и коэффициента модуляции  $\mu$  при отработке АВТ заданного значения  $I_d=30$  А для  $R_H=10$  Ом и использовании пропорционально-интегрального регулятора выходного тока приведены на рис.8. Это подтверждает приемлемые динамические характеристики АВТ по быстрдействию.

#### ВЫВОДЫ

Результаты исследований подтверждают эффективность использования метода пространственного вектора тока для формирования входного тока АВТ. Использование составной схемы АВТ позволяет улучшить гармонический состав тока, потребляемого из сети переменного тока без увеличения фильтров на входе и выходе. При этом система имеет достаточно высокое быстродействие.

Направление дальнейших исследований – разработка методики расчета параметров фильтров при работе АВТ совместно с АИТ в системе электропривода.

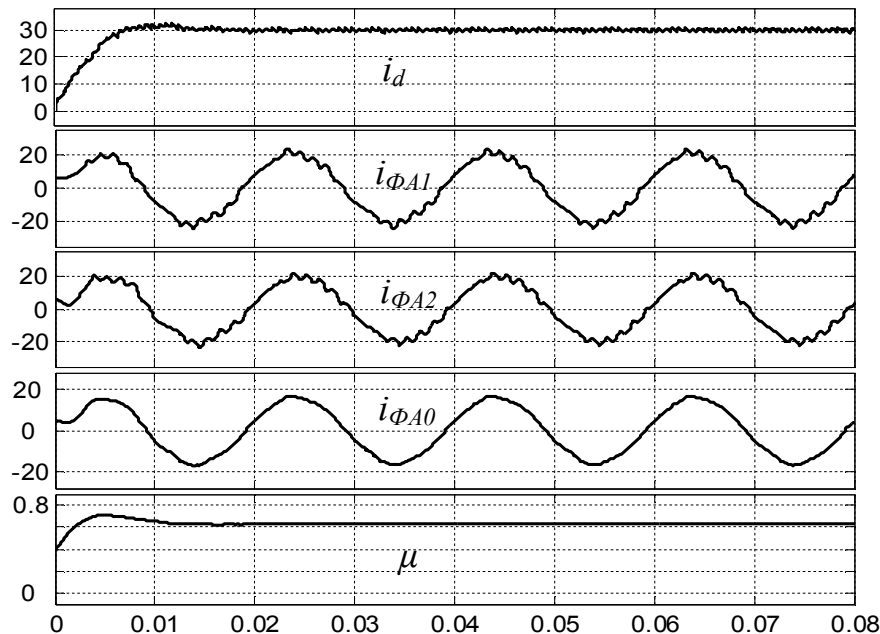


Рисунок - 8 Осциллограммы отработки заданного значения тока  $i_d$

**Библиографический список**

1. *IEEE Recommended Practices and Requirements for Harmonic Control in Electrical Power Systems, IEEE Standard 519-1992, Jun. 1992.*
2. Лазарев Г. Преобразователи для частотно-регулируемого электропривода /Г.Лазарев// Силовая Электроника. - 2008. - №8(132). - С.14-23.
3. Шрейнер Р.Т. Математическое моделирование электроприводов переменного тока с полупроводниковыми преобразователями частоты / Р.Т. Шрейнер// – Екатеринбург: УРО РАН.- 2000. – 654с.
4. Волков А.В. Исследование энергетических показателей асинхронного электропривода на основе автономного инвертора тока / А.В.Волков, А.И. Косенко // Електротехнічні та комп'ютерні системи. – К: "Техніка". - 2011. - №(03) 79. – С. 40-41.
5. Шавёлкин А.А. Преобразователь частоты на базе автономного инвертора тока / А.А. Шавёлкин// Техн. електродинаміка».– Київ: ІЕД НАНУ. - 2012. – Тематичний вип., Ч. 4. - С.75-80.

**Рекомендована к печати к.т.н., проф. Пазрандом Ю.Э.**

к.т.н. Захожай О.И., Солошенко А.Н.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина, zoi@bk.ru)

## ВЫСОКОСКОРОСТНАЯ ОБРАБОТКА ИЗОБРАЖЕНИЙ С ПРИМЕНЕНИЕМ ЦИФРОВЫХ ФИЛЬТРОВ НА БАЗЕ FPGA

*В статті розглядаються питання побудови системи високошвидкісної обробки зображень з використанням цифрових фільтрів і концепції System-On-Chip. Використання цифрових фільтрів дозволяє реалізувати високошвидкісну попередню обробку зображення, регулювання експозиції, що позитивно впливає на репрезентативність ознак на зображенні.*

**Ключові слова:** високошвидкісна обробка зображень, нерекурсивні цифрові фільтри, системи на кристалі, програмовані логічні інтегральні схеми.

*В статье рассматриваются вопросы построения системы высокоскоростной обработки изображений с применением цифровых фильтров и концепции System-On-Chip. Применение цифровых фильтров позволяет реализовать высокоскоростную предварительную обработку изображения, регулировку экспозиции, что позитивно влияет на репрезентативность признаков на изображении.*

**Ключевые слова:** высокоскоростная обработка изображений, нерекурсивные цифровые фильтры, системы на кристалле, программируемые логические интегральные схемы.

### Введение.

В последнее время широкое распространение получили методы анализа быстroteкущих процессов при помощи высокоскоростной обработки видеоизображений [1-3]. Такие методы широко используются для анализа потока частиц в запыленной струе. Это стало возможным благодаря тому, что современные высокоскоростные цифровые камеры, основанные на матричных фотодиодных приемниках или приемниках на основе приборов с зарядовой связью (ПЗС), представляющие собой сверхбольшие интегральные схемы с внутрикристальным процессором, позволяют регистрировать оптическое излучение нагретых частиц металлических порошков, движущихся в потоке струи со скоростью в диапазоне примерно от 50 до 500 м/с [2]. В силу скоротечности струи и сложной динамики изменения ее структуры (рисунок 1) необходимо вести высокоскоростную съемку с высокой частотой кадров (порядка 500 кадров в секунду и более) и осуществлять обработку больших массивов информации в режиме реального времени.

### Анализ вопроса и постановка задачи.

Обработка одного кадра, регистрируемого цифровой камерой высокого разрешения, требует значительного объема вычислений с учетом большого формата матричного фотоприемника (миллионы пикселей) [3, 4]. Кроме того, учитывая скоротечность регистрируемого процесса и его явно выраженную динамику изменчивости структуры потока, необходимо производить скоростную съемку с большой частотой кадров, что порождает большой поток видеокадров, который должен быть проанализирован и обработан в режиме реального времени. Эффективное решение такой задачи возможно при помощи параллельной обработки потока изображений.

Построение систем параллельной обработки изображений может быть реализовано с применением технологии System-On-Chip, на базе ПЛИС архитектуры FPGA. Архитектура FPGA весьма удобна для реализации в ней прошивки программы параллельной цифровой обработки потока изображений с целью определения основных характеристик потока частиц в струе (распределения скоростей и плотности частиц).

На рисунке 1 показан кадр изображения потока запылённой струи, который должен подвергаться анализу.

Увеличив время экспозиции кадра, на изображении можно получить более длинные треки (как представлено на рисунке 2), для которых достаточно просто оценить скорость частиц в различных поперечных сечениях потока.

В этом случае, скорость частицы можно определить как отношение длины изображения трека  $L$ , приведенного на рисунке 2, к времени экспозиции кадра  $\tau$  и умноженное на масштабный коэффициент  $\mu$ , преобразующий расстояние на экране изображения в реальный пройденный частицей путь (коэффициент геометрического преобразования):

$$V = \frac{\mu \cdot L}{\tau}. \quad (1)$$

### Решение задачи.

Для проведения подобных измерений необходима установка, структурная схема которой приведена на рисунке 3.

Система работает следующим образом. Сфокусированное оптической системой (3) изображение потока частиц (2) регистрируется цифровой камерой в виде изображения треков частиц. В блоке управления и обработки изображения (5) выполняется предварительная обработка полученных видеоданных (фильтрация изображения и подавление помех) и вычисление характеристик потока (векторов скоростей).

Обработка цифрового изображения состоит из следующих этапов:

- нормировка отсчетов сигналов согласно калибровочной таблице;
- фильтрация на шумоподавление;
- выделение на изображении треков частиц и измерение параметров их векторов скоростей.

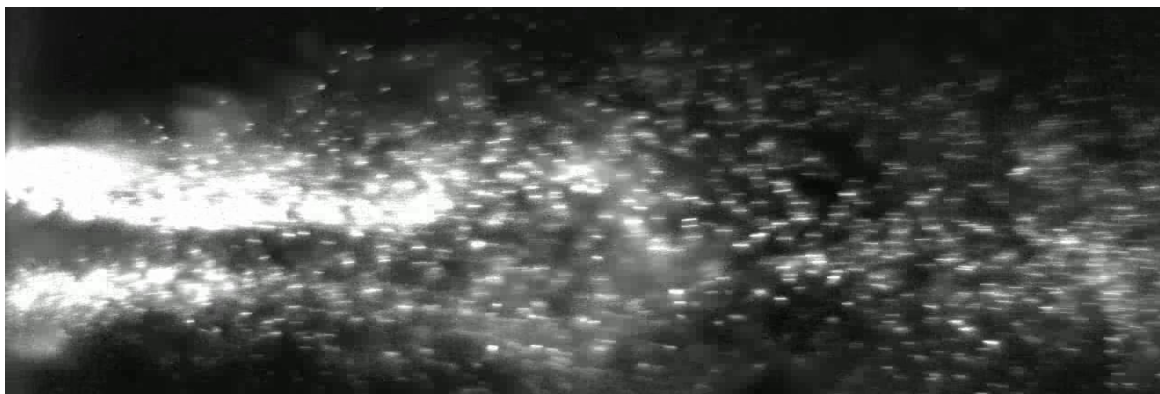


Рисунок 1 – Изображение потока частиц в запыленной струе, полученное высокоскоростной цифровой камерой на основе ПЗС-матрицы

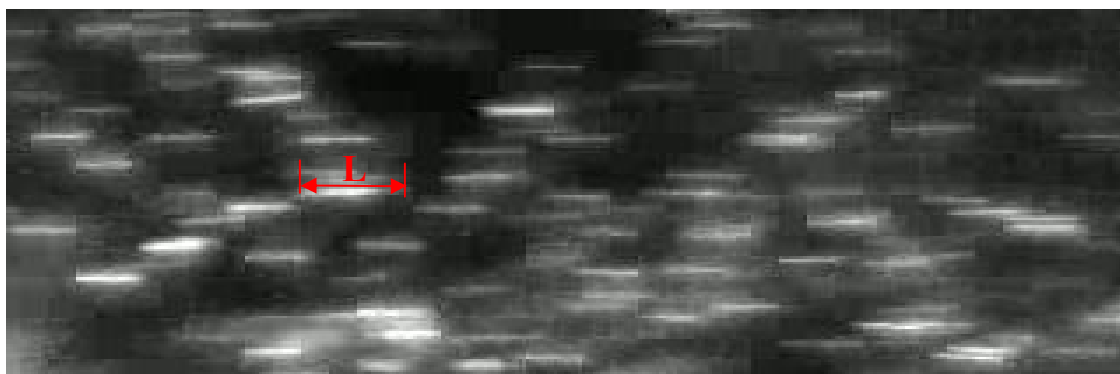


Рисунок 2 – Изображение треков частиц (время экспозиции  $\tau=10$  мкс)



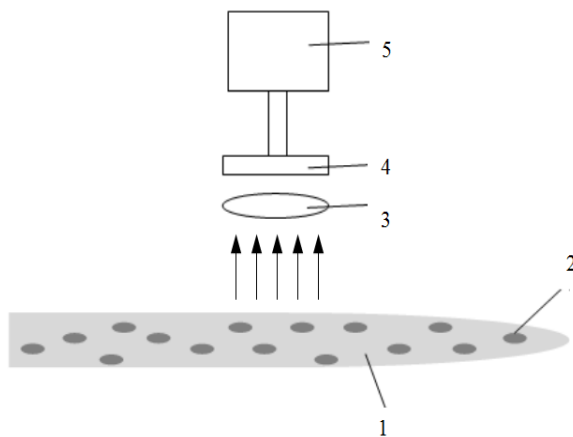
В случае неоднородности чувствительности и других геометрических искажений сигналов ячеек матричного фотоприемника производится калибровка отсчетов яркостного сигнала каждой ячейки:

$$\hat{x} = x \cdot g(x), \quad (2)$$

где  $x$  – отсчет яркостного сигнала ячейки матричного фотоприемника;

$\hat{x}$  – нормированный отсчет;

$g(x)$  – значение калибровочного коэффициента из таблицы калибровки отсчетов изображения, полученной на этапе калибровки видеорегистратора по эталонным источникам.



1 – исследуемый поток, 2 – частицы порошка,  
3 – оптическая система,  
4 – матричный фотоприемник цифровой камеры,  
5 – блок управления видеосенсором и обработки  
потока изображений

Рисунок 3 – Структурная схема установки для анализа характеристик потока на основе высокоскоростной обработки изображений

Для увеличения контрастности полученного изображения и уменьшения уровня остаточного шума, что упростит последующее определение векторов скоростей, предлагается произвести высокочастотную фильтрацию изображения с помощью не-рекурсивного фильтра с конечной импульсной характеристикой (КИХ-фильтр).

Входные и выходные сигналы КИХ-фильтра связаны через операцию свертки [5]:

$$y(n) = \sum_{k=0}^{N-1} h(k) \hat{x}(n-k) \quad (3)$$

где  $\hat{x}(n-k)$  – отсчет входного нормированного сигнала, сдвинутого на  $k$  отсчетов относительно текущего  $n$ -го отсчета;

$h(k)$  – коэффициенты импульсной характеристики фильтра, захватывающего в «окно сканирования»  $N$  отсчетов.

Тогда, выделение треков частиц можно осуществить путем сегментации изображения на основе среднего уровня яркости. Для пикселей, входящих в состав трека частицы, задается среднее значение яркости  $m$ . На изображении производится поиск однородных областей сплошной связанности по порогу  $T$ , отвечающих условию:

$$\max_{P \in R} |y(P) - m| < T, \quad (4)$$

где  $R$  – однородная область;

$y(P)$  – яркость пикселя изображения, координаты которого связаны с величиной  $P$ .

Среди полученных однородных областей отбрасываются те области, которые не являются треками частиц. Для оставшихся областей вычисляются длины треков, а затем и скорости, в соответствии с зависимостью (1).

Обобщенная структурная схема системы высокоскоростной обработки видеоизображения, реализующей предложенный метод, приведена на рисунке 4.

Данные об изображении от видеосенсора поступают на блок обработки сигнала, где фильтруются и поступают на процессор для дальнейшей обработки и передачи. В системе предлагается применение концепции System-On-Chip, на базе ПЛИС архитектуры FPGA.

В блоке обработки сигналов целесообразна реализация цифрового фильтра, который, благодаря параллельной обработке потока изображений, позволяет осуществлять анализ и обработку данных в режиме реального времени. Этот факт обосновывает применение ПЛИС архитектуры FPGA, потому как остальные типы микросхем не позволяют эффективно организовать параллельную обработку больших массивов одноформатных данных на высокой частоте.

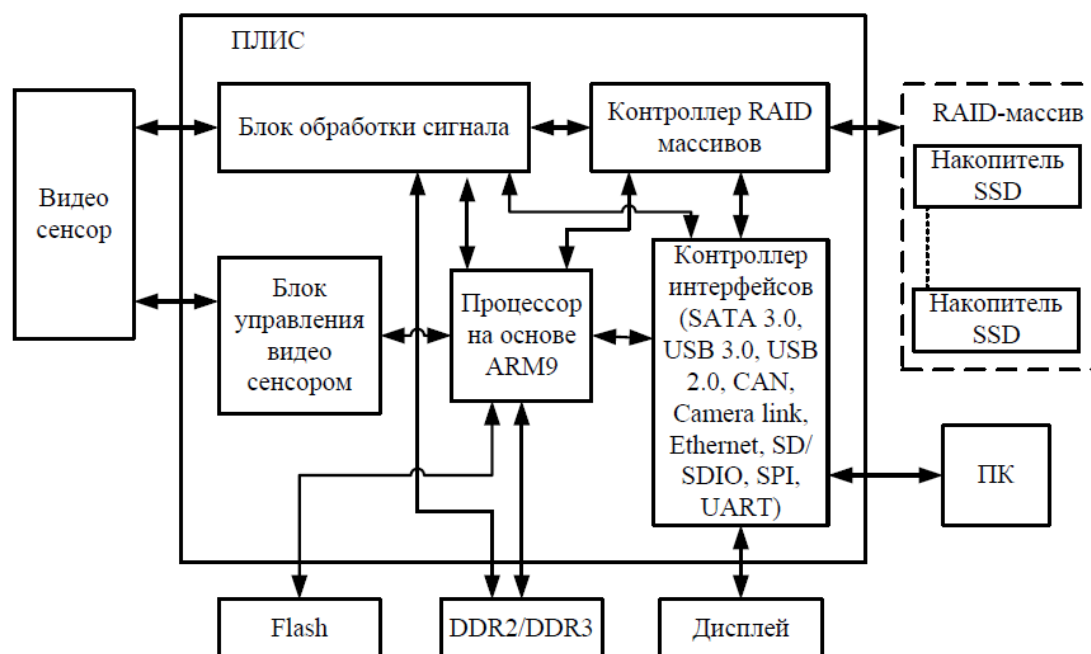


Рисунок 4 – Структурная схема системы высокоскоростной обработки видеоизображения

Таким образом, применение цифрового фильтра позволяет увеличить время экспозиции кадра, то есть выделить из общей картины кадра более яркие объекты и, в свою очередь, получить более длинные треки, как проиллюстрировано на рисунке 2. Такая предварительная обработка изображения позволяет упростить оценку скорости частиц в различных поперечных сечениях потока.

Настройка параметров цифрового фильтра должна обеспечивать выбор экспозиции таким образом, чтобы на изображении осуществлялась прорисовка только наиболее освещенных участков кадра. Остальные области, соответственно, должны приравняться к статическому фону и исключаться из дальнейшего анализа.

Применение данного способа обработки видеоизображений при помощи нерекурсивных фильтров с конечной импульсной характеристикой, позволяет не только качественно выделять наиболее репрезентативные признаки на изображении, но и, за счет применения архитектуры FPGA, сократить время разработки программного обеспечения для высокоскоростной обработки видеосигнала.

Следует отметить, что структурная схема системы высокоскоростной обработки видеоизображения, изображенная на рисунке 4, содержит дополнительные внешние элементы памяти, от скорости работы которых, во многом, зависит и эффективность высокоскоростной обработки видеоизображений. В качестве внешней памяти использованы твердотельные накопители (SSD, Solid-State Drive) без движущихся механических частей, а состоящих только из микросхем памяти и управляющего контроллера, что также позитивно влияет на надежность функционирования системы и хранения данных. Твердотельный накопитель имеет странично-блочную организацию (запись и чтение производится по странице целиком, стирание – поблочно), что совместно с концепцией RAID-массива позволяет обеспечить высокоскоростной доступ для чтения и записи данных. В новом поколении твердотельных накопителей используется интерфейс SATA третьего поколения. Его применение весьма актуально с учетом более высокой производительности. Скорости чтения и записи последних моделей накопи-

телей находятся на уровне порядка 500 МБ/с.

Функции управления и сопряжения с внешними устройствами в системе заключаются в формировании на кристалле процессорного ядра и необходимого контроллера интерфейсов. Данные функции позволяют использовать стандартные средства разработки программного обеспечения для проектируемой System-On-Chip. В качестве архитектуры процессорного ядра целесообразно использование архитектуры ARM9, как архитектуры высокопроизводительного 32-разрядного процессора.

#### **Выводы.**

На основании выше изложенного, можно сделать следующие выводы.

1. Решение задачи высокоскоростной обработки изображений является актуальной научно-технической задачей.
2. Рациональные решения с применением цифровых фильтров на базе современных ПЛИС архитектуры FPGA расширяют

возможности по исследованию различных быстропротекающих процессов.

3. Применение архитектуры FPGA позволяет реализовать высокоскоростную параллельную обработку больших массивов одноформатных данных.

4. Для решения задачи предварительной обработки изображения и регулировки экспозиции предлагается применение нерекурсивного цифрового фильтра с конечной импульсной характеристикой.

5. Предложена структура системы высокоскоростной обработки видеоизображений, в которой реализована концепция System-On-Chip, что позитивно влияет на эксплуатационные характеристики системы и ее быстродействие.

6. Для эффективного решения задачи высокоскоростной обработки видеоизображений необходимо проведение исследований в направлении разработки методов и алгоритмов синтеза рациональных структур нерекурсивных цифровых фильтров с конечной импульсной характеристикой.

#### **Библиографический список**

1. Яне Б. *Цифровая обработка изображений* / Яне Б. — Москва: Техносфера, 2007. — 584с.
2. Кестер У. *Проектирование систем цифровой и смешанной обработки сигналов* / Кестер У. — Москва: Техносфера, 2010. — 328 с.
3. Фисенко В.Т. *Компьютерная обработка и распознавание изображений: учеб. пособие* / В.Т. Фисенко, Т.Ю. Фисенко. — СПб: СПбГУ ИТМО, 2008. — 192 с.
4. Гонсалес Р. *Цифровая обработка изображений* / Р. Гонсалес, Р. Вудс. — Москва: Техносфера, 2005. — 1072 с.
5. *Цифровая обработка сигналов: практический подход, 2-е издание* / Айфичер, С. Эммануил, Джервис, У. Барри. — Москва.: Издательский дом «Вильямс», 2004. — 922 с.

*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)

## МОДЕЛИРОВАНИЕ ФАЗОСДВИГАЮЩИХ ТРАНСФОРМАТОРОВ ДЛЯ ВЫСОКОВОЛЬТНЫХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ ЧАСТОТЫ КАСКАДНОГО ТИПА

*В пакеті Matlab / Simulink розроблена комп'ютерна модель багатообмоткового фазосувного трансформатору, що реалізує 36-пульсну схему перетворення змінної напруги. Спільно з моделлю високовольтного перетворювача частоти каскадного типу досліджено гармонічний спектр струму, що споживається від мережі.*

**Ключові слова:** багатообмотковий трансформатор, зсув фаз, зменшення гармонік, моделювання.

*В пакете Matlab / Simulink разработана компьютерная модель многообмоточного фазосдвигающего трансформатора, реализующего 36-пульсную схему выпрямления переменного напряжения. Совместно с моделью высоковольтного преобразователя частоты каскадного типа исследован гармонический состав потребляемого от сети тока.*

**Ключевые слова:** многообмоточный трансформатор, сдвиг фаз, уменьшение гармоник, моделирование.

**Постановка проблемы.** В связи с интенсивным развитием силовой электроники все большее количество высоковольтных электроприводов оснащаются двухзвенными преобразователями частоты, которые, как правило, выполняются на базе неуправляемых выпрямителей и многоуровневых автономных инверторов напряжения. При проектировании и наладке таких преобразователей широко применяются современные пакеты компьютерного моделирования, например Matlab / Simulink [1, 2].

Известно, что выпрямители являются потребителями несинусоидального тока, спектр гармоник которого существенно зависит от схемы преобразования переменного напряжения в постоянное. Несинусоидальность входного тока выпрямителя с учетом сопротивления системы приводит к появлению высших гармоник и искажению питающего напряжения, оказывая влияние на соседние потребители.

Существуют различные методы уменьшения высших гармоник, наиболее эффективным из которых является увеличение пульсности выпрямленного напряжения за счет использования двух и более парал-

лельных выпрямителей. При этом гармоники, генерируемые одним выпрямителем, компенсируются другим выпрямителем за счет соответствующего изменения фаз входного напряжения [3,4].

**Анализ последних исследований и публикаций.** Известно достаточно большое количество схем с повышенной пульсностью преобразования, которые могут использовать как один трансформатор с несколькими вторичными обмотками, имеющими различные схемы и группы соединения, так и параллельное включение трансформаторов [3]. Для обеспечения сдвига фаз на угол  $30^\circ$ , например в 12-пульсных схемах выпрямления, используются различные комбинации схем «звезда» и «треугольник». Если необходимо обеспечить угол сдвига фаз менее  $30^\circ$ , то для этого наиболее распространены схемы «зигзаг» и «треугольник-авто» [3, 5].

В [4-6] исследованы режимы работы фазосдвигающего трансформаторного оборудования, реализующего 18-ти и 24-пульсные схемы выпрямления. Однако в [2] отмечено, что для высоковольтных преобразователей частоты (ВПЧ) каскадного типа необходимо применение фазос-

двигающих трансформаторов, реализующих 36-пульсную схему выпрямления, особенностям расчета и моделирования которых в литературных источниках уделено недостаточно внимания.

**Целью данной статьи** является усовершенствование методики моделирования фазосдвигающих трансформаторов для ВПЧ каскадного типа, реализующих 36-пульсную схему выпрямления.

**Материалы и результаты исследований.** В качестве объекта исследования принят многообмоточный фазосдвигающий трансформатор PZSG-2400/6, изготовленный компанией Sunel.

Данный трансформатор содержит первичную обмотку, соединенную в звезду, напряжением 6000 В и 3 группы вторичных обмоток, соединенных по схеме «треугольник-авто» (по 6 обмоток в каждой группе напряжением 660 В).

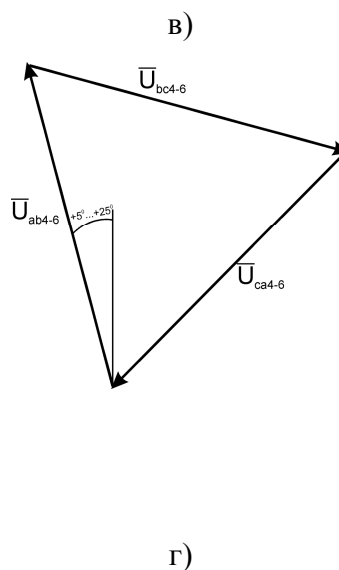
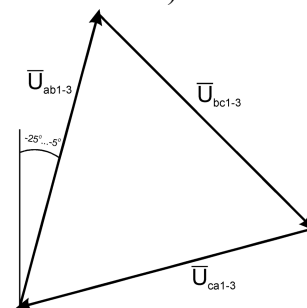
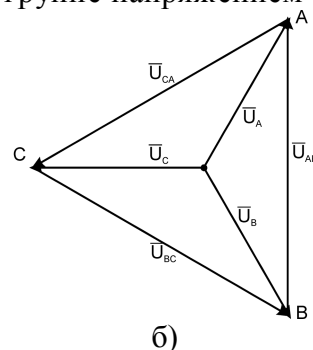
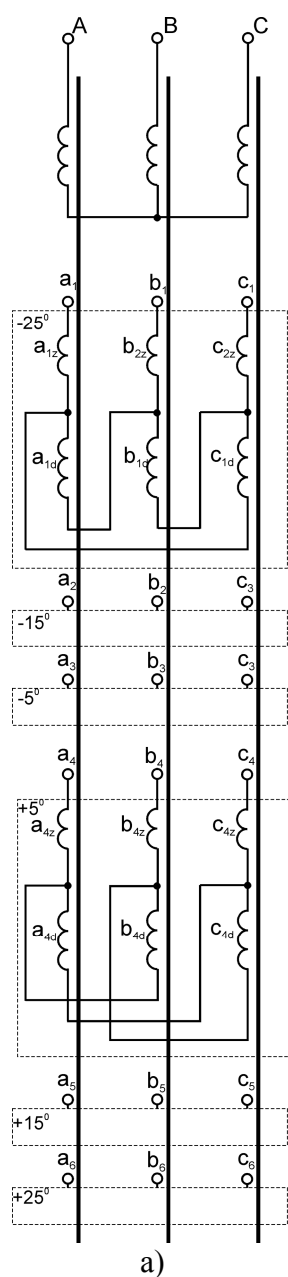


Рисунок 1 – Трансформатор PZSG-2400/6: а)–схема соединения обмоток; б)–векторная диаграмма напряжений первичной обмотки; в)–векторная диаграмма напряжений вторичных обмоток №1-3; г)–векторная диаграмма напряжений вторичных обмоток №4-6

Фазовый угол выходного напряжения вторичных обмоток в каждой группе распределяется в следующем порядке:  $-25^{\circ}$ ;  $-15^{\circ}$ ;  $-5^{\circ}$ ;  $5^{\circ}$ ;  $15^{\circ}$ ;  $25^{\circ}$ . К этим обмоткам трансформатора подключаются вентильно-инверторные блоки, каждый из которых имеет в своем составе неуправляемый выпрямитель, выполненный по трехфазной мостовой схеме (схема Ларионова) [2]. Кроме того, в данном трансформаторе имеется дополнительная вторичная обмотка напряжением 380 В, соединенная в звезду, которая используется для питания вентиляторов охлаждения и собственных нужд преобразователя.

Схема соединения первичной обмотки и вторичных обмоток первой группы приведена на рисунке 1а. Векторные диаграммы первичных и вторичных напряжений показаны на рисунках 1б, 1в, 1г.

На схеме (рисунок 1а): А, В, С – выводы первичной обмотки;  $a_d$ ,  $b_d$ ,  $c_d$  – основные части вторичных обмоток, соединенные в треугольник;  $a_z$ ,  $b_z$ ,  $c_z$  – дополнительные части вторичных обмоток (до соединения в треугольник).

Для расчета параметров модели данного трансформатора рассмотрим принципы формирования его выходного напряжения. Примем следующие значения начальных фаз линейных напряжений на первичной стороне трансформатора:  $\varphi_{AB}=0^\circ$ ,  $\varphi_{AB}=-120^\circ$ ,  $\varphi_{CA}=120^\circ$ . Тогда начальные фа-

зы фазных напряжений первичной обмотки будут соответственно равны  $\varphi_A = -30^\circ$ ,  $\varphi_B = -150^\circ$ ,  $\varphi_C = 90^\circ$ . Необходимый фазовый сдвиг между векторами напряжений в группе можно рассчитать по выражению [4]:

$$\psi = \frac{60^\circ}{N_\rho}, \quad (1)$$

где  $N_6$  – количество параллельных 6-типульсных выпрямителей.

Т.е. при 6 параллельных выпрямителях для обеспечения 36-пульсной схемы выпрямления необходимо обеспечить в каждой группе угол сдвига между напряжениями  $10^\circ$ , при этом величина выходного напряжения должна быть постоянной (рисунк 2).

Следует отметить, что рассматриваемый трансформатор имеет два принципиальных отличия в схемах соединения вторичных обмоток. Основные части вторичных обмоток №1-3 включены по схеме прямого треугольника, т.е. конец фазы «а» соединяется с началом фазы «b», конец фазы «b» - с началом фазы «с», а конец фазы «с» - с началом фазы «а». Основные части вторичных обмоток №4-6 включены по схеме обратного треугольника, т.е. конец фазы «а» соединяется с началом фазы «с», конец фазы «b» - с началом фазы «а», а конец фазы «с» - с началом фазы «b».

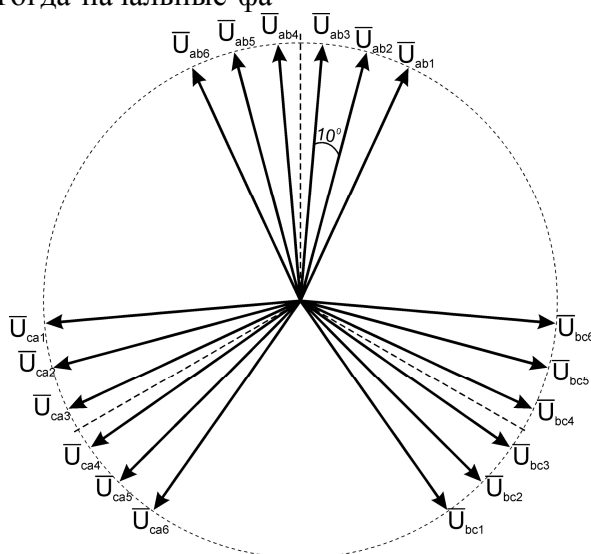


Рисунок 2 – Диаграмма векторов вторичных напряжений фазосдвигающего трансформатора

Принцип формирования векторов выходных напряжений поясняется векторными диаграммами, приведенными на рисунке 3.

В общем случае выходное напряжение формируется как векторная сумма напряжений нескольких частей обмоток, расположенных на разных стержнях.

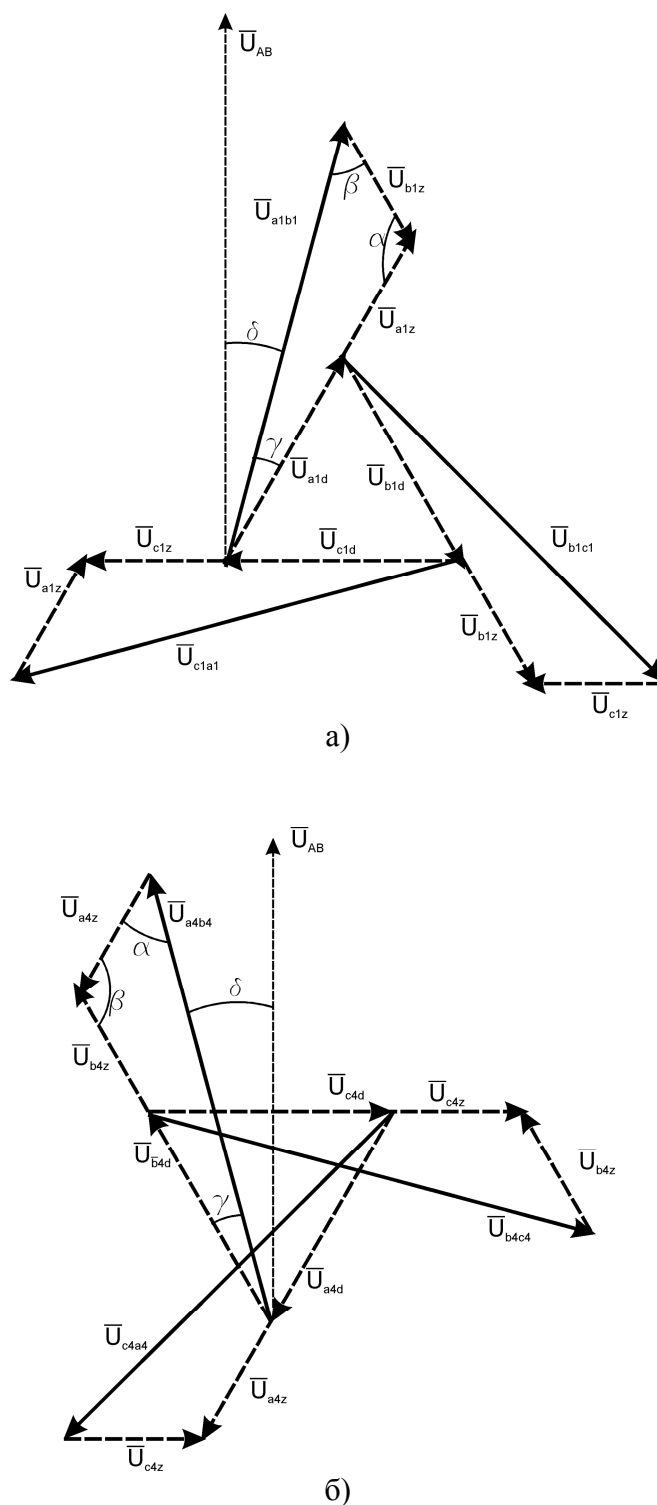


Рисунок 3 – Диаграмма векторов вторичных напряжений:  
а)- для обмотки № 1; б)- для обмотки №4

Так как в обмотках №1-3 используется схема прямого треугольника, то векторы  $\vec{U}_{ad}$ ,  $\vec{U}_{bd}$ ,  $\vec{U}_{cd}$  образуют векторный треугольник с движением векторов по часовой стрелке (рисунок 3а), а вектор выходного напряжения между выводами а и в например, для первой обмотки, будет сформирован с учетом выражения:

$$\vec{U}_{abl} = \vec{U}_{alz} + \vec{U}_{ald} - \vec{U}_{blz}, \quad (2)$$

где  $\vec{U}_{alz}$  - напряжение дополнительной части обмотки, расположенной на стержне А, до соединения в «треугольник»;

$\vec{U}_{ald}$  - напряжение основной части обмотки, расположенной на стержне А, соединяемой в «треугольник»;

$\vec{U}_{blz}$  - напряжение дополнительной части обмотки, расположенной на стержне В до соединения в треугольник.

В обмотках №4-6 используется схема обратного треугольника, поэтому векторы  $\vec{U}_{ad}$ ,  $\vec{U}_{bd}$ ,  $\vec{U}_{cd}$  образуют векторный треугольник с движением векторов против часовой стрелки (рисунок 3б), а вектор выходного напряжения между выводами а и в например, для четвертой обмотки, будет сформирован с учетом выражения:

$$\vec{U}_{ab4} = \vec{U}_{b4z} + \vec{U}_{b4d} - \vec{U}_{a4z}, \quad (3)$$

где  $\vec{U}_{b4z}$  - напряжение дополнительной части обмотки, расположенной на стержне В, до соединения в «треугольник»;

$\vec{U}_{b4d}$  - напряжение основной части обмотки, расположенной на стержне В, соединяемой в «треугольник»;

$\vec{U}_{a4z}$  - напряжение дополнительной части обмотки, расположенной на стержне А до соединения в треугольник.

Таким образом, напряжение на остальных обмотках определяются по аналогичным выражениям.

На рисунке 3 углом  $\delta$  обозначен требуемый угол сдвига линейного вторичного

напряжения относительно линейного первичного напряжения. Значения напряжений на основных и дополнительных частях обмоток можно рассчитать геометрически.

На рисунке 3а векторы  $\vec{U}_{abl}$ ,  $\vec{U}_{blz}$  и сумма векторов  $\vec{U}_{ald} + \vec{U}_{alz}$  образуют векторный треугольник. Из рисунка видно, что угол  $\gamma$  дополняет угол  $\delta$  до угла  $\varphi_A = 30^\circ$ . Угол  $\alpha$  и угол между векторами  $\vec{U}_{alz}$  и  $\vec{U}_{blz}$  являются вертикальными и равны  $120^\circ$ . По такому же принципу определяется угол  $\beta$ . Аналогичным образом определяются углы для рисунка 3б.

Так как известно, что модуль вектора  $U_{ab} = 660 \text{ В}$ , то, используя теорему синусов, можно рассчитать значения напряжений на основных и дополнительных частях обмоток. Для рассматриваемого примера:

$$U_{az} = U_{ab} \frac{\sin(\gamma)}{\sin(\alpha)}, \quad (4)$$

$$U_{ad} = U_{ab} \left( \frac{\sin(\beta)}{\sin(\alpha)} - \frac{\sin(\gamma)}{\sin(\alpha)} \right). \quad (5)$$

Результаты расчета напряжений на основных и дополнительных частях обмоток приведены в таблице 1.

Полученные данные позволили сформировать модель данного трансформатора в системе Matlab / Simulink, структурная схема которой приведена на рисунке 4.

Разработанная модель состоит из трех блоков «Multiwinding transformer», каждый из которых имитирует фазы А, В, С трехфазной системы реального трансформатора. Каждая фаза модели состоит из 36 полуобмоток, соединяемых между собой аналогично рисунку 1а. Таким образом, в модели имеется 18 трехфазных обмоток, соединенных по схеме «треугольник-авто» (выводы А1...18, В1...18, С1...18). Также в модели имеется дополнительная вторичная обмотка, напряжением 380 В, соединенная в звезду (выводы А19, С19, С19).



Таблица 1 – Результаты расчета напряжений на основных и дополнительных частях обмоток трансформатора PZSG-2400/6

Номер обмотки в группе	Фазовый угол $\delta$	Напряжение, В	
		$U_{\Delta}$ , В	$U_{\Sigma}$ , В
1	-25°	557,9	66,4
2	-15°	341,6	197,2
3	-5°	115	322,1
4	5°	115	322,1
5	15	341,6	197,2
6	25	557,9	66,4

Кроме рассчитанных значений напряжений в модель фазы трансформатора задаются значения активных сопротивлений и индуктивностей рассеяния обмоток, а также параметры ветви намагничивания в виде вебер-амперной характеристики и активного сопротивления, характеризующего потери в стали магнитопровода. В данном случае кривая намагничивания задавалась кусочно-линейной характеристикой. Расчет этих параметров модели проводился по методике, приведенной в [7].

С использованием разработанной модели данного трансформатора и модели преобразователя частоты исследованы процессы, протекающие в первичной цепи трансформатора при работе ВПЧ.

На рисунке 5 приведены результаты моделирования входного тока и его гармонический состав. Из рисунка видно, что форма тока является практически синусоидальной. В спектре тока доминируют 5-я гармоника (0,66 %), 11-я гармоника (0,95 %), 13-я гармоника (0,65 %). Уровень остальных гармоник не превышает 0,5 %. Коэффициент искажения входного тока составляет 1,47 %. Следует отметить, что приведенные данные близки к экспериментальным данным, приведенным нами в [2].

По результатам моделирования и экспериментальным данным показано, что такие незначительные искажения тока, потребляемого из сети преобразователем, не при-

водят к существенному искажению кривой питающего напряжения и коэффициент искажения кривой напряжения и коэффициенты  $n$ -й гармонической составляющей напряжения не превышают норм, установленных ГОСТ 13109-97 [8].

#### Выводы:

1. Усовершенствована методика расчета параметров модели фазосдвигающего трансформатора, реализующего 36-пульсную схему выпрямления переменного напряжения, имеющего 18 вторичных обмоток, соединяемых по схеме «треугольник-авто». На основе теоремы синусов получены выражения для расчета напряжений на основных и дополнительных частях вторичных обмоток.

2. В пакете Matlab / Simulink разработана компьютерная модель фазосдвигающего трансформатора, содержащая три блока «Multiwinding transformer», каждый из которых на вторичной стороне содержит 36 индуктивно связанных элементов, образующих 18 обмоток, соединенных по схеме «треугольник-авто».

3. На основании результатов моделирования показано, что в спектре гармоник входного тока максимальные амплитуды гармоник не превышают 1%, а коэффициент искажения синусоидальности не превышает 2 %, что удовлетворительно согласуется с экспериментальными данными.

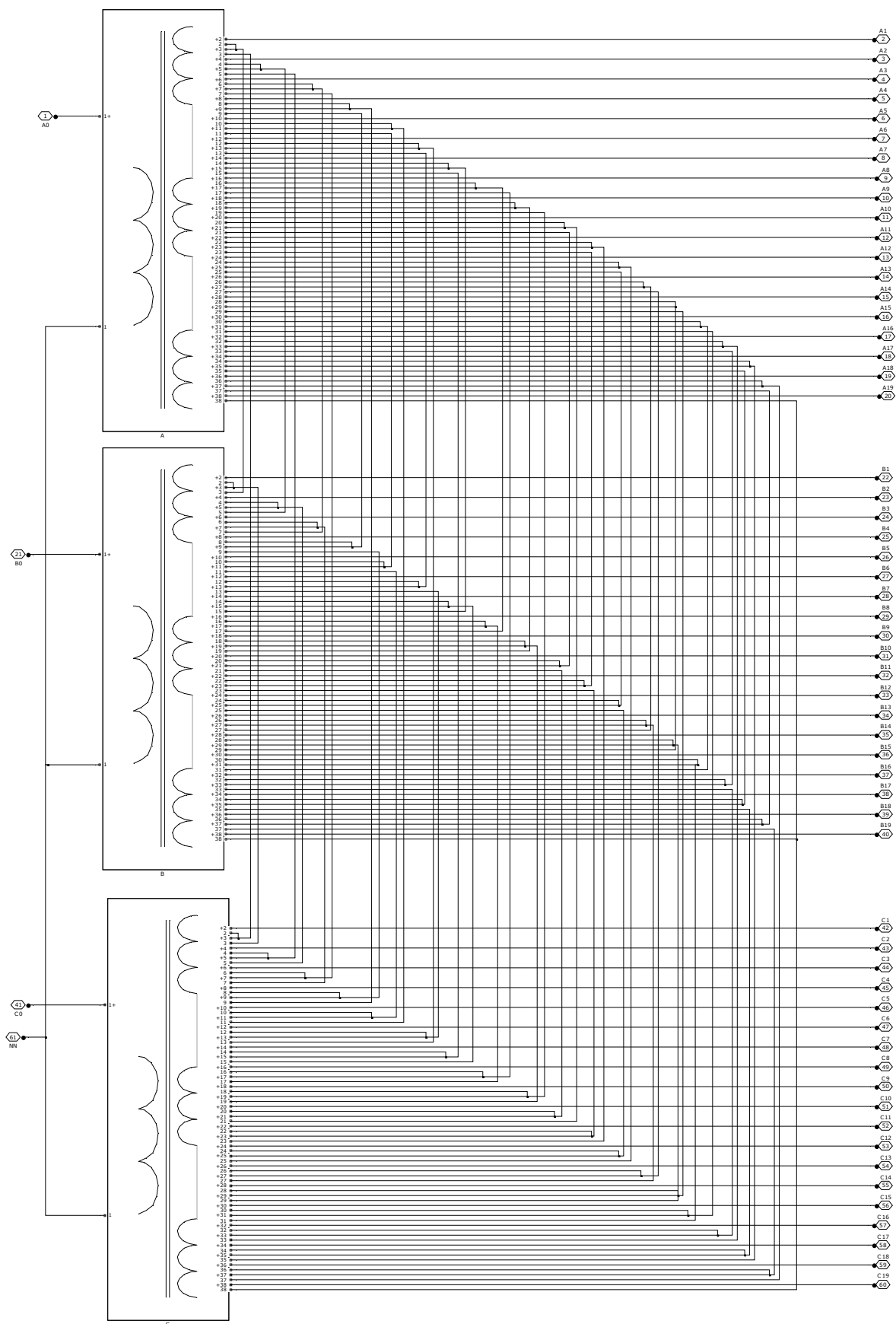


Рисунок 4 – Структурная схема модели фазосдвигающего трансформатора

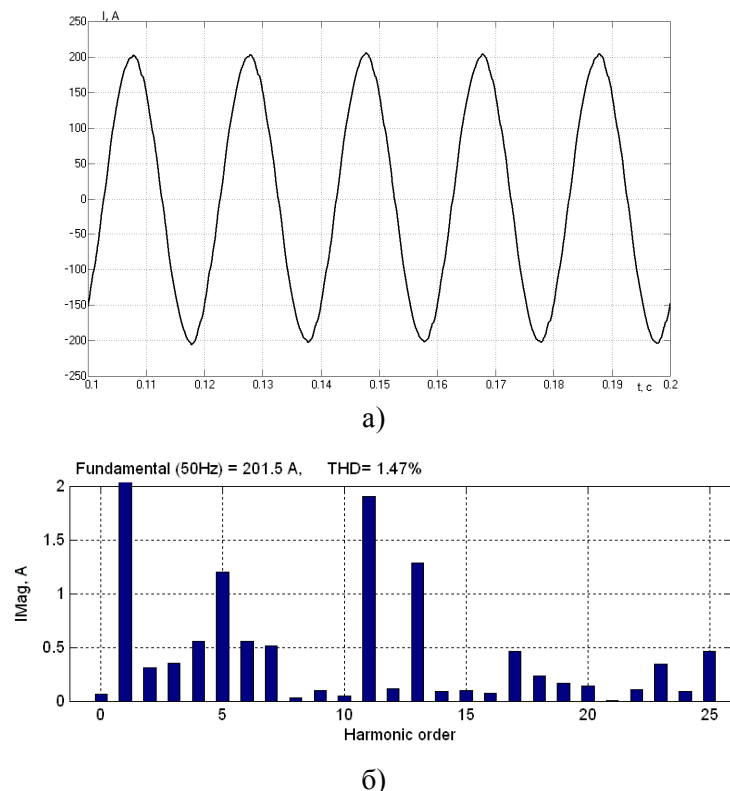


Рисунок 5 – Результаты моделирования тока, потребляемого из сети при работе ВПЧ:  
а)- график входного тока; б)- спектр гармоник

### 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. Кухарев А.Л. Разработка и испытание высоковольтного преобразователя частоты / Кухарев А.Л. // *Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета*. – 2012. – №37. – С. 297–306.
3. Фишлер Я.Л. Трансформаторное оборудование для преобразовательных установок / Я.Л. Фишлер, Р.Н. Урманов, Л.М. Пестряева. – М.: Энергоатомиздат, 1989. – 320 с.
4. Gupta R.A. Performance analysis of 18-pulse ac-dc converter fed vector controlled induction motor drive / R.A.Gupta, R. Kumar, B. Bhushan // *Journal of Theoretical and Applied Information Technology*. – 2008. – Vol.4. – No.1. – P. 861–873.
5. Sapin A. Modeling of Multi-Winding Phase Shifting Transformers / A. Sapin, P. Allenbach, J. J. Simond [Электронный ресурс]: Applications to DC Supplies. ICEM 200. Helsinki, Finland August 28-30, 2002. – Режим доступа: [http://infoscience.epfl.ch/record/133173/files/PCIM\\_momwpstatdamlvs.pdf?version=1](http://infoscience.epfl.ch/record/133173/files/PCIM_momwpstatdamlvs.pdf?version=1).
6. Seixas, F. J. Novo Conversor CA-CC Trifásico Isolado de 12kW / F.J.M. Seixas, B. Ivo // *III Congresso Internacional de Infra-estrutura para Telecomunicações (CININTEL 2000)*, Florianópolis. 2000. – №. 1. – P. 287-296.
7. Лейтес Л. В. Электромагнитные расчеты трансформаторов и реакторов / Л. В. Лейтес. – М.: Энергия, 1981. – 392 с.
8. 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. Луциком В.Д.

к.т.н. Захожай О.И., Дубовик В.С.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина, zoi@bk.ru)

## ПРИМЕНЕНИЕ СТРУКТУР ЦИФРОВЫХ ФИЛЬТРОВ ДЛЯ ВЫСОКОСКОРОСТНОЙ ОБРАБОТКИ ВИДЕОИЗОБРАЖЕНИЙ

*В статті розглядається можливість зниження часової складності процесу високошвидкісної обробки зображення за рахунок використання методу динамічного змінення деталізації. Перетворення бітової площини зображення здійснюється на основі пірамідальної моделі представлення зображення і використання нерекурсивного цифрового фільтру з кінцевою імпульсною характеристикою.*

**Ключові слова:** високошвидкісна обробка зображень, динамічне змінення деталізації, нерекурсивні цифрові фільтри, пірамідальна модель зображення.

*В статье рассматривается возможность снижения временной сложности процесса высокоскоростной обработки изображения за счет применения метода динамического изменения детализации. Преобразование битовой плоскости изображения осуществляется на основе пирамидальной модели представления изображения и применения нерекурсивного цифрового фильтра с конечной импульсной характеристикой.*

**Ключевые слова:** высокоскоростная обработка изображений, динамическое изменение детализации, нерекурсивные цифровые фильтры, пирамидальная модель изображения.

### Введение.

Область компьютерного зрения, на сегодняшний день, находит широкое применение в различных сферах жизнедеятельности человека и технических системах различного назначения [1-3]. Методы и средства обработки визуальной информации находят применения в широком спектре выполняемых задач, начиная от обработки изображений в обычных цифровых видео и фотокамерах, и заканчивая сложным, многокомпонентным анализом в технических системах диагностики и управления, где, на основе анализа входного потока визуальной информации, осуществляется выделение и классификация информативных признаков, синтез и восстановление визуальных данных, а также определение различных характеристик анализируемых объектов [4-7]. Значительную часть современных систем распознавания образов невозможно представить без подсистем обработки визуальной информации.

Совершенствование методов и алгоритмов анализа и обработки визуальной информации создает благоприятные условия

для широкого применения систем обработки видеoinформации для анализа быстропротекающих процессов. В этом случае, системы технического зрения позволяют не только осуществить регистрацию информации, которая не может быть воспринята биологической зрительной системой человека, но и произвести ее интеллектуальный анализ в режиме реального времени.

Одной из областей применения высокоскоростной обработки видеоизображения является анализ разнообразных потоков жидкостей и газов. Течения сплошных сред наблюдаются не только в окружающем нас мире (потоки воздуха в атмосфере, круговорот воды в природе), но и в различных технических системах (аэродинамические течения, газопроводы, водопроводы и др.). Достаточно часто, такие процессы носят сложный характер, характеризующийся неравномерностью поля скоростей, нестационарностью и турбулентностью. В таких условиях, эффективное изучение динамики таких потоков невозможно без применения современных технических средств, позволяющих не только ви-

зуализировать поток, но и определить его характеристики, конфигурацию и динамику. С этой целью, актуальным является применение средств технического зрения, со специальными алгоритмами обработки видеоданных.

Обработка видеоинформации о потоке сплошных сред связана с двумя основными задачами:

- обеспечение высокой достоверности анализа видеоинформации и определения информативных признаков;
- снижение временной сложности процесса анализа, что позитивно влияет на возможность увеличения частоты кадров, и как следствие, расширения диапазона регистрируемых скоростей.

Однако комплексное решение этих задач связано со значительной сложностью, так как увеличение достоверности анализа, как правило, приводит к увеличению временной сложности, а снижение временной сложности и упрощение алгоритмов анализа негативно влияет на достоверность.

На основании вышеизложенного, можно сделать вывод, что разработка новых методов и средств повышения достоверности анализа видеоизображения с одновременным снижением временной сложности, является актуальной научно-технической задачей.

#### Анализ вопроса и постановка задачи.

На рисунке 1 приведена обобщенная структура системы обработки визуальной информации [7].

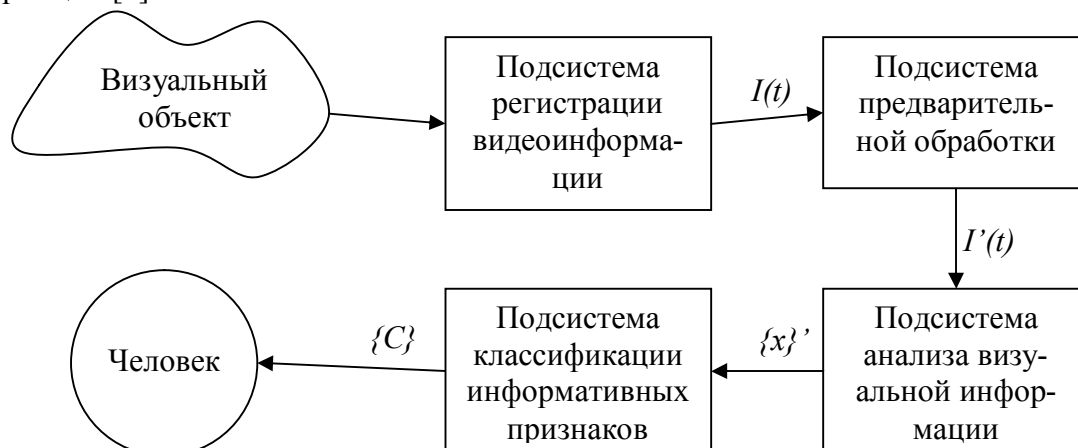


Рисунок 1 – Обобщенная структура системы обработки визуальной информации

В соответствии с приведенной обобщенной структурой, визуальный образ, информация о котором подлежит обработке, фиксируется подсистемой регистрации видеоинформации. В результате, на подсистему предварительной обработки поступает информационный поток видеоданных  $I(t)$ . Подсистема предварительной обработки обеспечивает трансформацию изображения с целью подчеркивания наиболее информативных аспектов, что на последующих этапах позволяет упростить анализ видеоданных. В результате предварительной обработки, на вход подсистемы анализа визуальной информации поступает трансформированный поток данных  $I'(t)$ :

$$I'(t) = F(I(t)), \quad (1)$$

где  $F$  – некоторый функционал, определяемый целевой функцией пиксельного преобразования.

Подсистема анализа визуальной информации определяет некоторое множество информационных признаков  $\{x\}$  и на основании заданного критерия  $G$  определяет подмножество информативных признаков  $\{x\}' \subset \{x\}$  причем  $\{x|G\}'$ . Такая селекция информативных признаков позволяет уменьшить размерность информационного поля анализа и, как следствие, снизить временную сложность последующего этапа классификации. Критерий  $G$  определяется априорно и зависит от целевой функции обработки видеоизображения.

Подсистема классификации информативных признаков по имеющемуся множеству  $\{x\}$  осуществляет соотнесение информационного образа наблюдаемого визуального объекта к совокупности классов  $\{C\}$ . Результат классификации представляется человеку для последующего принятия решения.

При высокоскоростной обработке видеоизображения сложность эффективной реализации системы обработки визуальной информации связана со значительно перегруженным (вследствие большого количества кадров изображения, передаваемых в единицу времени) входным информационным полем, что негативно сказывается на временной сложности процесса анализа. Для снижения временной сложности целесообразна реализация специальных методов и средств предварительной обработки с целью исключения менее информативных данных из последующего анализа.

#### Решение задачи.

Для снижения временной сложности процесса определения векторов скоростей изменения элементов изображения предлагается применение метода динамического уменьшения детализации изображения. При этом на этапе предварительной обработки  $I'(t)$  будет формироваться с меньшей детализацией. Оставшиеся характерные элементы изображения будут использоваться как базовые для определения векторов скоростей.

Для изменения детализации, изображение подвергается сегментации на элементарные окна, размер которых определяет

результрующий уровень детализации. Допустим, что система компьютерного зрения регистрирует перемещение точки из положения  $A$  в положение  $B$  (рисунок 2). При этом точность определения проекций составляющих вектора скорости  $\Delta X$  и  $\Delta Y$  на плоскость наблюдения будет находиться в зависимости от размеров элементарного окна сегментации  $dX$  и  $dY$ .

Очевидно, что при увеличении скорости перемещения, за один и тот же промежуток времени, точка  $B$  будет находиться на большем расстоянии от точки  $A$ . При этом проекции составляющих вектора скорости  $\Delta X$  и  $\Delta Y$  будут увеличиваться. Если задать условием, что точность определения вектора скорости остается неизменной, то можно сделать вывод, что большим значениям  $\Delta X$  и  $\Delta Y$  должны соответствовать большие значения  $dX$  и  $dY$ . Отсюда следует, что при увеличении скорости, размер элементарного окна сегментации может быть увеличен, что фактически приведет к уменьшению детализации изображения и снижению временной сложности его обработки.

В качестве критерия определения уровня детализации, для заданной точности определения скорости, предлагается применить соотношения:

$$G_X = \frac{\Delta X}{dX}, \quad (2)$$

$$G_Y = \frac{\Delta Y}{dY}. \quad (3)$$

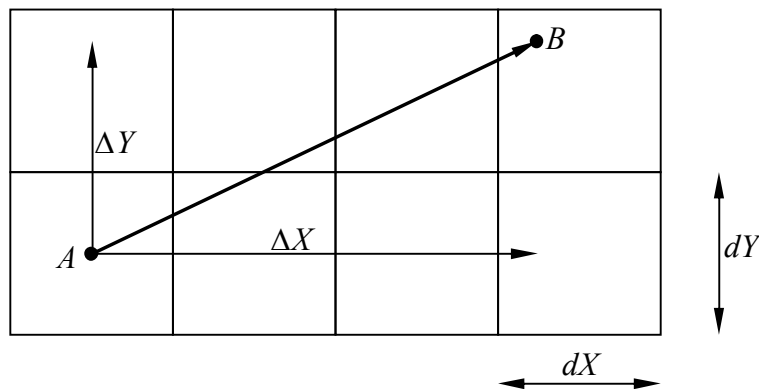


Рисунок 2 – Сегментация изображения при определении вектора скорости перемещения точки из положения  $A$  в положение  $B$

В случае применения однородного конечномерного пространства и с целью упрощения алгоритма динамического определения уровня детализации, справедливо сделать следующее допущение:

$$dX = dY. \quad (4)$$

Тогда обе характеристики  $G_X$  и  $G_Y$  являются равнозначными.

$$G_X \approx G_Y \approx G. \quad (5)$$

Для реализации метода динамического изменения детализации, предлагается пирамидальная модель представления изображения, приведенная на рисунке 3.

В соответствии с пирамидальной моделью, увеличение скорости приводит к уменьшению уровня детализации. Тогда, в любой момент времени, можно определить параметры элементарного окна сегментации  $dX$  и  $dY$  в соответствии с критерием  $G$ , что приведет к переходу к одному из  $N$  уровней детализации. Таким образом, основания пирамиды, фактически, символизируют выбранный уровень детализации изображения при заданных параметрах точности определения векторов скоростей.

Для реализации метода динамического изменения сегментации изображения предлагается применение структур цифровых фильтров. Из двух глобальных классов цифровых фильтров: нерекурсивных с конечной импульсно-фазовой характеристикой и рекурсивных с бесконечной импульсно-фазовой характеристикой, с учетом необходимости минимизации затрат времени на обработку, предлагается применение первого класса. К тому же, в нерекурсивных цифровых фильтрах с конечной импульсно-фазовой характеристикой фазовая характеристика линейна.

Нерекурсивные цифровые фильтры с конечной импульсно-фазовой характеристикой описываются следующим выражением [5]:

$$y(n) = \sum_{i=0}^N b_i x(n-i), \quad (6)$$

где  $y(n)$  – сигнал на выходе фильтра;

$x(n)$  – сигнал на входе фильтра;

$b_i$  – коэффициенты фильтра.

Таким образом, задача синтеза такого цифрового фильтра сводится к вычислению коэффициентов  $b_i$ .

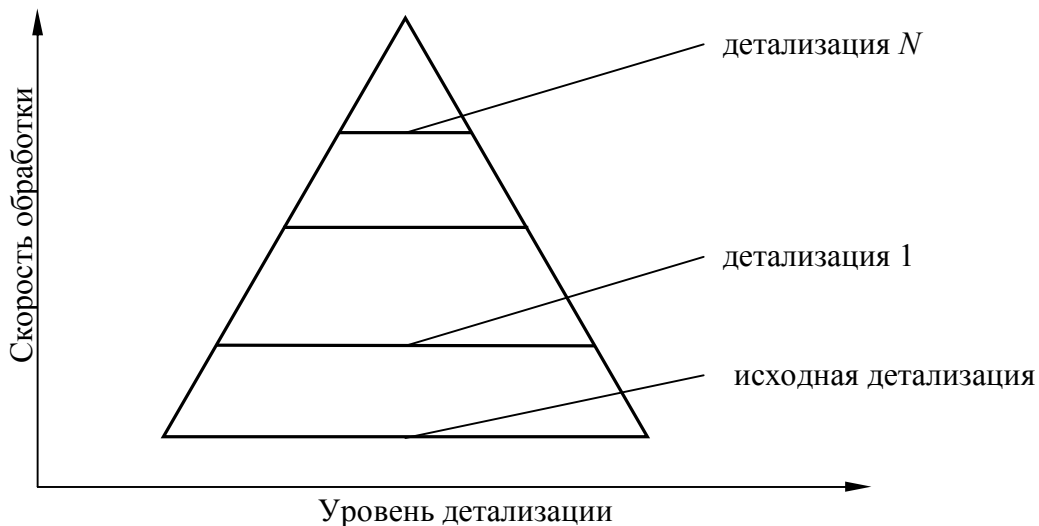


Рисунок 3 – Пирамидальная модель представления изображения

С учетом, того, что применяемый цифровой фильтр не рекурсивный, то разностное уравнение не будет содержать рекурсивной части:

$$y(k) = \sum_{m=0}^k b_m x(n-m). \quad (7)$$

Выражение (7) получается из выражения (6) при  $a_0=1$  и  $a_m=0, m>0$ .

Структура нерекурсивного цифрового фильтра с конечной импульсно-фазовой характеристикой приведена на рисунке 4.

Фильтр порядка  $N$  содержит  $N$  линий задержки и  $N+1$  коэффициент. Если коэффициент  $b_0=1$ , то получается фильтр порядка  $N$ , у которого умножение на  $b_0=1$  будет тривиальным. Импульсная характеристика, соответственно, всегда конечна и полностью совпадает с коэффициентами фильтра.

#### Выводы.

1. Для снижения временной сложности процесса высокоскоростной обработки видеоизображений предложен метод динамического изменения детализации изображений.

2. Было установлено, что для реализации метода динамического изменения детализации рационально использование пирамидальной модели представления изображения.

3. Для реализации метода динамического изменения детализации изображения предложено применение цифровых фильтров.

4. Обосновано, что для высокоскоростной обработки изображения целесообразно применение нерекурсивных цифровых фильтров с конечной импульсно-фазовой характеристикой. Данная концепция обеспечивает наиболее рациональное использование вычислительных ресурсов, обеспечивая высокую скорость обработки изображения с сохранением информативных элементов изображения.

5. В плане дальнейших исследований является необходимым изучение оптимальных соотношений уровня детализации, скорости обработки и порядка цифрового фильтра для различных изображений. Кроме того, требует дальнейшего изучения вопрос выбора рациональных значений частоты дискретизации с целью получения необходимой устойчивости фильтра.

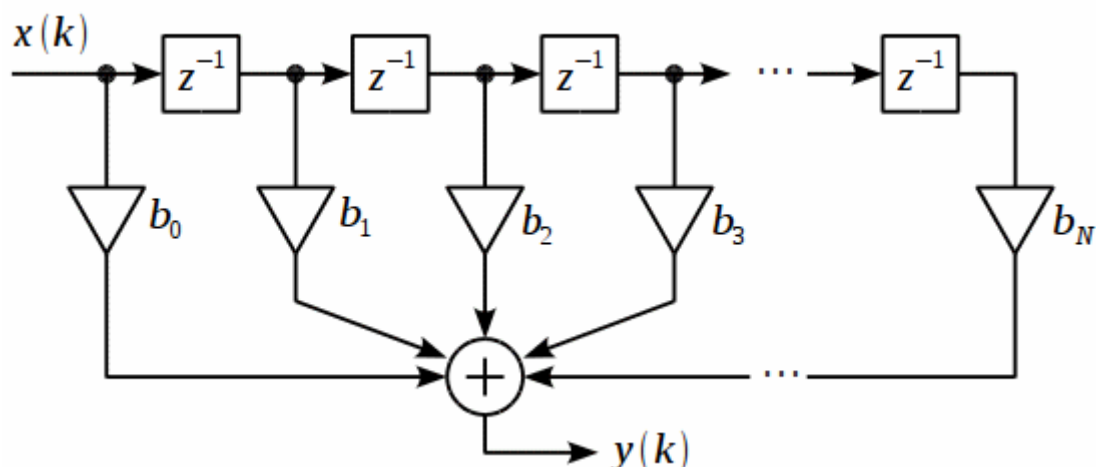


Рисунок 4 – Структура не рекурсивного цифрового фильтра с конечной импульсно-фазовой характеристикой



**Бібліографічний список**

1. Aho A. *The Design and Analysis of Computer Algorithms* / A. Aho, J. Hopcroft, J. Ullman. – Addison-Wesley, 2004. – P. 1037-1046.
2. Canny J. *The Complexity of Robot Motion Planning* / J. Canny. - MIT Press, 2008. – 814 p.
3. Ponce J. *Relative Stereo and Motion Recognition* / J. Ponce, J. Brady, D. Marimont. – Technical Report UIUC-BI-AI-RCV-03-07: Beckman Institute, University Illinois, 2003. – 452 p.
4. Zakhovzhay O. *Combined Systems of Patterns Recognition* / O. Zakhovzhay, Yu. Paerand. Vinnytsa: VSTU, 2012. – P. 241–242. (*Measurement and control in complex systems*).
5. Рябенський В.М. Комбіновані системи розпізнавання образів / В.М. Рябенський, О.І. Захожай. Херсон: ХНТУ, 2011. – С. 156–160. (*Журнал «Проблеми інформаційних технологій»; № 01(009)*).
5. Feldman J. *Perceptual grouping by selection of a logically minimal model* / J. Feldman. *Int. J. Computer Vision*, 2003. Vol. 55. No. 1. – P. 5–25.
6. Захожай О.І. Інформаційна технологія розпізнавання образів при аналізі температурного режиму коксових печей / О.І. Захожай. - Одеса: ОНПУ, 2009. – С.77.; (*Труди 10-ої міжнародної науково-практичної конференції «Сучасні інформаційні та електронні технології – 2009»*).
7. Захожай О.І. Основні аспекти структурної організації комбінованих систем розпізнавання образів / О.І. Захожай, Ю.Е. Паєранд. - Херсон: ХНТУ, 2012. – С.221–225.; (*Вестник Херсонського національного технічного університету; №1(44)*).

**Рекомендована к печати к.т.н., проф. Паєрандом Ю.Э.**

Гречко М.В.

(СННІГОТ УПА, Стаханов, Україна, ngretchko@ukr.net)

## ВПЛИВ ГЕОМЕТРІЇ НА ІНДУКТИВНІ ПАРАМЕТРИ ВЕНТИЛЬНОГО ГЕНЕРАТОРА ІНДУКТОРНОГО ТИПУ З СУМІЩЕНИМИ ОБМОТКАМИ

*Розглянуто вплив геометрії на індуктивні параметри вентильного генератора індукторного типу з суміщеними обмотками.*

**Ключові слова:** геометрія, індуктивні параметри, польові методи, суміщена обмотка, вентильний генератор індукторного типу.

*Рассмотрено влияние геометрии на индуктивные параметры вентильного генератора индукторного типа с совмещенными обмотками.*

**Ключевые слова:** геометрия, индуктивные параметры, полевые методы, совмещенная обмотка, вентильный генератор индукторного типа.

**Актуальність проблеми.** Класична теорія електричних машин розвивалась на базі теорії електричних кіл (електричних схем заміщення зі зосередженими параметрами). Перетворення електро механічної енергії в електричних машинах відбувається завдяки електромагнітному полю. Тому дослідження електромагнітного поля польовими методами дозволяє визначити характеристики електричної машини. Особливу актуальність такий підхід має при розробці нових нетрадиційних конструкцій [1, 2].

Найбільшого ефекту покращення питомих показників індукторних генераторів на сучасному етапі розвитку машинобудування можна досягти шляхом суміщення магнітопроводів та обмоток [3].

Одним з варіантів вирішення цієї проблеми є комбіноване (суміщене) використання якірної обмотки генератора (рисунк 1, 2), що дозволяє підвищити питомі показники до рівня синхронних контактних генераторів. Комуруючі діоди VDa–VDc, які включені послідовно з фазами якірної обмотки, дозволяють використати напівхвилю якірного струму для створення додаткової МРС, що збігається по фазі з МРС відповідної обмотки контуру збудження. Це збільшує результуючий магнітний потік, і, відповідно, ЕРС. Під час другої напівхвилі якірного струму ці діоди

відключають котушку робочої обмотки від навантаження [4].

**Мета роботи** – дослідження впливу геометрії активної зони вентильного генератора індукторного типу на індуктивні параметри.

### **Викладення основного матеріалу.**

Вентильний генератор індукторного типу з суміщеними обмотками являє собою трифазну машину змінного струму, що працює на випрямне навантаження. Схема вмикання генератора приведена на рисунку 2.

Кожна фаза генератора складається із двох однакових котушок, розташованих на двох діаметрально протилежних зубцях статора. Обмотка статора з'єднана в трикутник для забезпечення замкнутого контуру по напрямку односпрямованого струму, що має місце в контурі трикутника через включення в кожен фазу якірної обмотки діода. Односпрямований струм створює магнітний потік, що збігається за напрямком з потоком обмотки збудження на кожному зубці. Таким чином, струм кожної фази обмотки статора, що пульсує, створює додатковий магнітний потік, викликаючи підмагнічуючий ефект, що, як показує експериментальне дослідження [5], дозволяє збільшити вихідну напругу генератора, а значить, і його потужність.

Для дослідження впливу геометрії вентильного генератора індукторного типу з

суміщеними обмотками застосовано середовище FEMM [6, 7] для розрахунку низькочастотних електромагнітних, струмових та теплових задач в двовірній та вісісиметричній системах координат. Також до переваг щодо застосування пакету FEMM треба віднести Freeware ліцензію.

Завдяки вбудованій в FEMM мові програмування LUA можна автоматизувати процес польових розрахунків: автоматично

будувати розрахункову модель, варіювати вихідні дані при циклічних розрахунках, враховувати обертання ротору, розраховувати магнітне поле і виводити результати [8].

Для побудови геометрії необхідно визначитись зі вхідними параметрами. Так для вентильного генератора індукторного типу з суміщеними обмотками можливі параметри наведено в таблиці 1 (рисунок 3).

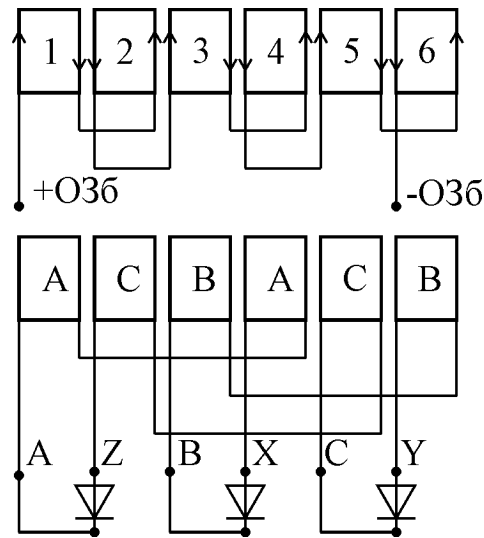


Рисунок 1 – Схема вентильного генератора індукторного типу

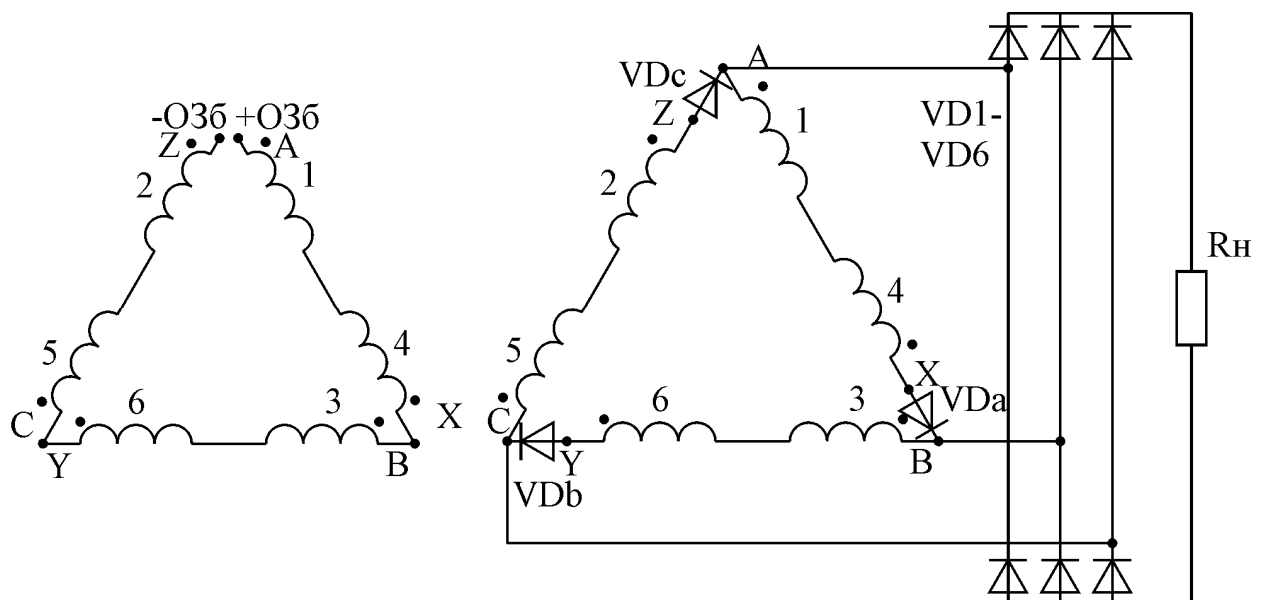


Рисунок 2 – Схема вмикання генератора

Таблиця 1 – Перелік параметрів для побудови геометрії вентиляного генератора індукторного типу з суміщеними обмотками

Параметр	Опис
ds	зовнішній діаметр статора генератора
dsz	діаметр статора по зубцям
drz	зовнішній діаметр ротора
dr	внутрішній діаметр ротора
zs	число зубців статора
zr	число зубців ротора
bzs	ширина зубця статора
bzr	ширина зубця ротора
dso1	діаметр зовнішній по обмоткам
dso2	діаметр внутрішній по обмоткам

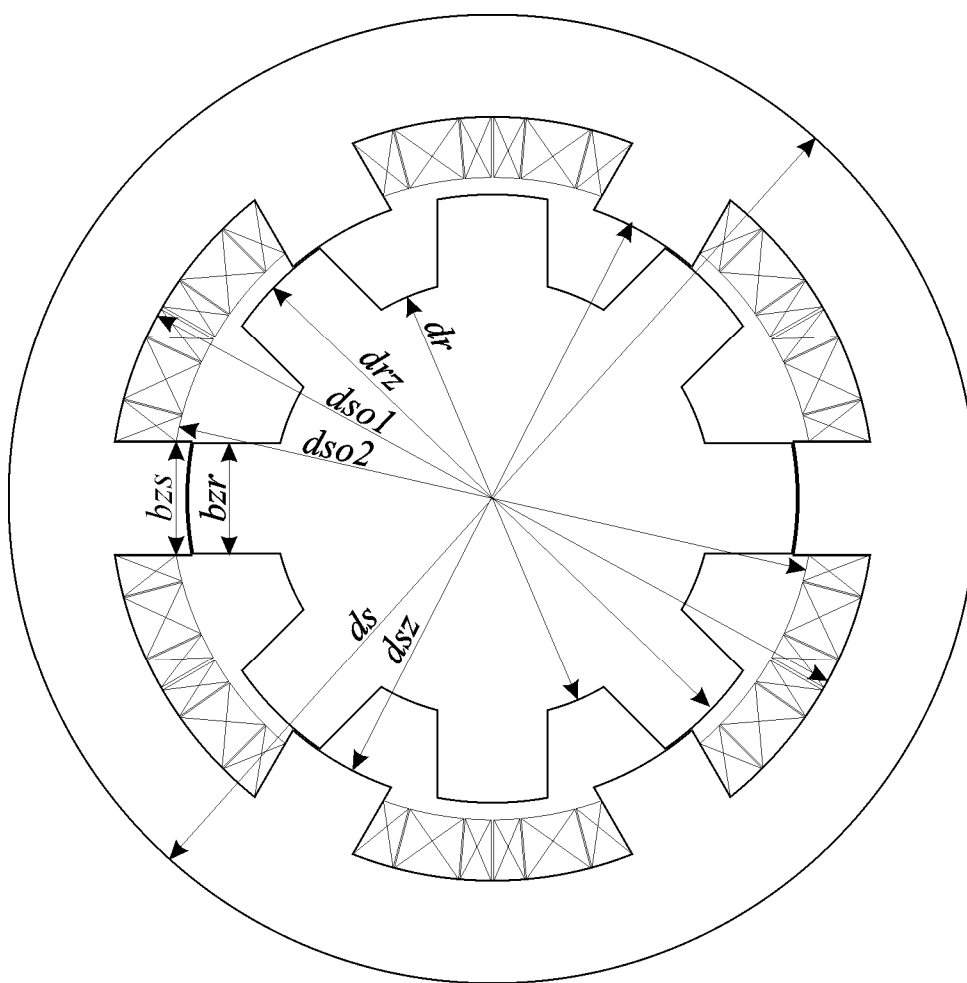


Рисунок 3 – Геометрія вентиляного генератора індукторного типу з суміщеними обмотками з параметрами для його побудови

Дослідження геометрії на індуктивні параметри проводилися при таких значеннях параметрів (таблиця 1):  $ds=124$ ,  $dsz=81$ ,  $dso1=101$ ,  $dso2=85$ ,  $zs=6$ ,  $zr=8$ ,  $drz=80.4$ ,  $dr=64$ . А ширина зубців статора

( $bzs$ ) та ротора ( $bzr$ ) змінювалася в діапазоні 13..15 мм.

Комбінації  $bzs$  та  $bzr$  для яких було виконано розрахунки наведено в таблиці 2.

Для варіантів А, В та Г відповідно побудовано геометрію на рисунку 4.

Методика визначення параметрів вентильного генератора наведено в [9]. Для явнополюсних машин індуктивність залежить від взаємного положення полюсів статора і ротора. Тому розрахунки було

проведено при різних положеннях ротора з його послідовними поворотами. Максимальній індуктивності для обмотки збудження відповідає  $\gamma=0$ , а мінімальній –  $\gamma=7,5^\circ$ , для якірної – 0 та  $22,5^\circ$  відповідно

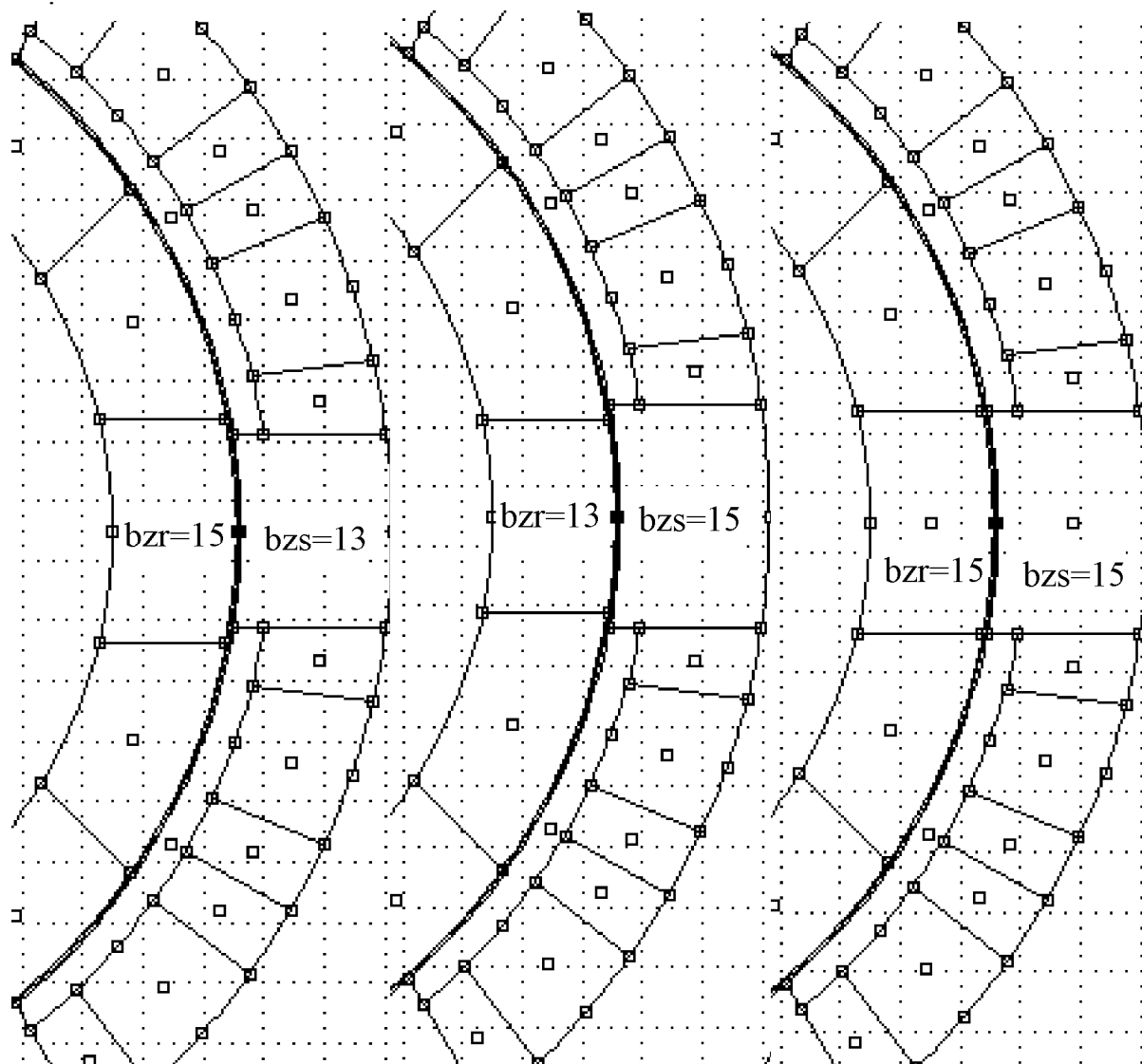


Рисунок 4 – Геометрія зубців статора та ротора для варіантів А, В та Г

Таблиця 2 – Результати розрахунку індуктивності якірної обмотки для різних варіантів

Варіант	b <sub>zs</sub> , мм	b <sub>zr</sub> , мм	La max, мГн	La min, мГн	Постійна скла- да індуктивності	Амплітудне значення індуктивності
А	13	15	7,875	1,194	4,535	3,341
Б	14	15	8,340	1,328	4,834	3,506
В	15	15	8,728	1,515	5,122	3,607
Г	15	14	8,455	1,336	4,896	3,560
Д	15	13	8,069	1,215	4,642	3,427

Результати розрахунку індуктивності фази А для варіанту А-Д в функції кутового положення ротора ( $\gamma$ ) та струму якоря наведено на рис. 5, 6, 7, 8 та 9 (при

струмах якоря більших ніж 6,5 А відбувається насичення магнітопроводу практично для усіх варіантів).

Таблиця 3 – Результати розрахунку індуктивності обмотки збудження для різних варіантів

Варіант	bzs, мм	bzg, мм	Lзб max, мГн	Lзб min, мГн	Постійна складова індуктивності	Амплітудне значення індуктивності
А	13	15	15,254	13,867	14,561	0,693
Б	14	15	16,413	14,600	15,507	0,907
В	15	15	17,460	15,354	16,407	1,053
Г	15	14	16,523	14,631	15,577	0,946
Д	15	13	15,462	13,942	14,702	0,760

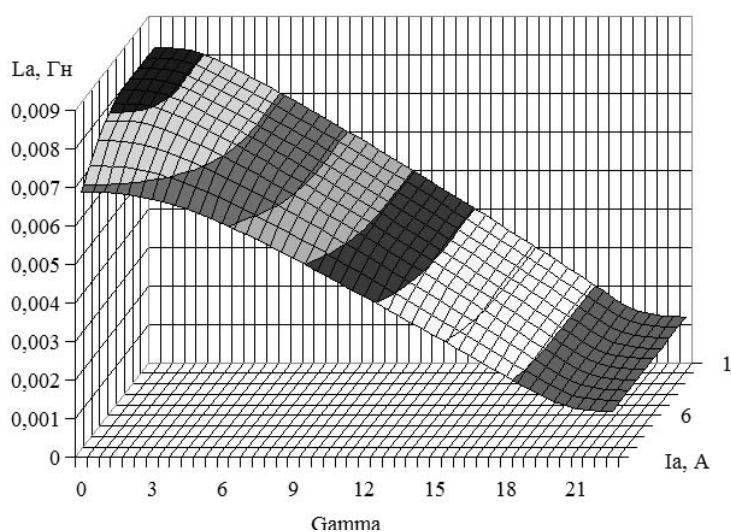


Рисунок 5 – Індуктивність фази А для варіанту А при куті повороту ротора 0...22,5° та струмі якоря 0...10 А

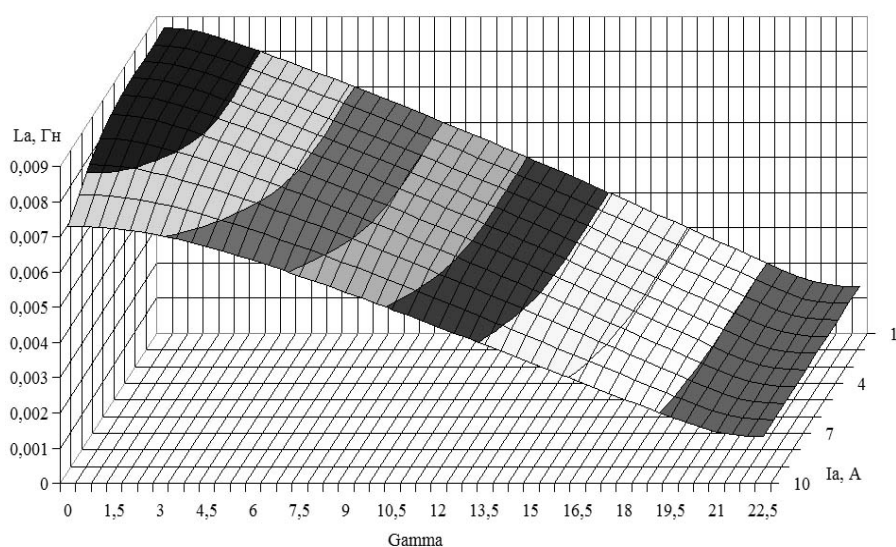


Рисунок 6 – Індуктивність фази А для варіанту Б при куті повороту ротора 0...22,5° та струмі якоря 0...10 А

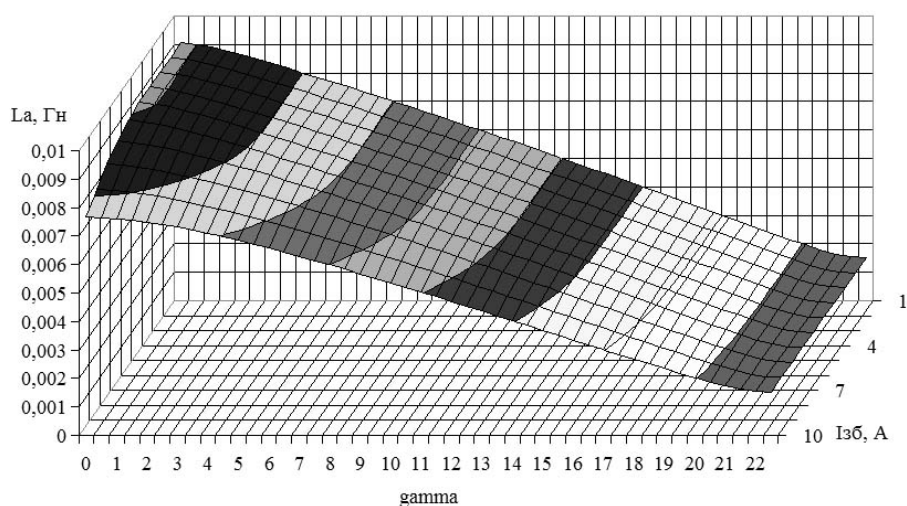


Рисунок 7 – Индуктивность фазы А для варианта В при кути повороту ротора  $0 \dots 22,5^\circ$  та струмі якоря  $0 \dots 10$  А

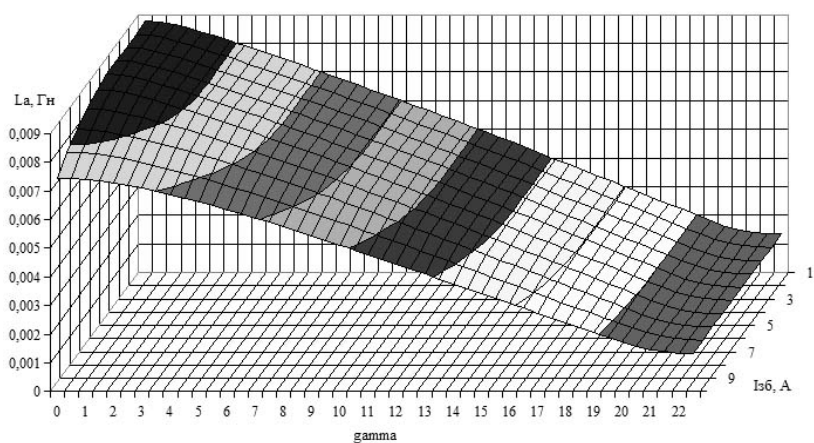


Рисунок 8 – Индуктивность фазы А для варианта Г при кути повороту ротора  $0 \dots 22,5^\circ$  та струмі якоря  $0 \dots 10$  А

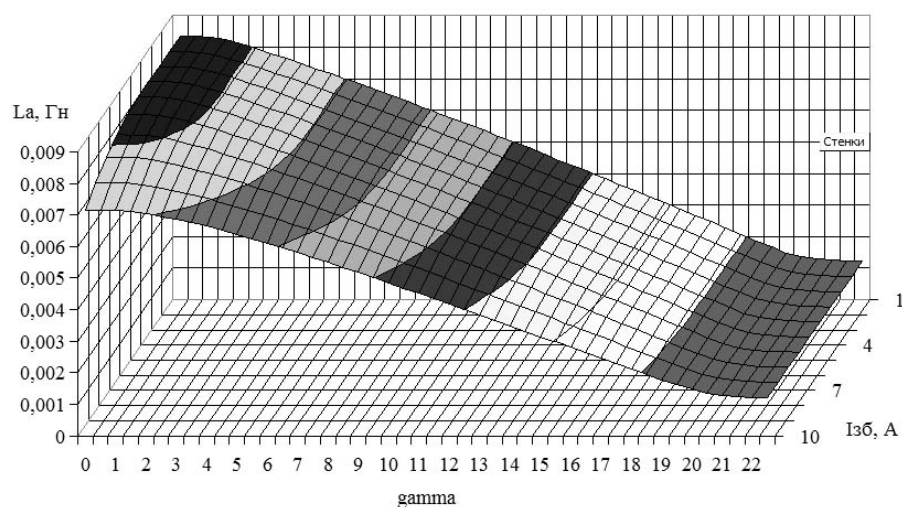


Рисунок 9 – Индуктивность фазы А для варианта Д при кути повороту ротора  $0 \dots 22,5^\circ$  та струмі якоря  $0 \dots 10$  А

На рисунку 10 наведено індуктивність струмах збудження більших за 7 А обмотки збудження для варіанту А (при відбувається насичення магнітопроводу).

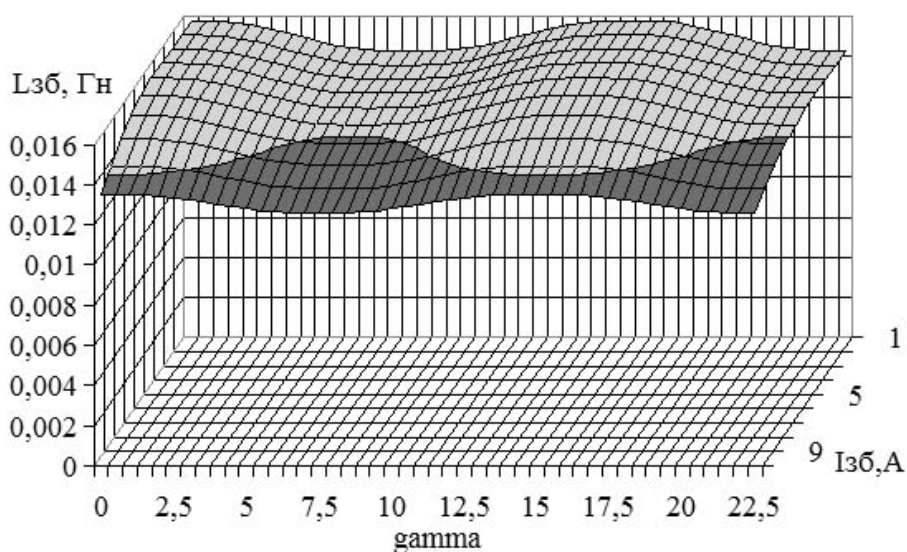


Рисунок 10 – Індуктивність обмотки збудження для варіанту А при куті повороту ротора  $0 \dots 22,5^\circ$  та струмі збудження  $0 \dots 10$  А

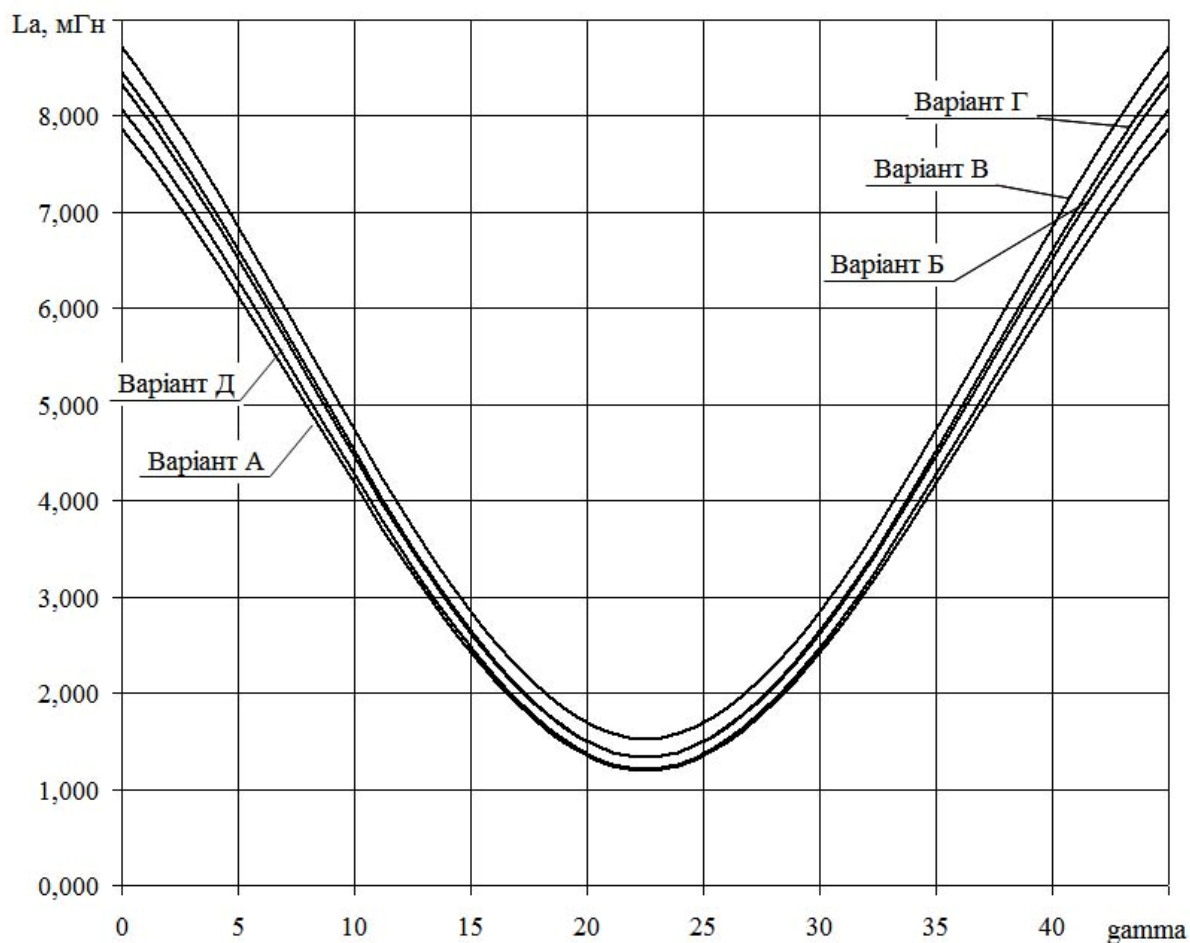


Рисунок 11 – Узагальнені фазні індуктивності



Результати розрахунку узагальнених фазних індуктивностей для різних варіантів наведено на рисунку 11. При виборі геометрії слід враховувати, що ЕРС пропорційна не повному магнітному потоку, а різниці між максимальним та мінімальним значенням.

На рисунку 12 наведено узагальнені індуктивності обмотки збудження для усіх розрахованих варіантів.

**Висновки та рекомендації.** 1. При визначенні індуктивних параметрів електричних машин нетрадиційної конструкції перевагу слід віддавати польовим методам. 2. Застосування пакету програм для розра-

хунку магнітних задач методом кінцевих елементів FEMM з вбудованою мовою LUA дозволяє істотно скоротити час розрахунків, а також автоматизувати процес. 3. З урахуванням особливостей роботи індукторних генераторів більш раціональним вважається варіант В (оскільки амплітудні значення індуктивностей фазні та обмотки збудження максимальні). 4. Запропонований підхід до визначення індуктивних параметрів вентильного генератора індукторного типу з суміщеними обмотками з пакетом OptiY дозволить проводити оптимізацію конструкції різними методами.

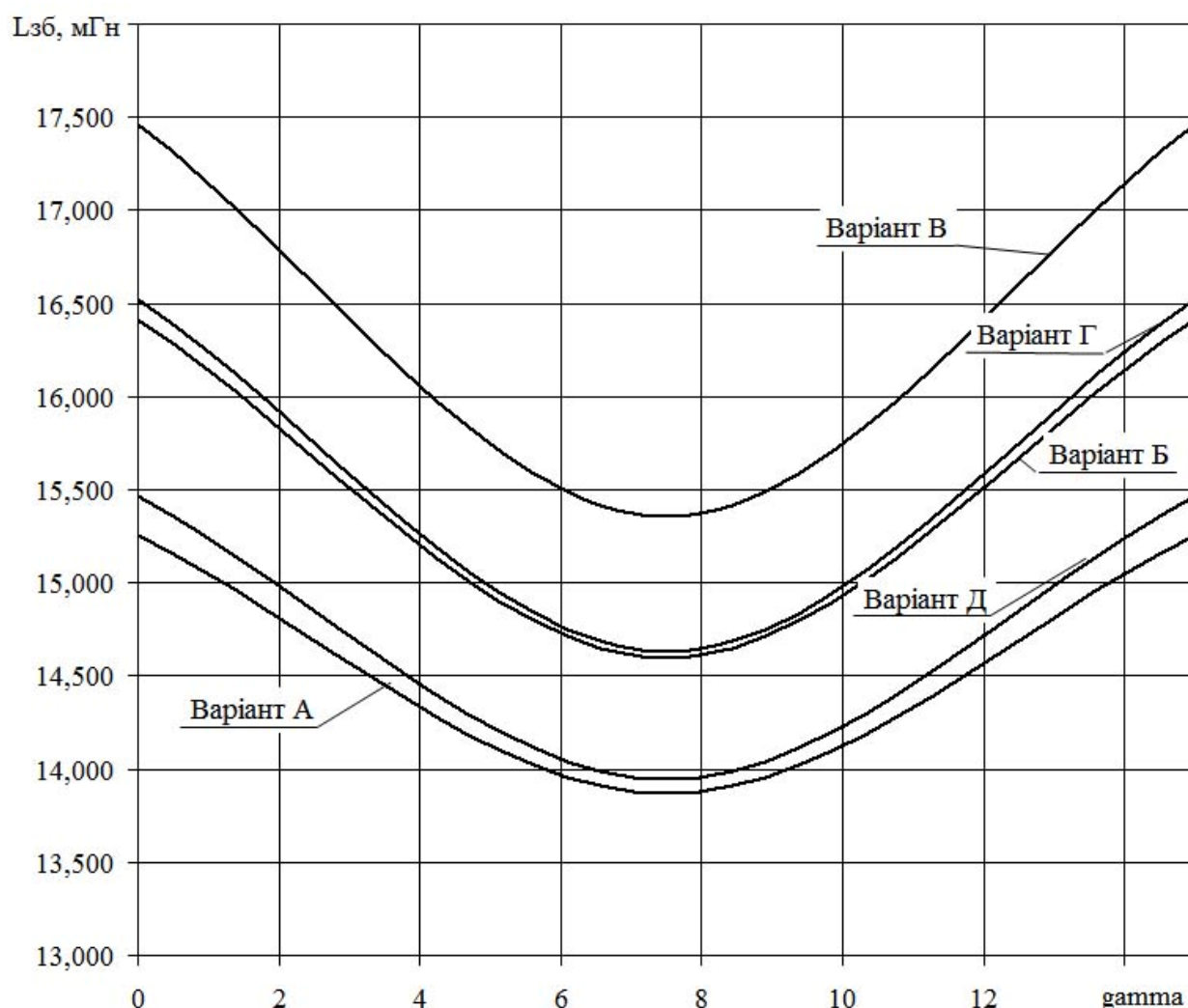


Рисунок 12 – Узагальнені індуктивності обмотки збудження

# Бібліографічний список

1. Васьковський Ю.М. Польовий аналіз електричних машин / Ю.М. Васьковський. – К.: НТУУ «КПІ», 2007. – 192 с.
2. Милых В.И. Определение электромагнитных параметров электрических машин на основе численных расчетов магнитных полей / В.И. Милых, Н.В. Полякова // *Електротехніка і електромеханіка*. – 2006. – № 2. – С. 40-46.
3. Луцик В.Д. Суміщені електричні машини та апарати / В.Д. Луцик. – К.: Техніка, 1993. – 203 с.
4. Гречко М.В. Комутаційні процеси в вентильному генераторі індукторного типу з суміщеними обмотками / М.В. Гречко // *Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета*. Вып.34 – Алчевск: ДонГТУ, 2011. – С. 314-322.
5. Луцик В.Д. Дослідження індукторного генератора з несиметричною суміщеною обмоткою / В.Д. Луцик, М.В. Гречко // *Вісник НТУ «ХПІ»*. – 2002. - № 4. – С. 49-52.
6. Meeker D. Finite Element Method Magnetics Version 4.0 [Електронний ресурс]: User's Manual / D. Meeker, January 26, 2004. – Режим доступу: <http://femm.berlios.de>.
7. Байда Е.И. Расчет электромагнитных и тепловых полей с помощью программы FEMM / Е.И. Байда – Х.: НТУ «ХПІ». – 2011. – 112 с.
8. Гречко М.В. Автоматизація розрахунків електромагнітних параметрів вентильного генератора індукторного типу з суміщеними обмотками за допомогою LUA скриптів /М.В. Гречко, Є.О. Мішин // *Освіта. Наука. Виробництво: пед. альманах*. – Луганськ: ДЗ «ЛНУ імені Тараса Шевченка», 2012. - №4. – С. 120-125.
9. Гречко М.В. Методика визначення індуктивних параметрів вентильних генераторів індукторного типу / М.В. Гречко // *Наукові праці Донецького національного технічного університету*. Серія: «Електротехніка і енергетика». – Донецьк: ДНТУ. - 2009. - № 9. – С. 66-71.

**Рекомендовано до друку д.т.н., проф. Луциком В.Д.**

---

---

## CHAPTER “DEVELOPMENT OF MINERAL DEPOSITS”

### **Frumkin R. A. Theoretical principles of forecasting methodology for multiple parametre mining processes and the phenomena.**

Theoretical principles of forecasting methodology for multiple parameter, mining processes and the phenomena.

**Key words:** multiple parameter, mining processes and phenomena, theory, methodology, forecasting.

### **Litvinsky G.G., Fesenko E.V. Bearing capacity of the steel arch support at its post-limit deformation.**

The operation of the steel arch support at its post-limit deformation is researched. The analysis of serial formation of plastic hinges is executed when rock pressure is increasing. The distribution of internal efforts and unsafe cross-sections of the support is studied depending on the stiffness of backfill. Recommendations are given to improve the reliability and efficiency of the frame support.

**Key words:** frame support, bearing capacity, post-limit deformation, plastic hinge, stiffness of backfill.

### **Finkelstein Z.L., Paluh A.P. Highly momentnye planetary hydromotors with floating sattelites – way to create a small-sized mining equipment.**

In the article the construction of very perspective rotor hydromashine of new generation is considered with the improved descriptions on the base of transmissions of planetary type with unround wheels and the analysis of her application is conducted.

**Key words:** rotor hydromotor, sun-and-planet gear with unround wheels, mobile machines.

### **Litvinsky G.G., Kovaljov G.P. Development axial harmonic hydraulic machines of new generation.**

The problems of axial-piston hydraulic machines are showed. The new type construction of axial hydraulic machines is proposed with ring propellants and harmonic wave surface at its ends (GMAG). The calculating method of the main parameters and specifications GMAG are given. The technical specifications GMAG different sizes were calculated, the comparative analysis of serial and new hydraulic machines were fulfilled.

**Key words:** axial-piston hydraulic machines, design, calculation parameters, technical data, specifications, comparative analysis.

### **Okalelov V.N., Velichko V.N. Present day state of coal production industry of Ukraine and development progression of small mines.**

Analysis of development problems for coal production industry has been performed, expedience and economical efficiency of coal production is small mines are substantiated.

**Key words:** coal production industry, small mines.

### **Litvinsky G.G., Bikyasheva J. Study of the shape samples for the split tests of rocks.**

To improve the accuracy and reliability of the rock strength test in uniaxial tensile, failure of rocks split test was studied by the method of finite elements. Stress distribution in the rectangular samples was investigated in the formulation of the problem Hertz. The range of application of the method of split was first installed.

**Key words:** Hertz problem, tensile strength, failure, split test of rocks, rectangular sample, distribution of stresses, range of application.

**Chepurnaya L.A., Filatyev M.V., Antoshchenko N.I. About parameters of mathematical modeling of displacement of earth surface by extraction of coal layers.**

On the basis of the analysis of experimental data and calculated values of subsidence of a terrestrial surface for the characteristic sizes of extraction sites it's been established the change of final subsidence of a terrestrial surface by development of clearing works as within one extraction site, so as all mine field. On results of the carried-out analyses it's been established the filed of application of the known mathematical model describing displacement of underlying workings and a terrestrial surface in time.

**Key words:** the developed area, subsidence, a displacement trough, mathematical model.

**Larchenko V.G., Denisenko E.A. Analysis allowable error orientation mines through two vertical trunks.**

The analysis of the permissible error of orientation mines through two vertical trunks, installed inaccuracies in method of calculation and instructions, are recommendations to address them.

**Key words:** evaluation of accuracy, orientation, vertical trunks, discrepancy, convergence of lines of plumbs.

**Kharin E.N., Antoshchenko N.I., Gasyuk R.L. Forecast of dynamics of gas emission from underworked coal seam and breed after termination of extraction work.**

By summarizing the results of theoretical and experimental studies of the processes of extraction work, underworked rock displacement and desorption of gas from coal developed of general research-based provisions methods forecast of dynamics of gas evolution from underworked massif operating excavation area and after it stops.

**Key words:** forecast, gas evolution, desorption, sediment of the main roof, excavation area.

## CHAPTER "METALLURGY"

**Petrushov S.N., Rusanov I.F., Dorogoy E.V. Sinter unit capacity subject to return mode and some other sinter charge characteristic.**

The obtained formulas allow to estimate the impact of the return quantity, sinter charge moisture and content of volatiles on the sinter unit capacity.

**Key words:** return, sinter-feed mixture, mathematical model.

**Smirnov A.N., Androschuk R.S., Epishev M.V., Golovchansky A.V. The mold flux thermal properties definition method for continuous casting of steel.**

The mold flux thermal properties definition method, consisting in dip of a water cooled copper fitting pipe in melt of slag and fixation of a difference of temperatures of entering and leaving water, is considered.

**Key words:** heat conductivity, mold flux, solidification, steel continuous casting.

**Kuberskiy S.V. Varieties of the blocks design construction for the arc deep treatment of melts and area of their application.**

Various designs of arc blocks used in recovery technologies of deoxidizing, alloying and refining additives in metal melt depth are considered. Areas of their possible application and the main results obtained in a laboratory and pilot testing of a new method of ladle treatment are given.

**Key words:** arc deep recovery, block design, metallurgical waste, deoxidizing, alloying, refining, mixing, heating, low capacity ladle.

---

---

**Musheghyan V.O. Ingots and rolled molybdenum alloys properties investigation, obtained by electron-beam melting.**

Ingots of low and medium-molybdenum alloys are investigated, obtained by electron-beam melting with intermediate capacity, including with the use of peripheral heating in the mold. The properties of the rolled metal after various thermomechanical processing are also investigated. The influence of the melting and rolling modes on the structure, cold-shortness temperature and mechanical properties of the metal is determined.

**Key words:** molybdenum, ingot, electron-beam remelting, solidification, structure, refinement, impact resilience.

**Ukhin V. Investigation of the subsurface cracks formation features in continuous casted billet.**

The results of the subsurface cracks formation investigation in rhomboid continuous casted billet are shown. It was established that subsurface cracks appearance in the continuously casted billet due to the deformation of the ingot's section are caused by the alternate decrease and increase of the billet rhomboidity.

**Key words:** billets, rhomboidity, subsurface cracks, metal breakouts.

**Dimentev A.O., Dorofeev V.N., Novohatskiy A.M. Determination of location and size of deadman in the blast furnace hearth.**

The dependences for defining the parameters of low-level zone coke in the blast furnace hearth, as well as assess the clutter hearth, based on the liquid level control system on a circle of the blast furnace hearth. The pig iron outlet method developed can be used in the future to requer the regime of the steel unit.

**Key words:** blast furnace, hearth, coke, inactive zone, deadman.

**Cheban V.G., Tumin A.N. The analysis of existing ultrafiltrational methods of water purification.**

The results of researches of the leading companies and institutes in the field of water purification.

**Key words:** ultrafiltration, reduction of productivity ultrafiltrational installations, concentration polarization, regeneration.

**Kravchenko V.M., Romanchuk A.N., Romanchuk Y.A. Profound impact on the composition of the metal decarburization converter bath and process economics.**

The experimental results are obtained depending on describing the final stage of blowing converter melting in the production of low-carbon steels.

**Key words:** converter, carbon, metal, slag, overboost, oxidation, and cost.

**Kuchma S., Starodubov S. Analysis of the effect of cold deformation on the structure and properties of elinvar 45HXTBIO.**

The results of the research of the character of the structural changes of the state and special thermoelastic properties elinvar 45HXTBIO, which was hardened from 1 100° C, for different degrees of cold deformation. The positive effect of cold deformation on the thermoelastic properties of elinvar were identified.

**Key words:** elinvar, cold deformation, good quality, the temperature coefficient of frequency,  $\gamma$ -phase, texture, continuous disintegration, intermittent disintegration.

**Borovik P.V., Seleznyov M.E. The theoretical research of disc shears with larger diameter of upper knife.**

The results of mathematical simulation of sheet metal separating by disc shears are presented. New construction of shears with larger diameter of upper knife is regarded. This construction has more uniform loading of shafts knife and higher the nipping of sheet by knives in the separating process. Based on these results to proposed the value for enlarging diameter of upper knife.

**Key words:** disc knife, shears, shearing of sheet metal.

**Petrushov S.N., Ershov V. M., Gritsunova K.A., Smelskiy A.A. Thin structure of hard wrought low carbon steel.**

Results over of sciagraphy research of coarse-fine of hard-wrought low-carbon steel are brought. It is shown that with increase of degree of cold flowage became, there is growing of blocks of mosaic shallow, microstresss and closeness of distributions increase.

**Key words:** structure became, closeness of distributions, blocks of mosaic, microdistortions of grate, sciagraphy.

**Rutkowski YU.A., Chekalov A.N., Mosyagin N.A., Revyakin A.S. Increase of productivity of processing of teeth of the wheels.**

The analysis of ways of increase of productivity of finishing processing of high-precision cogwheels and the reasons complicating this process is carried out; possibility of application of high-speed milling instead of grinding of teeth is considered and the assessment of its expediency is given.

**Key words:** productivity of processing of teeth, grinding of teeth; high-speed milling.

**Blinov A.M., Popov G.N. Improved boot device sinter machine reduces harmful side infiltration.**

The ways of solving the problem underload bead region pallets. Produced improving feeder sintering machine, which is equipped with a chute to the working surface in the shape of a parabola. The studies of the nature of the movement of the charge on the surface of the parabolic chute. Determined that upgrading the node boot device sintering machine can increase the height of the layer of charge at the sides of pallets.

**Key words:** sintering machine, feeders, pallet, paper tray, side infiltration.

## CHAPTER "CIVIL ENGINEERING"

**Drozd G.Ya. Method of prognostication of degree of aggressiveness of operating environment of sewage collectors.**

The method of determination of quality of operating environment of sewage collectors is resulted, allowing to estimate the degree of aggressiveness of sulphuretted hydrogen environment to the concrete and make a decision on his defence, and also to characterize gassed of pipelines and forecast their longevity yet on the stage of planning.

**Key words:** degree of aggressiveness of environment, sulphuretted hydrogen, sewage collector, concrete, corrosion, prognostication.

---

**Dolzhikov P.N., Semiryagin S.V., Furdey P.G. The investigation of influence the dispersity granulated blast-furnace slag on the strength of cement.**

In the article it had been identified the regularities of the kinetics of cement hardening, depending on the specific surface of blast furnace slag at Alchevsk metallurgical combine. It had been specified the activity indicators of milled slag and most efficient grinding fineness.

**Key words:** blast-furnace slag, grist, specific surface, active slag, strength of cement.

**Drozd G.Y., Khvortova M.Y. Estimation of reliability of sewage pipelines.**

The results of theoretical researches of reliability of sewage pipelines are resulted, classification of sewage collectors is executed on the degree of their potential accident rate, probability of faultless work of reinforced concrete pipelines is certain taking into account a physical wear, technological influences and defects of making.

**Key words:** sewage pipelines, reliability, probability, corrosion, failure.

**Sokolenko V.M. Evaluation energy-saving measures at the expense of city residents as a factor of evolution heating systems.**

The article reviews the advantages and disadvantages of centralized and individual Scorch-ed-tion. The analysis of energy-saving measures implemented by residents.

**Key words:** central heating, individual independent heating, insulation of buildings.

**Simonova I.N., Dolgolaptev V.M., Simonov S.I. Energy efficiency problems in the housing and public utility sector.**

The paper presents the problems of energy efficiency in housing construction and defines the heat loss of outer fences in apartment buildings of series 1-480A.

**Key words:** reduced resistance of heat transfer, conductive inclusions, heat flow, temperature fields.

**Bondarchuck V. V., Panteleyev A. Ye. Research of the concrete stress state of the composite reinforced concrete two-span slabs with a permanent form of profiled desk directed by narrow shelves downward.**

The method of research of the concrete stress state of the composite reinforced concrete two-span slab support portion. The finite-element model of a two-span combined slab with a profiled decking, directed by narrow shelves downward and the analysis of the concrete stress state is being computed by using computer complex "Lyre". The results of the calculations are being shown here.

**Key words:** methodology, research, concrete, composite reinforced concrete two-span slab, combined two-span slab, profiled decking, narrow shelves.

**Bizirka I.I. Organic-mineral powder as substitute of traditional powder for asphalt concrete.**

The comparative analysis of physical and chemical descriptions of mineral powder and organic-mineral powder is conducted from precipitations of sewages, and research was similarly analyzed asphaltic astringent and asphalt concrete with these additions.

**Key words:** mineral powder, deposit of sewages, utilization, source of raw materials, asphalt concrete.

## CHAPTER "ELECTRICAL ENGINEERING.RADIOTECHNOLOGY"

**Zablodskiy N.N., Gritsyuk V.Yu., Kuldyrkaev I.N., Grin G.M. Definition components of the net power and efficiency of submersible electromechanical transducer.**

Developed a method of measuring the components of net power and efficiency of the electromechanical transducers technological destination, which can be used for testing submersible electromechanical transducers.

**Key words:** submersible electromechanical transducer, components of net power, ferromagnetic massive rotor, the moment resistance of the liquid.

**Lushchyk V. D., Polezin S.Yu. Hexaphase windings of three-phase asynchronous engines.**

Advantages of hexaphase windings over usual three-phase windings of asynchronous engines are described. It is shown that at the correct connection of a hexaphase winding the 5th and 7th harmonics in the MMF curve created by this winding, completely are absent. Recommendations about reconnection of a triangle's winding at the wrong its arrangement concerning a winding connected in a star are given.

**Key words:** asynchronous engine, hexaphase winding, higher harmonics, MMF, winding factor.

**Zablodskiy N.N., Gritsyuk V.Yu., Sheka S.V. Estimate electromagnetic force in the working area of the electromechanical disintegrator.**

The results of the investigation distribution of the forces acting on the ferromagnetic bodies and the working chamber of the electromechanical disintegrator.

**Key words:** electromechanical disintegrator, working ferromagnetic bodies, electromagnetic force, deformation.

**Pavlenko T.P. The electrical pseudoliquid metal contacts for the low voltage circuit breakers.**

In this work the contacts from the pseudoliquid metal that are offered for use in blocks with limited the current are considered. These contacts do not contain toxic and expensive elements and can be use instead of a silver-containing electrical contacts, which are use for the current limit.

**Key words:** electrical contact, the pseudoliquid metal contact, do not toxic element, automatic breaker.

**Zablodskiy N.N., Filatov M.A., Gritsyuk V.Yu. Modeling of electromagnetic field electromechanical disintegrator.**

Developed a finite element model of the electromechanical disintegrator. Obtained with the help of mathematical and physical models of the distribution of magnetic field in the electromechanical disintegrator shows that the magnetic induction in the air gap reaches recommended for vehicles with fluidized bed.

**Key words:** electromechanical disintegrator, inductor, finite element model, electromagnetic field.

**Korsunov K.A. Plasma mobile systems for hazardous waste disposal.**

The directions of the plasma mobile systems designed to dispose of hazardous man-made and biological waste. The use of mobile units can be disposed of hazardous radioactive, chemical and biological waste directly to the site of their discovery or storage without the cost of transportation. An important area of application of mobile plasma systems can be use for the disposal of medical and biological waste in emergencies.

**Key words:** medical and biological waste, emergency, plasma processing, plasma mobile systems.



---

**Zablodskiy N.N., Yamkovaya M.A., Shadrin S.V. The mathematical model of the power circuit of the electrical engineering complex for the dimensional electrochemical machining.**

A mathematical model of the power circuit of electro-technical complex for electrochemical treatment in view of its electrical, hydraulic and geometric parameters.

**Key words:** electrochemical processing, electro-technical complex, spark plug gap, nonlinear resistance, acid.

**Shavolkin A. A. The active rectifier of a current for high-voltage converters of frequency with the independent inverter of a current.**

Opportunities of improvement of parameters of the active rectifier of a current for the high-voltage converter of frequency on the basis of the independent inverter of a current are considered. It is shown, that at use of pulse-width modulation application of a method of a space vector of a current is effective. It allows reducing quantity of switching of switches at the fixed frequency of modulation. At low frequencies of modulation it is offered to use the compound scheme with series connection on an output of several rectifiers.

**Key words:** the converter of frequency, the active rectifier of a current, the independent inverter of a current, a space vector, harmonious structure, total harmonic distortion.

**Zakhochay O.I., Soloshenko A.N. High-speed image processing with the using of digital filters on the FPGA.**

The article considered the questions of design of the high-speed image processing system with digital filters using and conception of SoC. Application of digital filters allows to realize the high-speed rough-down of image, regulation of display, that positively influences on the signs representable for image.

**Key words:** high-speed image processing, non-recursive digital filters, system-on-chip, programmable logical integrated circuits.

**Kukharev A. L. Modeling of multi-winding phase shifting transformers applications to cascaded high-voltage frequency converter.**

Computer model of multi-winding phase shifting transformers for 36-pulse DC supply scheme is developed. Researches of the given model are spent together with model of the high-voltage cascade frequency converter in Matlab / Simulink. Simulation results and the harmonious analysis of a network current are resulted.

**Key words:** multi-winding transformers, phase shifting, harmonics reduction, simulation.

**Zakhochay O.I., Dubovik V.S. Digital filters structures applications for high-speed image processing.**

The article considered the questions of time complication decreasing for high-speed image processing due to dynamic changing detail method is using.

Image bit plane transformation comes true on the basis of pyramidal image model and application of non-recursive digital filters with eventual impulse description.

**Key words:** high-speed image processing, dynamic detail changing, non-recursive digital filters, pyramidal image model.

**Grechko M.V. Effect of geometry on inductive parameters brushless generator inductor type combined windings.**

The influence of geometry on inductive specification valve generator with combined type inductor windings.

**Key words:** geometry, inductive parameters, field methods, combined coil, valve generator inductor type.

---

## ТРЕБОВАНИЯ

к рукописям научных статей в сборник научных трудов  
Донбасского государственного технического университета

Статьи должны предоставляться в соответствии с требованиями ВАК Украины (Перелік № 1 за 2003г) и ДСТУ 7152:2010. Сборник научных трудов издается три раза в год. Сборник формирует информационный отдел: 94204, г. Алчевск, пр. Ленина, 16, ДонГТУ, тел/факс (06442) 2-68-87, e-mail: info@dmmti.edu.ua (тема: 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 предоставляться в виде тезисов.

Ответственность за нарушение авторских прав, за несоблюдение действующих стандартов и за недостоверность приведенных в статье данных полностью несут авторы статьи.

Статья должна сопровождаться рецензией с указанием раздела сборника, в котором она будет размещена. Авторы сторонних организаций дополнительно сопровождают статью рекомендательным письмом. Редакционная коллегия оставляет за собой право вносить в текст статьи изменения редакционного характера без согласования с авторами.

Текст статьи предоставляется на электронном носителе и в печатном виде, сопроводительная документация только в печатном виде.

Рекомендуемое количество авторов статьи до 3-х человек. При необходимости, по решению редколлегии, количество авторов может быть увеличено до 5-ти.

Языки предоставления статей: украинский, русский, английский.

Стоимость сборника научных трудов ДонГТУ для авторов сторонних организаций составляет 100 грн. (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: ДонГТУ

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.

Проверьте правильность заполнения платежных реквизитов, обратите особое внимание на номер регистрационного счета и назначение платежа.

---

## ТРЕБОВАНИЯ К ОФОРМЛЕНИЮ

Текст рукописи статьи от 5 до 10 страниц на белой бумаге формата А4 (210х297 мм) с полями: верхнее, нижнее – 27 мм; левое – 23 мм, правое – 25 мм. Страницы не нумеруются. Рукопись статьи оформляется с применением редактора MS Word (не ниже версии 6.0 и не старше версии 11(2003)) шрифтом Times New Roman, размером 12 пт, одинарным интервалом, выравниванием по ширине, абзацным отступом 0,5 см. Функция «Автоматическая расстановка переносов» должна быть активирована. Весь материал подается в черно-белом оформлении (без градиентов серого или цветовой палитры). Не допускается использование элементов «Надпись».

УДК проставляется вверху, выравнивание по левому краю, шрифт полужирный, без абзацного отступа.

Через один интервал - ученая степень, фамилия, инициалы. С новой строки в круглых скобках – название организации, название города, страны, e-mail автора, через запятую. Шрифт полужирный, курсив, выравнивание по правому краю, без абзацного отступа.

С новой строки – название статьи заглавными буквами, выравнивание по центру, шрифт Arial, полужирный, без абзацного отступа, интервал перед и после абзаца – 12 пт.

С новой строки – краткая аннотация на языке публикации, курсивом, размером 11 пт, интервал перед абзацем – 12 пт.

После аннотации с новой строки – ключевые слова, курсивом, размером 11 пт, интервал после абзаца – (Авто). Фраза «Ключевые слова:» выделяется полужирным начертанием.

С новой строки – текст статьи в две колонки, интервал между колонками 0.5 см.

После текста статьи, полужирным шрифтом, размером 11 пт, располагается заголовок «Библиографический список», интервал перед абзацем – 12 пт, после абзаца – 8 пт, выравнивание по левому краю.

Библиографический список оформляется согласно ДСТУ ГОСТ 7.1:2006 «*Бібліографічний запис. Бібліографічний опис. Загальні вимоги та правила складання*», размером 11 пт, курсивом и должен быть составлен в порядке упоминания в тексте. Ссылки на литературу заключаются в квадратные скобки. Рекомендованное количество ссылок – не более восьми.

Через один интервал – ученая степень, фамилия, инициалы, полное название организации, название статьи, аннотации и ключевые слова приводятся на оставшихся двух языках из трех (английский, русский, украинский), размером шрифта 11 пт.

Ученая степень, фамилия, инициалы оформляются полужирным шрифтом, без абзацного отступа, выравниванием по левому краю. В круглых скобках, курсивом – название организации, название города, страны, e-mail автора, через запятую.

С новой строки, выравниванием по левому краю – название статьи заглавными буквами.

С новой строки – краткая аннотация, курсивом.

С новой строки – ключевые слова, курсивом. Фраза «Ключевые слова:» выделяется полужирным начертанием.

---

## Рисунки

Рисунки вставляются в текст единым объектом и могут быть представлены:

- *растровыми форматами* – gif, tiff, jpg, bmp и им подобными (качество 300 dpi);
- *векторными форматами* – emf, wmf.

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. Перед рисунком интервал 12 пт. Выравнивание по центру, ширина в одну колонку (большие рисунки располагают на ширину страницы, вверху или внизу страницы). Рисунки размещают в книжной ориентации, в тексте (не в таблицах), обтекание рисунка – «в тексте». Все рисунки подаются дополнительно отдельными файлами.

Допускается размещение пояснительных данных под иллюстрацией (подрисуночный текст) с выравниванием по центру без абзацного отступа, размером 10 пт.

Под каждым рисунком (подрисуночным текстом) располагается подпись в формате «Рисунок № – Название» с выравниванием по центру без абзацного отступа, интервалом перед и после абзаца – (Авто), размером 11 пт. Статья не должна заканчиваться рисунком.

## Формулы

Абзац содержащий формулы должен иметь следующие параметры: выравнивание по левому краю, без абзацного отступа, интервал перед и после абзаца 6 пт, позиции табуляции – 3,75 см по центру (для расположения формулы) и 7,85 см по правому краю (для расположения номера формулы). Формулы целиком (включая размерности) выполняются с помощью редактора формул Microsoft Equation 3 математическим стилем, обычное начертание шрифта (нормальный), со следующими размерами:

Full (обычный)	12 pt
Subscript/Superscript (крупный индекс)	9 pt
Sub-Subscript/Superscript (мелкий индекс)	7 pt
Symbol (крупный символ)	14 pt
Sub-Symbol (мелкий символ)	12 pt

Недопустимо масштабирование формул и размещение формул в табличном формате. В одном блоке формулы допускается только одна строка (многострочные формулы разбиваются на блоки). Упоминание элементов формул по тексту статьи также выполняется в редакторе формул.

## Таблицы

Все таблицы располагаются после упоминания в тексте и должны иметь название и порядковый номер. Название располагается над таблицей, размер шрифта 11 пт, без абзацного отступа, интервал перед абзацем – 12 пт, после абзаца – 6 пт.

Таблица выравнивается по центру контейнера, в книжной ориентации, шириной в 1 колонку (большие таблицы располагаются на ширину страницы, вверху или внизу страницы). Текст в таблице оформляется размером шрифта 11 пт или 12 пт, без абзацного отступа.

Не допускается заливка ячеек таблицы цветом. После таблицы отступается один интервал.

*д.т.н. Иванов К. Н.,  
Петров В. А.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **МОДЕЛИРОВАНИЕ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОГО ПОЛЯ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОГО ДЕЗИНТЕГРАТОРА**

*Разработана конечно-элементная модель ЭМД многофакторного действия. Полученные с помощью математической и физической моделей данные о распределении магнитного поля в ЭМД показывают, что величина магнитной индукции в воздушном зазоре достигает значений, рекомендуемых для аппаратов с вихревым слоем.*

**Ключевые слова:** *электромеханический дезинтегратор, индуктор, конечно-элементная модель, электромагнитное поле.*

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

На сегодняшний день процессы дробления и измельчения твердых материалов в целях обогащения, выделения полезного компонента, повышения реологической активности, увеличения контактной поверхности и интенсификации ряда физико-химических процессов являются наиболее распространенными технологическими операциями промышленного производства различных материалов. Важность процессов технологического измельчения подчеркивает и тот факт, что именно на измельчение материалов различного происхождения в наше время расходуется более 20 % всей вырабатываемой на планете электроэнергии.

Одним из способов, позволяющих осуществлять различные технологические процессы тонкого и сверхтонкого измельчения, гомогенного перемешивания жидких и твердых порошковых веществ (приготовления эмульсий, суспензий и т.п.), ускорения некоторых химических реакций, является применение принципиально нового класса электромеханических преобразователей энергии – электромеханических дезинтеграторов (ЭМД) многофакторного действия [1, 2, 3].

Основой для проектирования и исследования процессов в новых электромеха-

нических устройствах является математическое моделирование электромагнитных полей. Полученные с помощью математической модели данные о распределении электромагнитного поля позволяют на предварительном этапе определить геометрические размеры активной части преобразователя и приближенно оценить его рабочие свойства и характеристики. Одним из наиболее эффективных численных методов решения полевых задач является метод конечных элементов. Достоинством этого метода является сравнительная простота и точность описания достаточно сложных конфигураций границ раздела сред, возможность учета нелинейности свойств материалов и т.п.

**Постановка задачи.** Задачей данной работы является создание конечно-элементной модели ЭМД и анализ распределения магнитного поля в его активной части.

**Изложение материала и его результаты.** В общем виде нелинейное дифференциальное уравнение электромагнитного поля в частных производных относительно векторного магнитного потенциала  $\vec{A}$  можно представить как

$$\operatorname{rot}\left(\frac{1}{\mu} \operatorname{rot} \vec{A}\right) - \gamma \frac{\partial \vec{A}}{\partial t} - \gamma(\vec{v} \times \operatorname{rot} \vec{A}) = -\vec{J}_{\text{стоп}}, \quad (1)$$

где  $\mu = \mu_0 \cdot \mu_r$  – абсолютная магнитная проницаемость;

$\gamma$  – удельная электрическая проводимость;

$\vec{v}$  – вектор скорости движения электропроводящей среды относительно источника магнитного поля;

$\vec{J}_{стор}$  – плотность сторонних токов.

Для непроводящих областей справедливо уравнение Пуассона

$$\operatorname{rot}\left(\frac{1}{\mu} \operatorname{rot} \vec{A}\right) = -\vec{J}_{стор}. \quad (2)$$

Источники поля в правой части уравнения (1) задаются сторонней плотностью тока на участках пазов индукторов согласно трехфазной схеме соединения обмоток. Для предварительного расчета токовой нагрузки использовались экспериментальные данные фазных токов ЭМД. Комплексные значения плотности тока в фазах обмотки индуктора:

$$\begin{aligned} \vec{J}_A &= I_m \cdot u_n / S_n, \\ \vec{J}_B &= -I_m [\cos(-2\pi/3) - \end{aligned} \quad (3)$$

$$-j \sin(-2\pi/3)] \cdot u_n / S_n,$$

$$\vec{J}_C = -I_m [\cos(-4\pi/3) - j \sin(-4\pi/3)] \cdot u_n / S_n,$$

где  $I_m$  – амплитуда тока в фазе индуктора;

$u_n$  – число эффективных проводников в пазу;

$S_n$  – площадь сечения паза.

Расчет квазистационарного магнитного поля ЭМД был проведен методом конечных элементов с использованием программно-вычислительного комплекса Comsol Multiphysics 3.5a.

Одним из основных параметров аппаратов с вихревым слоем является величина магнитной индукции в центральной части расточки индуктора при холостом ходе, т. е. при условии отсутствия ферромагнитных частиц [4]. Величиной индукции определяются скорость перемешивания и диспергирования фаз, а также скорость химической реакции в зоне вихревого слоя. Опыт осуществления технологических процессов с использованием таких устройств позволил определить целесообразный интервал индукции – 0,1...0,2 Тл.

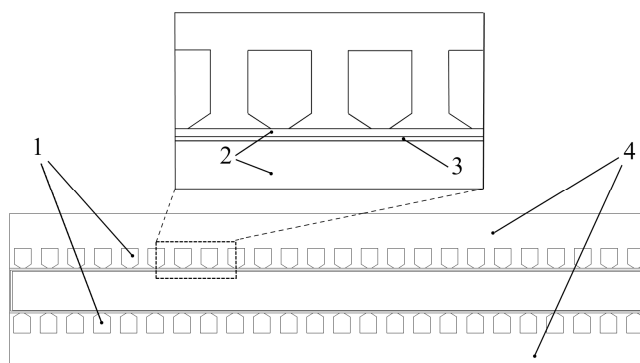


Рисунок 1 – Расчетная геометрическая модель ЭМД

Таблица 1 – Свойства материалов расчетных областей

Название расчетного участка	Относительная магнитная проницаемость, $\mu_r$	Удельная электрическая проводимость, $\gamma$ , См/м
1. Обмотка индуктора	1	$5,8 \cdot 10^7$
2. Воздушная область	1	0
3. Рабочая камера	1	$1,12 \cdot 10^7$
4. Магнитопровод индуктора	Кривая намагничивания Ст. 2211	0

На рисунке 5 показан график распределения нормальной составляющей магнитной индукции вдоль линии, проходящей через ярмо магнитопровода верхнего индуктора, середину зубца, воздушный зазор, и соответственно, середину зубца и ярмо магнитопровода нижнего индуктора.

#### **Выводы и направление дальнейших исследований.**

Разработана конечно-элементная модель ЭМД многофакторного действия. Полученные с помощью математической и

физической моделей данные о распределении магнитного поля в активной части ЭМД показывают, что величина магнитной индукции в воздушном зазоре достигает значений, рекомендуемых для аппаратов с вихревым слоем. Результаты численного расчета электромагнитного поля ЭМД могут быть использованы при выборе геометрических размеров активной части с целью получения заданных рабочих свойств и характеристик.

#### **Библиографический список**

1. Шинкаренко В.Ф. Еволюційний синтез нових видів електромеханічних перетворювачів енергії технологічного призначення з використанням моделей макроеволюції / В.Ф. Шинкаренко, С.А. Безсонов // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». – Харків: НТУ «ХПІ», 2001. – № 16. – С. 171–173.
2. Пат. 43635 Україна, МПК B01F 13/00. Електромеханічний дезінтегратор / Шинкаренко В.Ф., Августинів А.А., Лисак В.В., Вахновецька М.О.; заявник і патентовласник Національний технічний університет України «КПІ». – № u200902781, заявл. 25.03.2009; опубл. 25.08.2009, Бюл. № 16.
3. Филатов М.А. Оценка возможности использования электромеханического дезинтегратора в технологии приготовления водоугольного топлива / М.А. Филатов, В.Ю. Грицюк, В.В. Лысак // Сборник научных трудов ДонГТУ. – Алчевск: ДонГТУ. – 2012. – Вып. 37. – С. 325–329.

**Рекомендована к печати д.т.н., проф.** \_\_\_\_\_

Статья поступила в редакцию \_\_\_\_\_

**д.т.н. Іванов К.Н., Петров В.А. (ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)**

#### **МОДЕЛЮВАННЯ ЕЛЕКТРОМАГНІТНОГО ПОЛЯ ЕЛЕКТРОМЕХАНІЧНОГО ДЕЗІНТЕГРАТОРА.**

Розроблено скінченно-елементну модель ЕМД багатофакторної дії. Отримані за допомогою математичної та фізичної моделей дані про розподіл магнітного поля в ЕМД показують, що величина магнітної індукції в повітряному проміжку досягає значень, рекомендованих для апаратів з вихровим шаром.

**Ключові слова:** електромеханічний дезінтегратор, індуктор, скінченно-елементна модель, електромагнітне поле.

**Ivanov K.N., Petrov V.A. (DonSTU, Alchevsk, Ukraine)**

#### **MODELING OF ELECTROMAGNETIC FIELD ELECTROMECHANICAL DISINTEGRATOR.**

Developed a finite element model of the electromechanical disintegrator. Obtained with the help of mathematical and physical models of the distribution of magnetic field in the electromechanical disintegrator shows that the magnetic induction in the air gap reaches recommended for vehicles with fluidized bed.

**Key words:** electromechanical disintegrator, inductor, finite element model, electromagnetic field.

---

---

## СОДЕРЖАНИЕ

### Разработка полезных ископаемых

Фрумкин Р. А. ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ МЕТОДОЛОГИИ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ МНОГОПАРАМЕТРИЧЕСКИХ ГОРНЫХ ПРОЦЕССОВ И ЯВЛЕНИЙ .....	5
Литвинский Г. Г., Фесенко Э. В. НЕСУЩАЯ СПОСОБНОСТЬ СТАЛЬНОЙ АРОЧНОЙ КРЕПИ ПРИ ЕЕ ЗАПРЕДЕЛЬНОМ ДЕФОРМИРОВАНИИ .....	14
Финкельштейн З. Л., Палюх А.П. ВЫСОКОМОМЕНТНЫЕ ПЛАНЕТАРНЫЕ ГИДРОМОТОРЫ С ПЛАВАЮЩИМИ САТЕЛЛИТАМИ – ПУТЬ СОЗДАНИЯ МАЛОГАБАРИТНОГО ГОРНОГО ОБОРУДОВАНИЯ .....	24
Литвинский Г. Г., Ковалёв Г. П. РАЗРАБОТКА АКСИАЛЬНЫХ ГАРМОНИЧЕСКИХ ГИДРОМАШИН НОВОГО ПОКОЛЕНИЯ .....	31
Окалелов В. Н., Величко В. Н. СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ УГОЛЬНОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ УКРАИНЫ И ПЕРСПЕКТИВЫ РАЗВИТИЯ МАЛЫХ ШАХТ .....	41
Литвинский Г. Г., Бикяшева Ю. Н. ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ФОРМЫ ОБРАЗЦА ПРИ ИСПЫТАНИЯХ НА РАСКОЛ .....	44
Чепурная Л. А., Филатъев М.В., Антощенко Н. И. О ПАРАМЕТРАХ МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ СДВИЖЕНИЯ ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ОТРАБОТКЕ УГОЛЬНЫХ ПЛАСТОВ .....	52
Ларченко В. Г., Денисенко Е. А. АНАЛИЗ ДОПУСТИМОЙ ПОГРЕШНОСТИ ОРИЕНТИРОВАНИЯ ШАХТ ЧЕРЕЗ ДВА ВЕРТИКАЛЬНЫХ СТВОЛА .....	60
Харин Е. Н., Антощенко Н. И., Гасюк Р. Л. ПРОГНОЗ ДИНАМИКИ ГАЗОВЫДЕЛЕНИЯ ИЗ ПОДРАБОТАННЫХ УГОЛЬНЫХ ПЛАСТОВ И ПОРОД ПОСЛЕ ПРЕКРАЩЕНИЯ ОЧИСТНЫХ РАБОТ .....	65



---

---

## Металлургия

Петрушов С. Н., Русанов И. Ф., Дорогой Е. В.

ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ АГЛОУСТАНОВОК В ЗАВИСИМОСТИ ОТ  
РЕЖИМА ВОЗВРАТА И НЕКОТОРЫХ ДРУГИХ ПАРАМЕТРОВ ШИХТЫ ..... 75

Смирнов А. Н., Андрощук Р. С., Епишев М. В., Головчанский А. В.

МЕТОД ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ШЛАКОВ ДЛЯ  
НЕПРЕРЫВНОЙ РАЗЛИВКИ СТАЛИ ..... 80

Куберский С. В.

РАЗНОВИДНОСТИ КОНСТРУКЦИИ БЛОКОВ ДЛЯ ДУГОВОЙ ГЛУБИННОЙ  
ОБРАБОТКИ РАСПЛАВОВ И ОБЛАСТИ ИХ ПРИМЕНЕНИЯ ..... 84

Мушегян В. О.

ИССЛЕДОВАНИЕ СВОЙСТВ СЛИТКОВ И ПРОКАТА МОЛИБДЕНОВЫХ  
СПЛАВОВ, ПОЛУЧЕННЫХ МЕТОДОМ ЭЛЕКТРОННОЛУЧЕВОЙ ПЛАВКИ ..... 93

Ухин В. Е.

ИССЛЕДОВАНИЕ ОСОБЕННОСТЕЙ ФОРМИРОВАНИЯ  
ПОДПОВЕРХНОСТНЫХ ТРЕЩИН В НЕПРЕРЫВНОЛИТОЙ СОРТОВОЙ  
ЗАГОТОВКЕ ..... 103

Диментьев А. О., Дорофеев В. Н., Новохатский А. М.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ МЕСТОПОЛОЖЕНИЯ И РАЗМЕРОВ ТОТЕРМАНА В ГОРНЕ  
ДОМЕННОЙ ПЕЧИ ..... 111

Чебан В. Г., Тумин А. Н.

АНАЛИЗ СУЩЕСТВУЮЩИХ УЛЬТРАФИЛЬТРАЦИОННЫХ МЕТОДОВ  
ОЧИСТКИ ВОДЫ ..... 116

Кравченко В. М., Романчук А. Н., Романчук Я. А.

ВЛИЯНИЕ ГЛУБОКОГО ОБЕЗУГЛЕРОЖИВАНИЯ МЕТАЛЛА НА СОСТАВ  
КОНВЕРТЕРНОЙ ВАННЫ И ЭКОНОМИКУ ПРОЦЕССА ..... 125

Кучма С.М., Стародубов С. Ю.

АНАЛІЗ ВПЛИВУ ХОЛОДНОЇ ДЕФОРМАЦІЇ НА СТРУКТУРУ ТА  
ВЛАСТИВОСТІ ЕЛІНВАРУ 45НХТВЮ ..... 130

Боровик П. В., Селезнёв М. Е.

ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ РАБОТЫ ДИСКОВЫХ НОЖНИЦ  
ПРИ УВЕЛИЧЕННОМ ДИАМЕТРЕ ВЕРХНЕГО НОЖА ..... 135

---

Петрушов С. Н., Ершов В. М., Грицунова К. А., Смельский А. А.  
ТОНКАЯ СТРУКТУРА ХОЛОДНОДЕФОРМИРОВАННОЙ  
МАЛОУГЛЕРОДИСТОЙ СТАЛИ ..... 141

Рутковский Ю. А., Чекалов А. Н., Мосягин Н. А., Ревякин А. С.  
ПОВЫШЕНИЕ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ОБРАБОТКИ ЗУБЬЕВ КОЛЁС ..... 147

Блинов А. М., Попов Г. Н.  
СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ЗАГРУЗОЧНОГО УСТРОЙСТВА  
АГЛОМЕРАЦИОННОЙ МАШИНЫ ПОЗВОЛЯЮЩЕЕ СНИЗИТЬ ВРЕДНЫЕ  
БОРТОВЫЕ ПРОСОСЫ ..... 152

### **Строительство**

Дрозд Г. Я.  
МЕТОДИКА ПРОГНОЗИРОВАНИЯ СТЕПЕНИ АГРЕССИВНОСТИ  
ЭКСПЛУАТАЦИОННОЙ СРЕДЫ КАНАЛИЗАЦИОННЫХ КОЛЛЕКТОРОВ ..... 159

Должиков П. Н., Семирягин С. В., Фурдей П. Г.  
ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ДИСПЕРСНОСТИ ГРАНУЛИРОВАННОГО  
ДОМЕННОГО ШЛАКА НА ПРОЧНОСТЬ ЦЕМЕНТА ..... 165

Дрозд Г. Я., Хвортова М. Ю.  
ОЦЕНКА НАДЕЖНОСТИ КАНАЛИЗАЦИОННЫХ ТРУБОПРОВОДОВ ..... 170

Соколенко В. М.  
ОЦІНКА ЕНЕРГООЩАДНИХ ЗАХОДІВ ЗА РАХУНОК МЕШКАНЦІВ МІСТ  
ЯК ФАКТОР ЕВОЛЮЦІЇ СИСТЕМ ТЕПЛОЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ..... 175

Симонова И. Н., Долголаптев В. М., Симонов С. И.  
ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОСТИ В КОММУНАЛЬНОЙ СФЕРЕ ..... 181

Бондарчук В. В., Пантелеев А. Е.  
ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ БЕТОНА НА  
ПРИОПОРНЫХ УЧАСТКАХ СТАЛЕЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ДВУХПРОЛЁТНЫХ  
ПЛИТ С НЕСЪЁМНОЙ ОПАЛУБКой ИЗ ПРОФИЛИРОВАННОГО НАСТИЛА,  
ОРИЕНТИРОВАННОГО УЗКИМИ ПОЛКАМИ ВНИЗ ..... 187

Бизирка И. И.  
ОРГАНО-МИНЕРАЛЬНЫЙ ПОРОШОК КАК ЗАМЕНИТЕЛЬ  
ТРАДИЦИОННОГО МИНЕРАЛЬНОГО ПОРОШКА ДЛЯ АСФАЛЬТОБЕТОНА ... 192

---

---

### Електротехніка. Радіотехніка

Заблодський М. М., Грицюк В. Ю., Кулдиркаєв І. М., Гринь Г. М. ВИЗНАЧЕННЯ СКЛАДОВИХ КОРИСНОЇ ПОТУЖНОСТІ ТА КОЕФІЦІЄНТА КОРИСНОЇ ДІЇ ЗАГЛИБНОГО ЕЛЕКТРОМЕХАНІЧНОГО ПЕРЕТВОРЮВАЧА ..	199
Лущик В. Д., Полезін С. Ю. ШЕСТИФАЗНІ ОБМОТКИ ТРИФАЗНИХ АСИНХРОННИХ ДВИГУНІВ .....	204
Заблодский Н. Н., Грицюк В. Ю., Шека С. В. ОЦЕНКА ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ УСИЛИЙ В РАБОЧЕЙ ЗОНЕ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОГО ДЕЗИНТЕГРАТОРА .....	212
Павленко Т. П. ПСЕВДОРІДИННОМЕТАЛЕВІ ЕЛЕКТРИЧНІ КОНТАКТИ ДЛЯ НИЗЬКОВОЛЬТНИХ АВТОМАТИЧНИХ ВИМИКАЧІВ .....	217
Заблодский Н. Н., Филатов М. А., Грицюк В. Ю. МОДЕЛИРОВАНИЕ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОГО ПОЛЯ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОГО ДЕЗИНТЕГРАТОРА .....	221
Корсунов К. А. МОБИЛЬНЫЕ ПЛАЗМЕННЫЕ УСТАНОВКИ ДЛЯ УТИЛИЗАЦИИ ОПАСНЫХ ОТХОДОВ .....	227
Заблодський М. М., Ямкова М. А., Шадрін С. В. МАТЕМАТИЧНА МОДЕЛЬ СИЛОВОГО КОЛА ЕЛЕКТРОТЕХНІЧНОГО КОМПЛЕКСУ ДЛЯ РОЗМІРНОЇ ЕЛЕКТРОХІМІЧНОЇ ОБРОБКИ .....	233
Шавѐлкин А. А. АКТИВНЫЙ ВЫПРЯМИТЕЛЬ ТОКА ДЛЯ ВЫСОКОВОЛЬТНЫХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ ЧАСТОТЫ С АВТОНОМНЫМ ИНВЕРТОРОМ ТОКА .....	241
Захожай О. И., Солошенко А. Н. ВЫСОКОСКОРОСТНАЯ ОБРАБОТКА ИЗОБРАЖЕНИЙ С ПРИМЕНЕНИЕМ ЦИФРОВЫХ ФИЛЬТРОВ НА БАЗЕ FPGA.....	250
Кухарев А. Л. МОДЕЛИРОВАНИЕ ФАЗОСДВИГАЮЩИХ ТРАНСФОРМАТОРОВ ДЛЯ ВЫСОКОВОЛЬТНЫХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ ЧАСТОТЫ КАСКАДНОГО ТИПА .....	255

---

---

Захожай О. И., Дубовик В. С.

ПРИМЕНЕНИЕ СТРУКТУР ЦИФРОВЫХ ФИЛЬТРОВ ДЛЯ  
ВЫСОКОСКОРОСТНОЙ ОБРАБОТКИ ВИДЕОИЗОБРАЖЕНИЙ .....263

Гречко М. В.

ВПЛИВ ГЕОМЕТРІЇ НА ІНДУКТИВНІ ПАРАМЕТРИ ВЕНТИЛЬНОГО  
ГЕНЕРАТОРА ІНДУКТОРНОГО ТИПУ З СУМІЩЕНИМИ ОБМОТКАМИ ..... 269

Abstracting ..... 278

Требования к рукописям научных статей к выпуску

сборника научных трудов ДонГТУ .....285

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

ЗБІРНИК НАУКОВИХ ПРАЦЬ  
ДОНБАСЬКОГО ДЕРЖАВНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ

Випуск 39

*Головний редактор*

**Антощенко М. І.** – докт. техн. наук.

*Редакційна колегія:*

С. В. Семірягін – зам. гол. ред., канд. техн. наук,  
М. М. Заблудський – докт. техн. наук,  
С. М. Петрушов – докт. техн. наук,  
О. М. Новохатський – докт. техн. наук,  
Г. Г. Литвинський – докт. техн. наук,  
Р. А. Фрумкін – докт. техн. наук,  
Г. В. Бабіюк – докт. техн. наук,  
Г. І. Гайко – докт. техн. наук,  
М. К. Клішин – докт. техн. наук,  
А. П. Борзих - докт. техн. наук,  
П. М. Должиков - докт. техн. наук,  
З. Л. Фінкельштейн – докт. техн. наук,  
В. Д. Лущик – докт. техн. наук,  
С. В. Корнеєв – докт. техн. наук,  
В. О. Ульшин – докт. техн. наук,  
О. І. Давиденко – докт. техн. наук,  
Г. Я. Дрозд – докт. техн. наук,  
В. Н. Ульяницький – канд. техн. наук,  
Ю. Е. Паєранд – канд. техн. наук,  
С. А. Скомська – секретар редакційної колегії.

*(українською, російською та англійською мовами)*

Комп'ютерна верстка Н. В. Пупкова

---

Підп. до друку 20.05.2013. Формат 84×108<sup>1</sup>/<sub>16</sub>. Папір офс.  
Друк RISO. Ум.друк.арк. 30,97. Зам. № 92. Наклад 100 пр.  
Видавництво не несе відповідальність за зміст матеріалу, наданого автором до друку.

Видавець та виготівник:

Донбаський державний технічний університет  
пр. Леніна, 16, м. Алчевськ, Луганська обл., 94204.  
(Видавництво «ЛАДО», ауд. 2113, т./факс (06442) 2-58-59)  
Свідоцтво Держкомтелерадіо серія ДК, №2010 від 12.11.2004